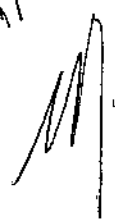


Unicamp

Este exemplar constata-se
a redação final da dissertação
defendida por este ponto de vista
e aprovado pela Comissão jul-
gadora em 13/11/89.

 *Unicamp*

PROF. DR. ETTORÉ BOICELLI

MÉTODO DA SIMULAÇÃO
PARA DETERMINAR
A TENSÃO DE EXTRUSÃO
A FRIO

050/89

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

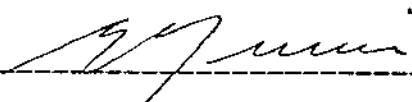
Dissertação de Mestrado

Título da Dissertação : MÉTODO DA SIMULAÇÃO PARA DETERMINAR A
TENSÃO DE EXTRUSÃO A FRIO

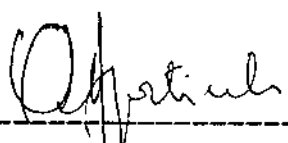
Autor : IRIS BENTO DA SILVA

Orientador : PROF. DR. ETTORE BRESCIANI FILHO

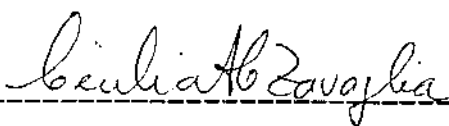
Aprovado por



Prof. Dr. Ettore Bresciani Filho, Presidente



Prof. Dr. Oswaldo Luiz Agostinho



Profa. Dra. Cecília A.C. Zavaglia

Campinas, 13 de novembro de 1989

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

Iris Bento da Silva

Dissertação apresentada à Comissão de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia de Campinas, como parte dos requisitos para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Dr. Ettore Bresciani Filho

Orientador

CAMPINAS
NOVEMBRO - 1989



Aos meus pais

À minha esposa pelo apoio e compreensão

Aos meus filhos

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. ETTORE BRESCIANI FILHO, pela valiosa orientação, inestimável amizade e apoio durante a execução deste trabalho.

Ao corpo diretivo de Equipamentos Clark Ltda., nas pessoas dos Srs. Francisco Edmir Bertolaccini, Alberto Ferraz de Abreu, Antonio Sanchez Filho, Vivaldo Antonio Fernandes Russo, Jorge Vinicius da Silva Jr., Plínio Costa Machado e Telmo Orlando Marchiori que possibilitaram a realização deste trabalho.

Ao Prof. Sérgio Tonini Button, pelo incentivo e discussões sobre o tema deste trabalho.

Aos Srs. Oswaldo L. Agostinho, Antônio C. S. Rodrigues e Maurício A. L. Barros que auxiliaram na fabricação do ferramental.

Aos Srs. Carlos Alberto Briganti, Ernesto D. Fantini e Dorival Munhoz Jr. que apoiaram os ensaios de laboratório e as análises metalúrgicas dos tarugos.

Aos Srs. Roberto S. Bojikian, Ronaldo T. Schmidt, Luiz R. C. Manhães e João G. Lester, pela colaboração na parte experimental.

Ao Sr. José O. Ferrari, pelo desenvolvimento do programa de computação.

Aos Profs. Fernando A. C. Nery e Sérgio Delijaicov, pelo auxílio na indicação bibliográfica.

À Sra. Ana Maria Fantini, pelo trabalho de revisão gramatical e composição do texto.

À Faculdade de Ciências Tecnológicas da PUCCAMP, na pessoa do Exmo. Sr. Diretor Prof. Sérgio Padilha, pelo apoio na calibração do punção com extensômetros.

À Interface, na pessoa do Prof. Dr. Augusto Ruy de O. Pinto, pelo apoio na preparação dos extensômetros.

À Frensas Schuler, National Machinery, Ind. Mecânica Jundiaí, U. M. Cifali e Indal. Conventos pelo envio de informações sobre máquinas para extrusão a frio.

À Forjafrio, Metalac, Mapri, Presstécnica, Italtractor Pichi, Metal Leve e Krupp pelo envio de informações enviadas sobre produtos extrudados a frio.

À Mannesmann, Acesita, Aços Anhanguera, Vilares, Eletrometal e Aparecida, pelas de informações enviadas sobre materiais para conformação a frio.

Ao Departamento de Engenharia de Materiais da FEC-UNICAMP, pelo uso das instalações e dos equipamentos.

À todos aqueles que, direta ou indiretamente, colaboraram para a realização deste trabalho.

Unicamp

Este exemplar constata-se
a redação final da dissertação
defendida por este ponto de vista
e aprovado pela Comissão jul-
gadora em 13/11/89.

 *Ettore Boicelli*

PROF. DR. ETTORÉ BOICELLI

MÉTODO DA SIMULAÇÃO
PARA DETERMINAR
A TENSÃO DE EXTRUSÃO
A FRIO

050/89

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

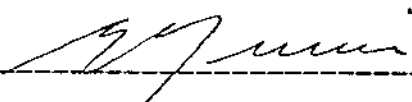
Dissertação de Mestrado

Título da Dissertação : MÉTODO DA SIMULAÇÃO PARA DETERMINAR A
TENSÃO DE EXTRUSÃO A FRIO

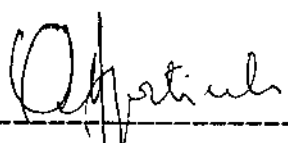
Autor : IRIS BENTO DA SILVA

Orientador : PROF. DR. ETTORE BRESCIANI FILHO

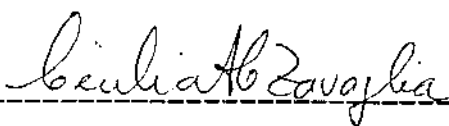
Aprovado por



Prof. Dr. Ettore Bresciani Filho, Presidente



Prof. Dr. Oswaldo Luiz Agostinho



Profa. Dra. Cecília A.C. Zavaglia

Campinas, 13 de novembro de 1989

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

Iris Bento da Silva

Dissertação apresentada à Comissão de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia de Campinas, como parte dos requisitos para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Dr. Ettore Bresciani Filho

Orientador

CAMPINAS

NOVEMBRO - 1989

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL

Aos meus pais

À minha esposa pelo apoio e compreensão

Aos meus filhos

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. ETTORE BRESCIANI FILHO, pela valiosa orientação, inestimável amizade e apoio durante a execução deste trabalho.

Ao corpo diretivo de Equipamentos Clark Ltda., nas pessoas dos Srs. Francisco Edmir Bertolaccini, Alberto Ferraz de Abreu, Antonio Sanchez Filho, Vivaldo Antonio Fernandes Russo, Jorge Vinicius da Silva Jr., Plínio Costa Machado e Telmo Orlando Marchiori que possibilitaram a realização deste trabalho.

Ao Prof. Sérgio Tonini Button, pelo incentivo e discussões sobre o tema deste trabalho.

Aos Srs. Oswaldo L. Agostinho, Antônio C. S. Rodrigues e Maurício A. L. Barros que auxiliaram na fabricação do ferramental.

Aos Srs. Carlos Alberto Briganti, Ernesto D. Fantini e Dorival Munhoz Jr. que apoiaram os ensaios de laboratório e as análises metalúrgicas dos tarugos.

Aos Srs. Roberto S. Bojikian, Ronaldo T. Schmidt, Luiz R. C. Manhães e João G. Lester, pela colaboração na parte experimental.

Ao Sr. José O. Ferrari, pelo desenvolvimento do programa de computação.

Aos Profs. Fernando A. C. Nery e Sérgio Delijaicov, pelo auxílio na indicação bibliográfica.

À Sra. Ana Maria Fantini, pelo trabalho de revisão gramatical e composição do texto.

À Faculdade de Ciências Tecnológicas da PUCCAMP, na pessoa do Exmo. Sr. Diretor Prof. Sérgio Padilha, pelo apoio na calibração do punção com extensômetros.

À Interface, na pessoa do Prof. Dr. Augusto Ruy de O. Pinto, pelo apoio na preparação dos extensômetros.

À Frensas Schuler, National Machinery, Ind. Mecânica Jundiaí, U. M. Cifali e Indal. Conventos pelo envio de informações sobre máquinas para extrusão a frio.

À Forjafrio, Metalac, Mapri, Presstécnica, Italtractor Pichi, Metal Leve e Krupp pelo envio de informações enviadas sobre produtos extrudados a frio.

À Mannesmann, Acesita, Aços Anhanguera, Vilares, Eletrometal e Aparecida, pelas de informações enviadas sobre materiais para conformação a frio.

Ao Departamento de Engenharia de Materiais da FEC-UNICAMP, pelo uso das instalações e dos equipamentos.

À todos aqueles que, direta ou indiretamente, colaboraram para a realização deste trabalho.

RESUMO

Este trabalho tem como objetivo principal desenvolver um método de simulação para se determinar a tensão da extrusão a frio de peças de aço em matrizes cônicas. Para atingir esse objetivo foram conduzidas experiências em escala de laboratório e em escala real. Através da comparação dos resultados dessas escalas, determinou-se os fatores de correlação.

Os ensaios da escala de laboratório foram realizados numa máquina de ensaio universal e os ensaios da escala real foram realizados numa prensa hidráulica vertical.

Também foram estudados os diversos métodos de cálculo da tensão de extrusão a frio, identificando-se em quais desses métodos os valores calculados mais estreitamente se aproximam dos valores medidos.

ABSTRACT

The principal goal of this work is to develop a simulation method to predict the stress of steel cold extrusion in conical converging dies. To achieve this goal, the experiments were performed in a laboratory scale and a real scale. Through comparison of results from both scales, a correlation factors were defined.

The experiments in the laboratory scale were performed using a universal testing machine and for the experiments in the real scale it was used a hydraulic cold forging press.

It was also studied different methods to predict the extrusion stress to identify which of them would give a better approach to the readings from laboratory scale and real scale experiments.

TÍTULO: MÉTODO DA SIMULAÇÃO PARA DETERMINAR A TENSÃO NA EXTRUSÃO

A FRIO

ÍNDICE

Pag.

<u>CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO.....</u>	1
1.1. OBJETIVOS	2
1.2. APRESENTAÇÃO HISTÓRICA DA EXTRUSÃO A FRIO E JUSTIFICATIVAS.....	2
1.3. RESUMO DOS CAPÍTULOS.....	3
 <u>CAPÍTULO 2 - PROCESSO DA EXTRUSÃO A FRIO.....</u>	4
2.1. DEFINIÇÃO E CLASSIFICAÇÃO.....	4
2.2. EXTRUSÃO PARA FRENTE.....	4
2.3. EXTRUSÃO PARA TRÁS.....	4
2.4. EXTRUSÃO COMBINADA.....	6
2.5. EXTRUSÃO PARA FRENTE FORÇADA.....	6
2.6. EXTRUSÃO PARA FRENTE LIVRE.....	6
2.7. PROCESSAMENTO.....	10
2.7.1. Cortar.....	10
2.7.2. Recozer	12
2.7.3. Decapar mecanicamente.....	12
2.7.4. Fosfatizar.....	12

2.7.5. Extrudar a frio.....	12
2.7.6. Ensaiar por ultrassom.....	13
2.8. FOSFATIZAÇÃO.....	13
2.8.1. Fosfatização na preparação da extusão a frio.....	13
2.8.2. Desengraxamento.....	15
2.8.3. Lavagem após o desengraxamento.....	15
2.8.4. Decapagem.....	16
2.8.5. Lavagem após o desengraxamento.....	16
2.8.6. Fosfatização.....	17
2.8.7. Lavagem após a fosfatização.....	17
2.8.8. Neutralização.....	18
2.8.9. Lubrificação	18
2.8.10. Secagem.....	19
2.9. SELEÇÃO DE AÇOS.....	19
2.9.1. Características dos aços.....	19
2.9.2. Condições de fornecimento.....	21
2.10. SELEÇÃO DAS MÁQUINAS.....	24
2.10.1. Parâmetros para a seleção das máquinas.....	24
2.10.2. Tipos de máquinas.....	24
2.11. FERRAMENTAS.....	27
2.11.1. Influência das ferramentas.....	27
2.11.2. Características das ferramentas	27
2.11.3. Projeto das ferramentas.....	29
2.11.4. Fabricação das ferramentas.....	30
2.11.5. Materiais e tratamentos térmicos para as ferramentas.....	30

2.12. ASPECTOS GERAIS DO PROJETO DE UMA PEÇA EXTRUDADA A FRIO.....	33
2.12.1. Sobremetal.....	33
2.12.2. Quantidade de estágios.....	34
2.12.3. Material de partida.....	37
2.12.4. Cálculo da força da extrusão.....	38
2.12.5. Plano de conformação.....	38
2.12.6. Detalhamento do ferramental.....	40
2.13. APLICAÇÕES DA EXTRUSÃO A FRIO.....	40
2.13.1. Comparação de um eixo conformado a frio e a quente.....	40
2.13.2. Exemplos de peças com operações de extrusão.....	49
 <u>CAPÍTULO 3 - MÉTODOS DE CÁLCULO DA TENSÃO DE EXTRUSÃO.....</u>	 52
3.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS.....	52
3.1.1. Trabalho de deformação homogênea.....	52
3.1.2. Trabalho devido ao atrito.....	52
3.1.3. Trabalho redundante.....	53
3.2. MÉTODO DA ENERGIA UNIFORME.....	53
3.3. MÉTODO DA DIVISÃO EM ELEMENTOS.....	53
3.4. MÉTODO DAS LINHAS DE DESLIZAMENTO.....	54
3.5. MÉTODOS GERAIS.....	54
3.5.1. Método da divisão em elementos considerando o trabalho redun- dante.....	54
3.5.2. Método da simulação com fator de conversão chumbo-aço.....	55
3.5.3. Nomograma do Cold Forging Group.....	56
3.5.4. Método do VDI.....	60

3.5.5. Métodos de cálculo segundo diversos autores.....	62
3.6. MÉTODO DO LIMITE SUPERIOR POR AVITZUR.....	68
3.6.1. Descrição do processo.....	68
3.6.2. Modelo de Avitzur.....	68
3.6.3. Cálculo das energias envolvidas no processo.....	72
3.6.4. Relações das variáveis do método do limite superior.....	80
3.6.5. Deformação e velocidade de deformação na zona de escoamento.....	81
3.6.6. Considerações de efeito do encurvamento no escoamento plástico de tarugos extrudados a frio através de uma matriz cônica.....	90
3.7. MÉTODO DA SIMULAÇÃO.....	99
3.7.1. Sistema real e simulado.....	99
3.7.2. Sistema real na extrusão dos metais.....	100
3.7.3. Fatores de correlação entre o sistema real e o simulado em extrusão a frio.....	100
<u>CAPÍTULO 4 - DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL.....</u>	104
4.1. CONSIDERAÇÕES.....	104
4.2. PREPARAÇÃO DOS TARUGOS PARA EXTRUSÃO EM ESCALA DE LABORA- TÓRIO E REAL.....	104
4.2.1. Especificação da matéria prima.....	104
4.2.2. Diâmetros e suas tolerâncias.....	106
4.2.3. Reozimento.....	106
4.2.4. Lubrificação.....	106
4.3. ENSAIOS DE EXTRUSÃO EM ESCALA DE LABORATÓRIO.....	109
4.3.1. Máquina e ferramental.....	109
4.3.2. Descrição dos ensaios.....	109

4.4. ENSAIOS DE EXTRUSÃO EM ESCALA REAL.....	115
4.4.1. Máquina e ferramental.....	115
4.4.2. Sistema para a medição da força.....	115
4.4.3. Descrição dos ensaios.....	130
 <u>CAPÍTULO 5 - RESULTADOS E ANÁLISE DOS RESULTADOS.....</u>	 133
5.1. RESULTADOS.....	133
5.1.1. Características dos tarugos dos ensaios de laboratório e reais.....	133
5.1.2. Tensões de extrusão medidas dos ensaios de laboratório e reais.....	150
5.1.3. Tensões de extrusão de laboratório calculadas através dos diversos métodos.....	155
5.1.4. Tensões de extrusão reais calculadas através do método do limite superior por Avitzur.....	155
5.1.5. Determinação do fator de correlação pelo método da simulação.....	166
5.1.6. Tensões de extrusão reais calculadas a partir das tensões de laboratório medidas.....	176
5.2. ANÁLISE DOS RESULTADOS.....	177
5.2.1. Análise das características dos tarugos extrudados nos ensa- ios de laboratório e reais.....	177
5.2.2. Comparação entre os resultados experimentais e os calculados.....	178

<u>CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES</u>	182
<u>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</u>	184
<u>BIBLIOGRAFIA</u>	187
ANEXO I - RELAÇÃO DE FIGURAS E TABELAS	191
ANEXO II - PROGRAMA DE COMPUTAÇÃO	198

SIMBOLOGIA

<u>SÍMBOLO</u>	<u>SIGNIFICADO</u>
ε_A	redução de área
φ	deformação total efetiva
$\bar{\varphi}$	deformação efetiva média
σ	tensão normal
σ_o	tensão limite de escoamento no ensaio uniaxial de tração
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	tensões principais
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	tensões normais do estado triplo de tensão
σ_{x_b}	tensão introduzida na entrada da matriz
σ_{x_f}	tensão introduzida na saída do tarugo da matriz
$\bar{\sigma}_o$	tensão limite média de escoamento
σ_o	tensão limite de resistência à tração no estado recozido
σ_r, σ_θ	tensão radial e circunferencial
σ_{ef}	tensão efetiva
η_F	eficiência de conformação
K_F	resistência à deformação
K_{Fm}	resistência à deformação média
T	tensor de tensão
τ	tensão de cisalhamento
τ_{max}	tensão máxima de cisalhamento
$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$	tensões tangenciais do estado triplo de tensão
k	tensão limite de escoamento no cisalhamento puro
W	trabalho

$\dot{W}$	potência
$\dot{W}_b$	potência introduzida na entrada do tarugo
$\dot{W}_i$	potência interna de deformação
$\dot{W}_f$	potência introduzida na saída do tarugo
$\dot{W}_d$	potência dissipada por atrito e descontinuidades
$\dot{J}$	potência externa
F	fôrça de extrusão
F_0	fôrça de extrusão inicial
C_{eq}	carbono equivalente
β	coeficiente linear de encruamento
μ	coeficiente de atrito (Coulomb)
m	coeficiente de atrito (camada limite)
S	área
A_i, A_f	área inicial e final do tarugo extrudado
R_i, R_f	raio inicial e final do tarugo extrudado
α	semi-ângulo de conicidade da matriz de extrusão
α'	semi-ângulo em radianos
l_0	comprimento de contato entre o tarugo e a matriz
L	comprimento da região cilíndrica da matriz da extrusão
r, θ, β	sistema esférico de coordenadas
v_i, v_f	velocidade inicial e final do tarugo
u	deslocamento
U_r, U_θ, U_β	componentes do campo de velocidades
V	volume
$\Gamma_1, \Gamma_2, \Gamma_3, \Gamma_4$	superfícies de atrito e descontinuidades de velocidades
$\dot{\phi}$	velocidade efetiva de deformação

K_{α}	fator de correlação do semi-ângulo
K_{E_A}	fator de correlação da redução de área
$K_{\dot{\epsilon}}$	fator de correlação da velocidade de deformação
K_M	fator de correlação do material
K_{σ}	fator de correlação da tensão

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1. OBJETIVOS

O objetivo central deste trabalho foi estudar os diversos métodos para a determinação da tensão da extrusão a frio de peças de aço em matrizes cônicas. O segundo objetivo foi identificar quais desses métodos de cálculo são capazes de se aproximarem mais estreitamente dos valores medidos no processo da extrusão a frio. Para tanto, foram estudados os métodos do limite superior por Avitzur,⁽¹⁻³⁾ o método da energia uniforme, o método da divisão em elementos e o método das linhas de deslizamento, além de métodos empíricos adaptados (Billigman e Feldmann, Hautmann, Hill, Leclerc, Unksow, Siebel, Sieber, Boes e Pouw, Drake e Throop).

Para atingir esses objetivos, as experiências foram conduzidas em escala de laboratório e em escala real. No laboratório, o trabalho foi desenvolvido em uma máquina de ensaios mecânicos universal (Tinius Olsen), com capacidade de trinta toneladas. Em escala real utilizou-se uma prensa hidráulica vertical (SMG-Schuler), com capacidade de um mil e quatrocentas toneladas. Em ambas as situações utilizou-se tarugos de aço 8620 (modificado) de um mesmo lote de laminação a quente, que foram submetidos às mesmas condições de recozimento e fosfatização durante o processamento. Na última etapa, comparou-se o ensaio da escala de laboratório com o da escala real, através do método da simulação, determinou-se os fatores de correlação.

1.2. APRESENTAÇÃO HISTÓRICA DA EXTRUSÃO A FRIO E JUSTIFICATIVAS

(4)

Apesar de a extrusão a frio de metais, como parte do forjamento a frio, ser aplicada desde o começo do século, como processo de conformação, foi somente na década de 30, na Alemanha, que o aço passou a ser empregado - inicialmente para a fabricação de munições, impulsionado pela Segunda Grande Guerra.⁽⁵⁾ Até então, só eram extrudados o chumbo, estanho, zinco, cobre, latão, bronze e alumínio, para fabricação de tubos e cartuchos. Com o advento do aço, o processo passou a se desenvolver em vários outros setores industriais.

Por apresentar uma série de vantagens, tanto do ponto de vista técnico como econômico, a extrusão a frio é um processo que vem sendo amplamente aplicado em vários setores da indústria. Na automobilística, por exemplo, pode-se destacar o emprego da extrusão a frio na conformação de eixos e engrenagens para caixa de câmbio, pinos, parafusos e mancais para direção hidráulica, tubos e buchas para freios a disco, amortecedores e cubos de roda.

Além de proporcionar economia de matéria prima e reduzir o tempo de usinagem, a extrusão a frio permite a eliminação de algumas operações de usinagem e, em consequência, o aumento da produção horária. Do ponto de vista técnico, o processo é capaz de conferir à peça tolerâncias dimensionais bastante estreitas e baixa rugosidade superficial. A conformabilidade do aço que é determinada pela sua composição química e microestrutura, é de grande importância no processo de extrusão.⁽⁶⁾ Daí portanto, a necessidade de uma seleção correta do aço a ser extrudado.

Apesar da necessidade de se determinar a força de conformação de qualquer projeto para a fabricação de ^{uma} peça por extrusão a frio, a escolha de um método adequado para isso ainda é bastante difícil. Isso porque na literatura disponível a esse respeito, encontram-se diversos métodos de cálculo que levam no entanto, a resultados diferentes. O encurvamento do metal e o atrito entre o tarugo e a matriz, tornam ainda mais complexo o cálculo dessa força.

Além de se determinar a força de extrusão através de um dos métodos de cálculo, pode-se também determiná-la em ensaios de laboratório. Para tanto, deve-se medir o valor da força na escala de laboratório e por intermédio do método da simulação chegar ao valor dessa força na escala real. O ensaio da escala ~~real~~ de laboratório, nesse caso, além de auxiliar na determinação da força de extrusão, permite também uma antecipação experimental de um novo desenvolvimento de uma peça extrudada a frio. Dessa forma, pode-se introduzir as primeiras correções ao projeto das matrizes.

1.3. RESUMO DOS CAPÍTULOS

No capítulo 2, apresenta-se o processo da extrusão a frio, destacando-se a extrusão para frente, a extrusão para trás, a extrusão combinada, a extrusão livre e a extrusão forçada. Aí são ressaltados os aspectos tecnológicos do processo de extrusão a frio, indicando-se a gama dos aços mais apropriados ao processo, bem como as prensas e ferramentas utilizadas. Constatam ainda, desta parte, comentários sobre os aspectos gerais do projeto de uma peça extrudada a frio.

No capítulo 3, são apresentados os métodos para determinação da força de extrusão a frio. Esses métodos estudam o comportamento dos materiais a níveis de deformação plástica. Os métodos de cálculo destacados foram o método do limite superior por Avitzur e o método da simulação.

No capítulo 4, apresenta-se o desenvolvimento experimental deste trabalho, tanto em escala de laboratório, como em escala real.

No capítulo 5, é feita uma análise dos resultados dos ensaios da escala de laboratório e da escala real. Os valores experimentais de laboratório foram comparados com os valores calculados através dos diversos métodos de cálculo. Finalmente, os valores experimentais reais foram comparados com os valores calculados pelo método de Avitzur e da simulação.

No capítulo 6, estão as conclusões gerais deste trabalho.

CAPÍTULO 2

PROCESSO DA EXTRUSÃO A FRIO

2.1. DEFINIÇÃO E CLASSIFICAÇÃO

A extrusão a frio é o processo em que uma força de compressão aplicada a um tarugo, faz com que este escoe plasticamente através da matriz formando um produto.⁽⁶⁾ A extrusão pode ser classificada em para frente, para trás e combinada, dependendo do sentido de escoamento do tarugo comparado ao movimento do punção. Dependendo da posição inicial do tarugo na matriz, do semi-ângulo da matriz e da redução de área, a extrusão para frente pode ser livre e forçada.

2.2. EXTRUSÃO PARA FRENTE

A extrusão para frente ocorre quando o metal é movimentado no mesmo sentido do punção. Nesse caso, o tarugo é colocado no interior da matriz e por compressão, é tensionado pelo punção até que o metal, atingindo sua fase plástica, escoa através da matriz cônica (Figura 1). A figura 2 mostra a extrusão para a frente simples, dupla e múltipla.

2.3. EXTRUSÃO PARA TRÁS

A extrusão é classificada como para trás, quando o metal é movimentado em sentido oposto ao do punção. Esse processo foi desenvolvido a partir da extrusão

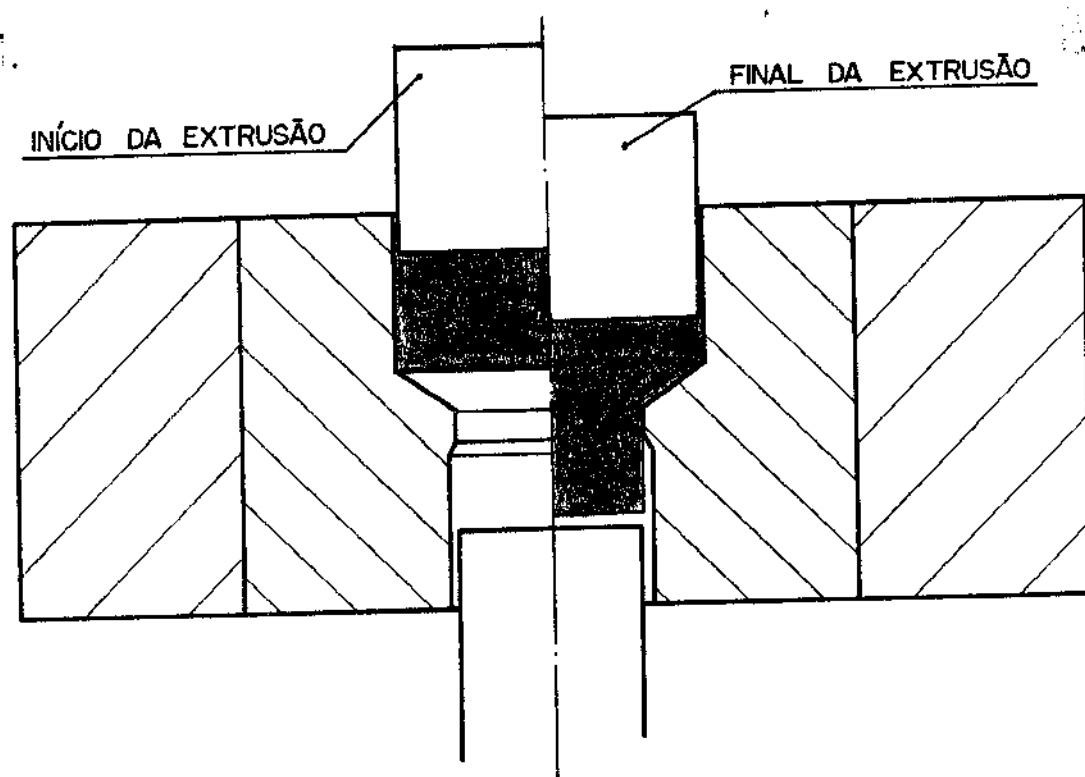
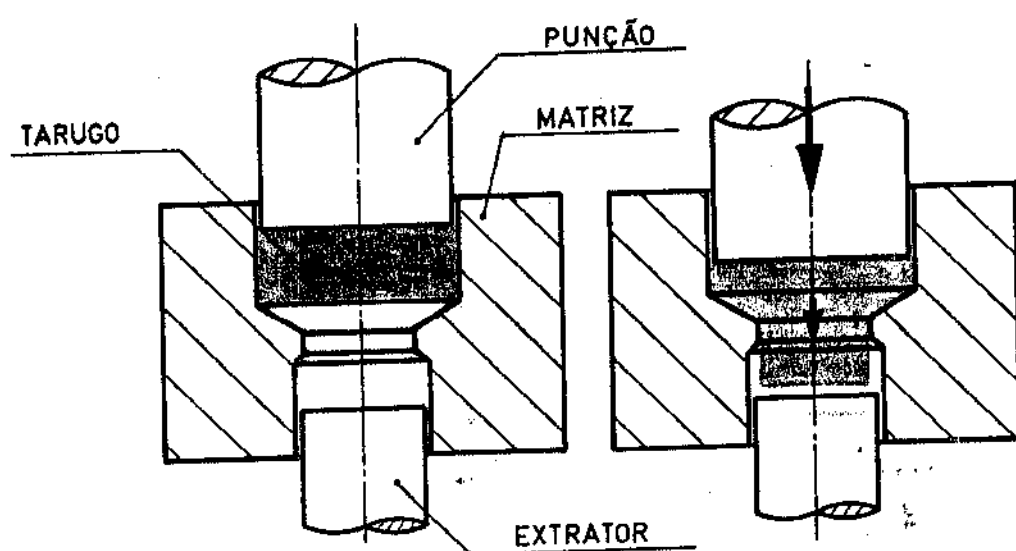


FIGURA I - Esquema do processo de extrusão para frente

de tubos e é também utilizado para se fazer perfurações em peças, sem remover material. Na extrusão para trás, o tarugo é colocado no interior da matriz, apoiado sobre o extrator e, por compressão, atinge o seu limite de escoamento escoando entre a matriz e o punção (Figura 3).

2.4. EXTRUSÃO COMBINADA

A ocorrência da extrusão para frente e para trás, simultaneamente, resulta na extrusão combinada ou seja: o metal se movimenta na mesma direção e na direção oposta ao movimento do punção. Na figura 4 o tarugo está colocado no interior da matriz e apoiado sobre o extrator e por compressão o punção gera tensões no tarugo, até que o metal, atingindo a sua fase plástica, escoa através da matriz, do próprio punção e do extrator. A extrusão combinada também pode ser mostrada de uma outra forma, conforme apresenta a figura 5.

2.5. EXTRUSÃO PARA FRENTE FORÇADA

A extrusão é para frente forçada quando o processo se desenvolve com o tarugo embutido na matriz (Figura 6). A limitação desse processo está relacionada com o nível de tensão suportável pela matriz ou punção. No caso particular do aço, a máxima redução de área oscila entre 70 a 80 %.

2.6. EXTRUSÃO PARA FRENTE LIVRE

A extrusão para frente livre se caracteriza quando o processo se desenvolve com o tarugo parcialmente fora da matriz (Figura 7). Destaca-se aqui alguns parâmetros relevantes à esse processo, tais como: qualidade da lubrificação no tarugo, rugosidade da matriz, resistência à deformação do material, semi-ângulo de conicidade da matriz e relação entre o comprimento e diâmetro inicial do tarugo.

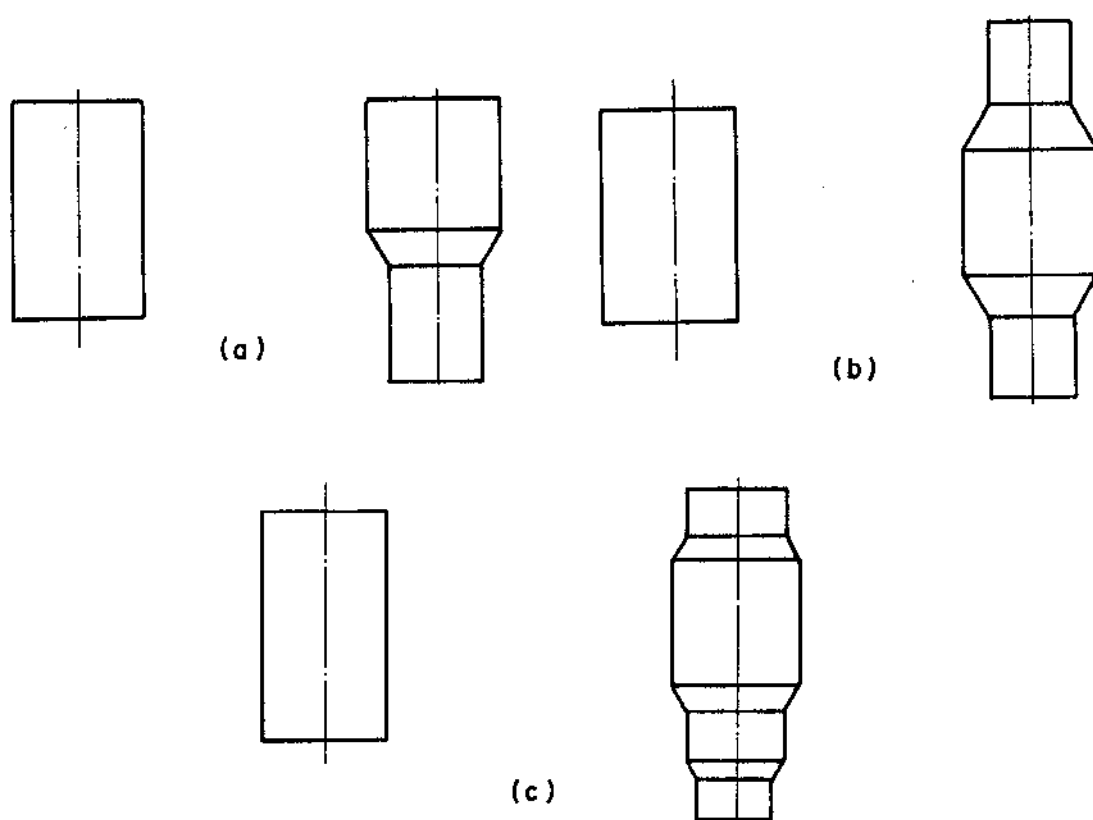


FIGURA 2 - Esquema da extrusão para frente simples, dupla e tripla

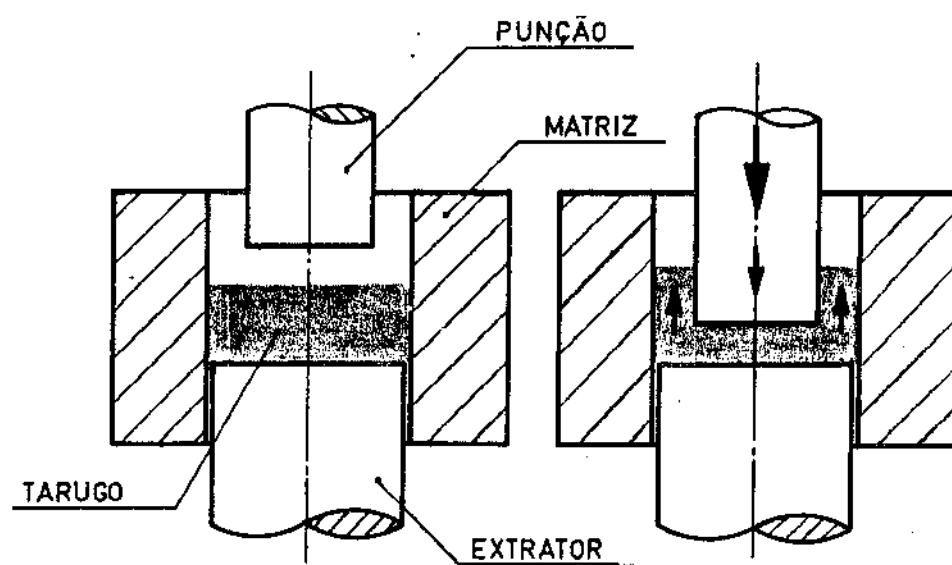


FIGURA 3 - Esquema do processo de extrusão para trás

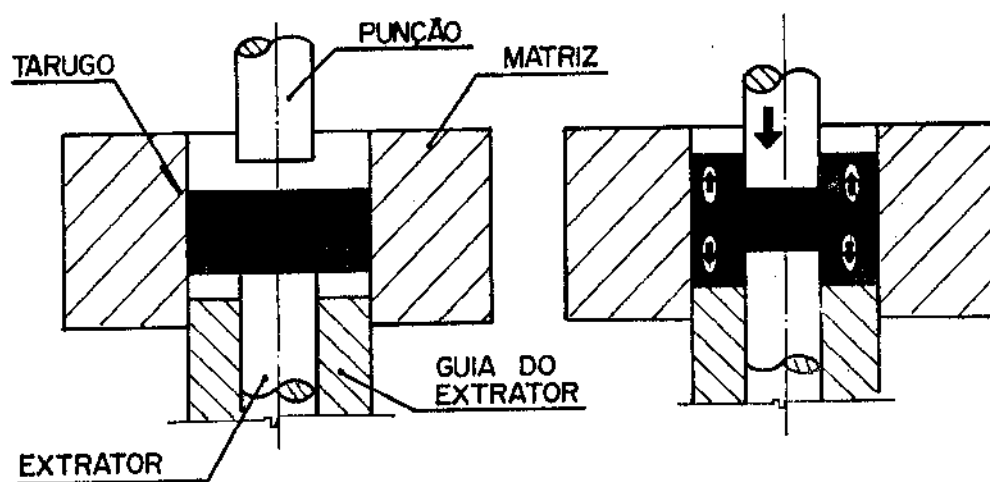


FIGURA 4 - Esquema do processo de extrusão combinada (modelo 1)

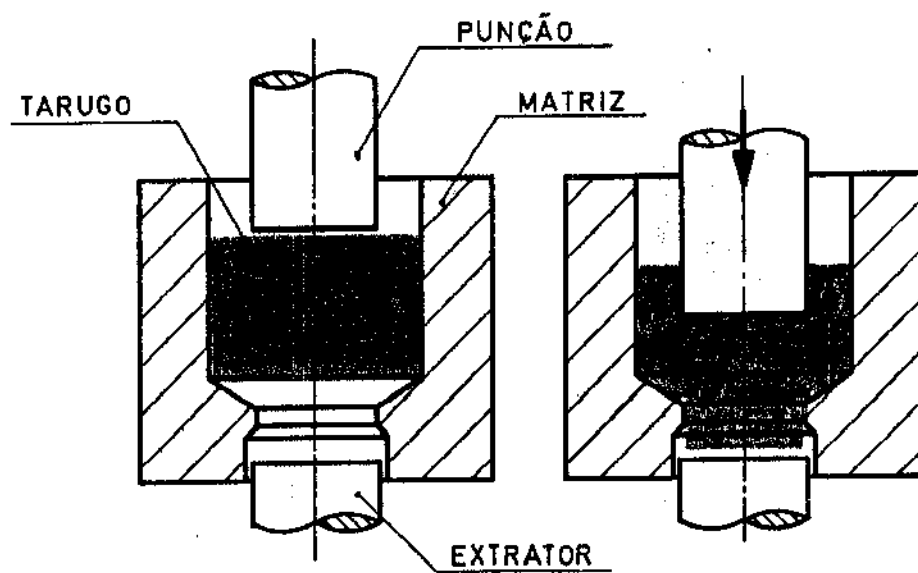


FIGURA 5 - Esquema do processo de extrusão combinada (modelo 2)

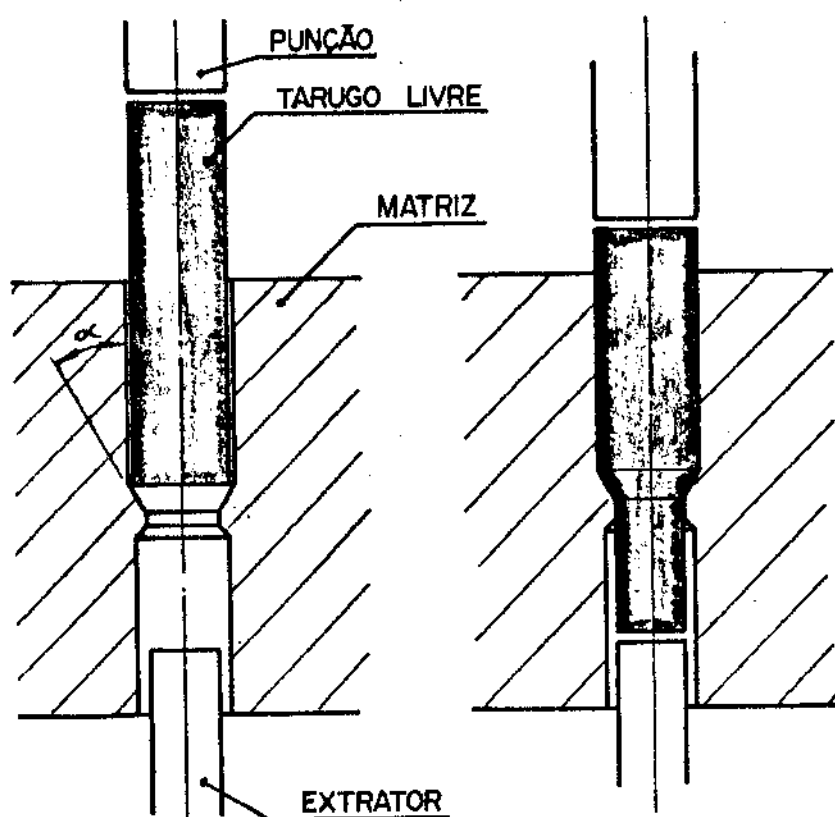


FIGURA 6 - Esquema do processo de extrusão livre

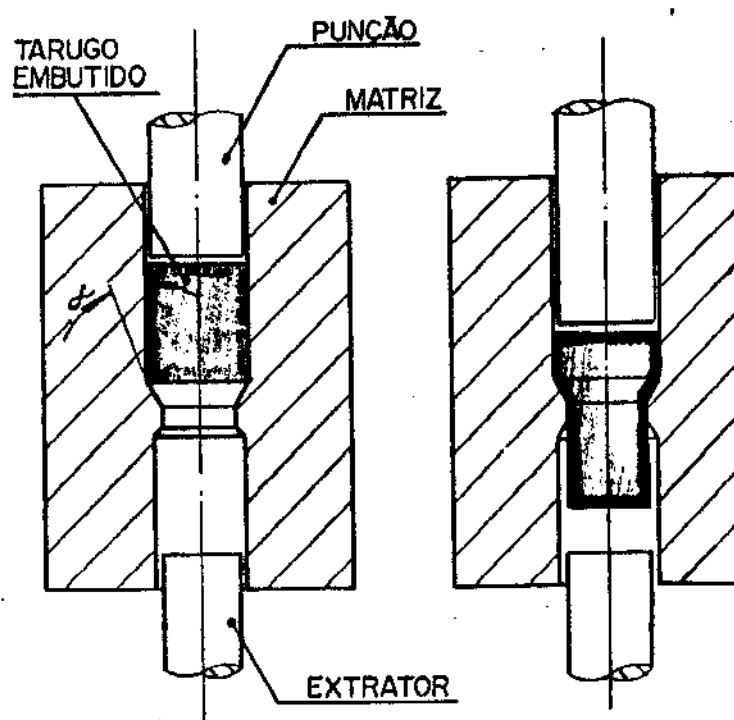


FIGURA 7 - Esquema do processo de extrusão forçada

Na tabela 1, é apresentada a comparação entre a extrusão para frente livre e a extrusão para frente forçada. Na extrusão para frente livre a posição inicial do tarugo é parcialmente livre, enquanto que na extrusão para frente forçada o tarugo fica inicialmente embutido. O semi-ângulo de conicidade da matriz na extrusão para frente livre é da ordem de 15° , enquanto que na extrusão para frente forçada esse semi-ângulo é da ordem de 30° . As reduções de áreas* são inferiores a 30% na extrusão para frente livre e superiores a esse mesmo valor na extrusão para frente forçada.

2.7. PROCESSAMENTO

Para que uma peça possa ser extrudada a frio é necessário que se cumpram as seguintes operações: cortar, recozer, decapar mecânicamente, fosfatizar, extrudar e ensaiar com ultrassom, na mesma ordem com que foram colocadas.

2.7.1. Cortar

O corte do tarugo, que gera uma peça extrudada a frio, é normalmente realizado em guilhotina ou serra. O tarugo ideal é cortado em serra, devido ao esquadro entre a face do tarugo e a sua linha de centro. Porém, como essa operação possui uma baixa produção horária, sempre que possível deve-se optar pelo corte em guilhotina.

* A redução de área é calculada pela seguinte expressão:

$$\epsilon_A = \frac{A_i - A_f}{A_i} \times 100 (\%) \quad (1)$$

TABELA 1- COMPARAÇÃO ENTRE EXTRUSÃO PARA FRENTE LIVRE E FORÇADA (7)

EXTRUSÃO PARA FRENTE	POSIÇÃO INICIAL DO TARUGO NA MATRIZ	α (GRAUS)	ϵ_A (%)
LIVRE	LIVRE	15	≤ 30
FORÇADA	EMBUTIDO	15	> 30

2.7.2. Recozer

Um dos pré-requisitos para se extrudar a frio é que o metal (aço) se encontre no estado recozido ou esferoidizado. O recozimento ideal é aquele onde se obtém a estrutura globular com menor dureza e maior conformabilidade. No entanto, essa forma de se recozer exige um alto custo, tendo-se que, em muitos casos, efetuar a regeneração da estrutura para o estado normalizado. Dessa forma, recomenda-se o recozimento comum, ao invés do esferoidizado, desde que atenda às condições de conformabilidade e usinabilidade.

2.7.3. Decapar mecanicamente

Após o recozimento do tarugo e antes da sua fosfatização, deve-se decapá-lo mecanicamente, o que consiste na aplicação do jateamento de esferas de aço. A finalidade dessa operação é remover a oxidação superficial e também preparar a superfície do tarugo para a sua fosfatização.

2.7.4. Fosfatizar

A função básica da fosfatização é garantir o mínimo de atrito entre o tarugo e a matriz. Dessa forma, a fosfatização é a aplicação de fosfato de zinco acompanhada de um ensaboamento. A fosfatização de zinco é a operação pela qual se forma na superfície metálica do tarugo a ser extrudado uma camada cristalina de fosfato de zinco. Essa camada, aderida ao tarugo, possui caráter cristalino, formando uma base ideal para o ancoramento do sabão e impedindo que este seja deslocado, quando as forças de deformação agem entre o tarugo e a matriz.

2.7.5. Extrudar a frio

A extrusão a frio de um tarugo é a sua deformação plástica numa prensa, gerando um produto.

2.7.6. Ensaiar por ultrassom

O ensaio por ultrassom é uma operação de controle das fissuras internas provocadas no processo da conformação a frio, quando essa deformação ultrapassa determinados limites. Essas fissuras internas, quando surgem, ocorrem geralmente nas operações de extrusão. Os " chevrons " são um dos defeitos clássicos de fissura interna (Figura 8). As fissuras externas, quando ocorrem, normalmente acontece nas operações de recalque. Nesse caso são controladas por exame visual ou de partículas magnéticas.

2.8. FOSFATIZAÇÃO

2.8.1. Fosfatização na preparação da extrusão a frio

O aço somente foi conformado por extrusão a frio na década de trinta, após o desenvolvimento dos processos de fosfatização e lubrificação.⁽⁵⁾ A extrusão a frio do aço requer uma lubrificação eficiente, pela necessidade da redução das forças de atrito desenvolvidas nessa operação, tendo-se em consequência uma maior vida para as matrizes e a obtenção de peças com baixa rugosidade e estreitas tolerâncias dimensionais. Durante o contato metálico das superfícies deslizantes ocorrem elevadas temperaturas, sob cuja ação os aditivos decompõem-se formando sais com o metal. De uma maneira geral, para se lubrificar os tarugos que são extrudados a frio, utiliza-se o processo de fosfatização, seguido da aplicação de sabões ou outros lubrificantes.⁽⁸⁾ Para o aço, os materiais preferencialmente usados como lubrificante são o fosfato de zinco e o sabão.⁽⁹⁾ A fosfatização é um processo pelo qual se forma na superfície metálica uma camada cristalina de fosfato de zinco, através da reação com o tarugo. A formação dessa camada de fosfato, de caráter cristalino, na superfície do aço, ocorre por duas reações básicas. A primeira acontece quando o metal base é atacado pela acidez livre do banho de fosfato. E a segunda consiste na deposição por cristalização do fosfato de zinco neutro. Outras reações secundárias, nem todas bem conhecidas, ocorrem simultaneamente.⁽⁸⁾

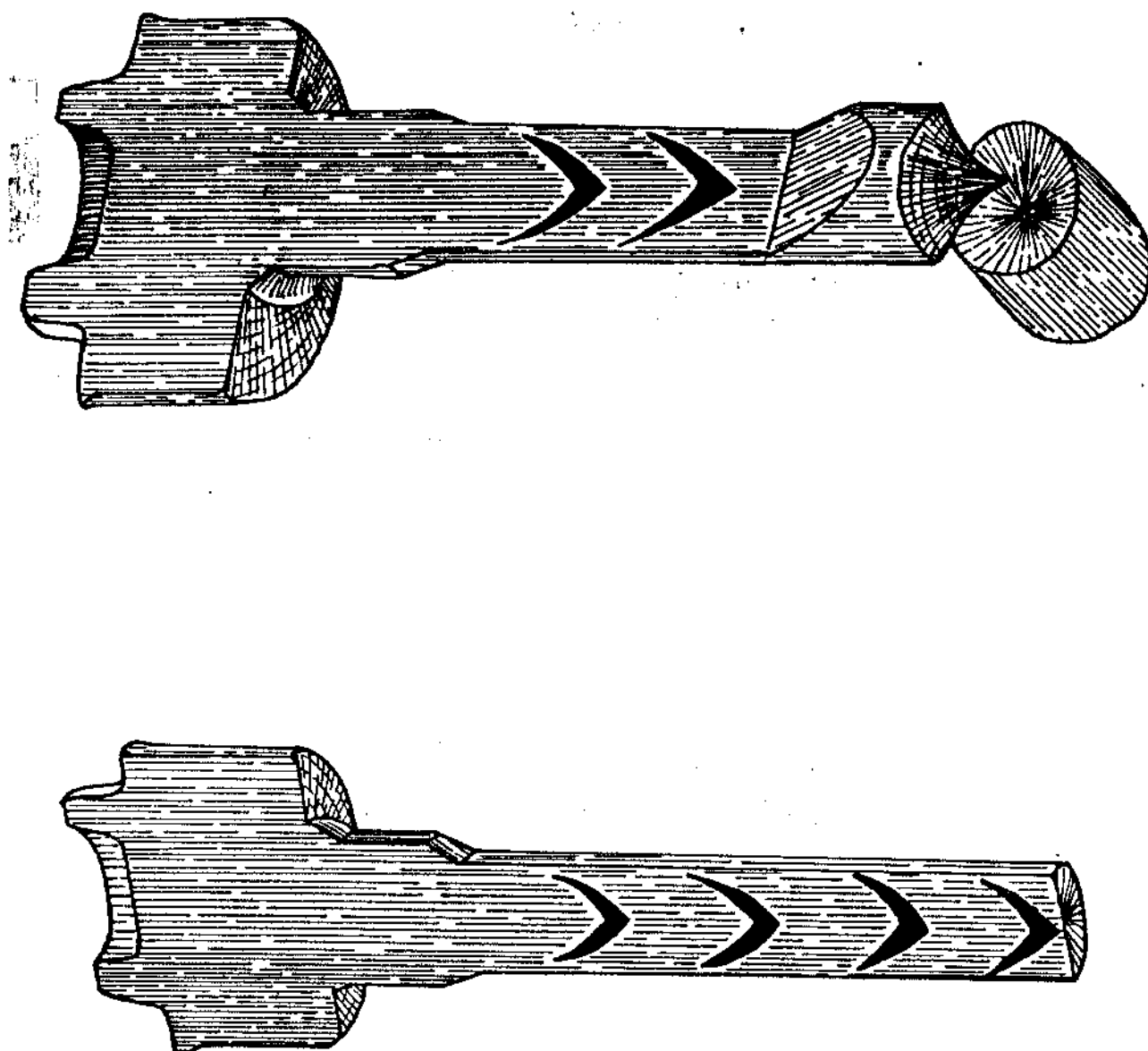


Figura 8 - Ilustração do defeito de falta de coesão interna na forma de "V" na extrusão a frio ("CHEVRON" ou "CENTRAL BURST")

O processo da fosfatização do sabão lubrificante, como preparação para a extrusão a frio, consta das seguintes etapas: desengraxamento, lavagem, decapagem, lavagem, fosfatização, ensaboamento e secagem. Essa sequência de operações é geralmente executada pelo processo de imersão.

2.8.2. Desengraxamento

A primeira operação de fosfatização e lubrificação é o desengraxamento. Essa operação é realizada com o intuito de remover da superfície das peças a presença do óleo ou graxa. Também é necessária para a extrusão a frio com recozimento intermediário, indicada, nesse caso, para a remoção da camada de sabão e fosfato residuais, antes do novo tratamento térmico.

No desengraxamento, as peças são mergulhadas durante 5 a 10 minutos, num banho contendo a solução desengraxante^{*}, o qual é mantido aquecido próximo da temperatura de ebulição ($\sim 100^{\circ}\text{C}$). A solução é a base de alcalis (soda cáustica, carbonatos e silicatos) e detergentes sintéticos. O teor de concentração do banho é controlado periodicamente mantendo-se a eficiência da operação.

2.8.3. Lavagem após o desengraxamento

Após o desengraxamento as peças são imersas em um banho de água. A função desse banho é remover os resíduos da operação anterior, incluindo-se aí a solução desengraxante.

* A solução desengraxante é chamada " Bonder V 350 M "

2.8.4. Decapagem

A operação seguinte é a decapagem, que tem como finalidade remover a oxidação de tratamento térmico ou a ferrugem. A decapagem é feita por imersão das peças em soluções de ácido sulfúrico ou clorídrico ou fosfórico. O tanque no qual são imersas as peças deve possuir um revestimento resistente à corrosão por ácido. Para o ácido sulfúrico a quente é usual o revestimento com chumbo, para o muriático a frio, reveste-se com o plástico PVC e para o fosfórico a quente, reveste-se com o aço inoxidável.

O tempo de imersão depende da quantidade e tipo de óxidos a serem removidos, variando de 5 a 30 minutos e mantendo-se o banho aquecido entre 60 a 70°C. É preferível um curto tempo de decapagem, uma vez que a absorção de hidrogênio aumenta a fragilidade. O hidrogênio é liberado durante a reação química no metal básico; também nesse caso controla-se periodicamente o seu teor de concentração do banho, bem como o teor de ferro acumulado. Quando o teor de ferro acumulado no banho provoca um maior tempo de imersão em relação ao dimensionado, deve-se efetuar a troca total do banho.

2.8.5. Lavagem após a decapagem

Outra lavagem se faz necessária após a decapagem, antecedendo a fosfatização propriamente dita, já que esta é uma operação sensível ao carregamento de qualquer solução. Usualmente essa lavagem é dupla, utilizando-se água com renovação contínua. A segunda lavagem tem a função de pré-aquecimento, evitando-se dessa forma um excessivo gradiente entre a temperatura da fosfatização e a temperatura de lavagem.

2.8.6. Fosfatização

Fosfatizar é formar sobre a superfície do aço uma camada de fosfato de zinco. Essa camada é cristalina e porosa. A composição básica do fosfatizante é o fosfato de zinco primário, ácido fosfórico e oxidante. Nessa operação ocorre inicialmente um ataque de decapagem na superfície metálica, causado pelo ácido fosfórico. A diminuição localizada da acidez do banho provoca a deposição em forma cristalina de fosfato de zinco terciário e a liberação de ácido fosfórico por dissociação de zinco primário (fosfato ácido de zinco). O ferro dissolvido pelo ataque de decapagem pelo ácido fosfórico entra em solução com o Fe^{++} (ferro-ferroso). O oxidante interno oxida apenas parcialmente o ferro-ferroso a férrico. O ferro-férrico, na forma de fosfato férrico, precipita-se no fundo do recipiente em forma de lama, que deve ser removida periodicamente. Após a retirada desse lodo deve-se controlar novamente a concentração e a temperatura do banho.

A operação de fosfatização é normalmente efetuada a quente, com tempo de imersão entre 5 a 10 minutos, enquanto que a temperatura do banho está entre 70 a 90°C. Para a extrusão a frio necessita-se de uma camada grossa de fosfato de zinco, cuja espessura encontra-se entre 5 a 15 μm . O controle da camada fosfatizante é realizado através do exame da camada de fosfato, baseando-se na aderência, na densidade, na capacidade de absorção e na massa da camada. Uma camada de fosfato muito fina (irregular e vidrada) é o resultado do desengraxamento ou da decapagem ineficiente, da inadequação do processo de fosfatização (no que se refere à temperatura, à concentração e ao tempo de imersão), da lavagem ineficiente e da colocação inadequada da peça no banho de fosfato (como exemplo, nos casos de corpos ocos, formando-se bolsas de ar⁽⁴⁰⁾). O tanque que contém a solução fosfatizante é usualmente de aço inoxidável.

2.8.7. Lavagem após a fosfatização

Uma nova operação de lavagem por imersão é realizada após a fosfatização. Essa lavagem é processada de forma semelhante às anteriores, isto é, lavagem em água fria corrente.

2.8.8. Neutralização

A neutralização * é feita para evitar a presença do ácido no banho de sabão, onde as variações do pH seriam prejudiciais. No banho de neutralização as peças são imersas por 1 a 2 minutos em temperatura semelhante à do banho de sabão (50 a 60°C).

2.8.9. Lubrificação

Os lubrificantes formam uma camada de deslizamento entre a matriz e o tarugo. Essa camada lubrificante tem por função evitar o contato direto entre a matriz e o tarugo (que provoca a soldagem a frio ou aderência), reduzir o atrito entre as superfícies deslizantes, manter ao mínimo o calor produzido e, em consequência, prolongar a vida útil das ferramentas. (41)

Os lubrificantes podem ser do tipo óleo emulsionável em água, óleo natural e agente emulsionante, óleo mineral, óleo vegetal, óleo animal, óleo sintético, graxa animal, graxa vegetal, sabão seco, estearina metálica ou bissulfeto de molibdênio. Quando da escolha do lubrificante deve-se considerar o material a ser deformado e o grau de acabamento superficial da peça extrudada.

* O produto utilizado para a neutralização é o chamado " Parcolene 20 M "

O ensaboamento é uma aplicação de lubrificante à base de sabão alcalino, associada à estearatos de cálcio e de sódio. Em soluções aquosas os sabões alcalinos reagem em parte com a camada de fosfato já depositada, formando uma leve película de sabão de zinco. A camada lubrificante do sabão de zinco se une firmemente à camada de fosfato de zinco que, por sua vez, se une à superfície do tarugo. Essa união ocorre porque a camada de fosfato, que se forma sobre a superfície do tarugo, cria uma capilaridade que absorve o sabão. O ponto de fusão do sabão de zinco, que é superior ao do sabão sódico, proporciona um bom efeito para a lubrificação, em virtude de suportar a temperatura da peça quando na extrusão a frio. A temperatura do banho é da ordem de 70 a 80° C.

2.8.10. Secagem

A secagem é a operação que consta em secar as peças em estufa ou ar ambiente, antes de serem conformadas a frio. Recomenda-se não deformar peças úmidas, pois devido ao aquecimento da peça na conformação, a evaporação pode impedir a ação do lubrificante.

As peças que seguem o processo de fosfatização e lubrificação não devem permanecer estocadas por períodos superiores a uma semana.

2.9. SELEÇÃO DE AÇOS

2.9.1. Características dos aços

A seleção dos aços para a extrusão a frio é um dos principais passos na conformação. Na extrusão a frio do aço é desejável uma baixa resistência à deformação a qual, por sua vez, depende da composição química e da microestrutura.

A composição química tem grande influência na conformabilidade a frio do aço, e através dela pode-se calcular o carbono equivalente que é um dos fatores indicativos para essa conformabilidade. Para os aços de baixa liga com cromo-níquel e aqueles com um teor elevado de manganês (Mn > 0,6%), deve-se usar um (5) teor de carbono equivalente (Ceq), de acordo com a relação abaixo :

$$C_{eq}(\%) = C + \frac{Mn - 0,6}{4} + \frac{Cr}{20} + \frac{Ni}{20} \quad (2)$$

Como exemplo, apresenta-se o cálculo do carbono equivalente para o aço ABNT 5120 (DIN 1.7147), utilizando-se a expressão (2):

$$C_{eq}(\%) = \left[0,20 + \frac{1,4 - 0,6}{4} + \frac{1,2}{20} \right] \% = 0,46\%$$

A microestrutura do aço recozido é constituída pela ferrita e perlita. A ferrita possui boa conformabilidade a frio, pois contém pouco carbono, ao passo que a perlita restringe a conformabilidade a frio, pela maior presença de carbono em sua composição. Conclui-se que um aço é de maior conformabilidade a frio, quanto menor for a proporção de perlita, ou seja, quanto menor for o teor de carbono. Portanto a influência do teor de carbono é dominante em relação a outros elementos da composição química. Logo, para a extrusão a frio dá-se preferência aos aços de baixo teor de carbono, sendo que, no geral, não se deve superar 0,50% (5) do carbono equivalente.

A tabela 2 apresenta os aços selecionados para a extrusão a frio nas diversas normas. Aí estão relacionados os aços com e sem tratamento térmico posterior. Na tabela 3 compara-se a tensão limite de escoamento e o alongamento dos aços antes e após a extrusão a frio. A tensão limite de escoamento é consideravelmente aumentada pelo encruamento, enquanto que o alongamento é diminuído.

2.9.2. Condições de fornecimento

Nas condições de fornecimento podem ser especificados os defeitos superficiais, o tamanho de grão, o processo de desoxidação e as tolerâncias dimensionais do tarugo.

Os defeitos superficiais são especificados como profundidades máximas entre 0,05 a 0,35 mm para as diferentes secções entre 5 a 70 mm. O tamanho de grão normalmente indicado é ASTM 8. As tolerâncias dimensionais de uma barra dependem do seu processo de fabricação, quais sejam laminação ou trefilação.

O processo de desoxidação ⁽⁴²⁾ determina a homogeneidade do lingote de aço após a sua solidificação e, portanto, a homogeneidade da barra que é transformada em tarugo. Simplificadamente, quando se adiciona um desoxidante na panela de um aço líquido, o resultado é um material solidificado com maior homogeneidade da superfície para o centro, cujo tipo de aço é denominado "aço acalmado". Por outro lado, quando não se adiciona nenhum desoxidante na panela de aço líquido, ocorre uma efervescência devido aos gases formados por reações químicas. A efervescência faz com que os elementos presentes em pequenas quantidades, se localizem nas partes centrais do lingote que se solidificam por último. Daí resulta uma barra heterogênea, cujo tipo de aço é denominado "aço efervescente". Recomenda-se genericamente, o uso de um aço efervescente numa operação de recalcoamento a frio, pois nesse tipo de operação ocorre uma

TABELA 2 - SELEÇÃO DE AÇOS PARA EXTRUSÃO A FRIO⁽¹³⁾

TIPOS DE AÇO			NÚMERO MATERIAL	DIN	ABNT
AÇOS SEM TRATAMENTO TÉRMICO POSTERIOR À DEFORMAÇÃO			1.0204	17211	—
			1.0303		1008
AÇOS COM TRATAMENTO TÉRMICO POSTERIOR À DEFORMAÇÃO	AÇOS DE CEMENTAÇÃO	NÃO LIGADO	1.1121	17210	1010
			1.1132	1654	1015
		LIGADO	1.7015	17210	5115
			1.7131		5117
			1.7147		5120
			1.5919		3115
			1.6587		—
			1.7321		—
		NÃO LIGADO	1.1152	1654	1022
			1.1172		1035
			1.1192		1045
	AÇOS PARA TEMPERA E REVENIMENTO	LIGADO	1.7033	17200	—
			1.7034		—
			1.7035		5140
			1.7218		4130
			1.7220		4135
			1.7225		4140
			1.6585		—
	AÇOS RESISTENTES À CORROSÃO	FERRÍTICO	1.4000	17740	—
			1.4006		410
			1.4016		—
			1.4057		413
			1.4104		430F
		AUSTENÍTICO	1.4301	17740	304
			1.4306		304 L
			1.4321		—
			1.4401		316
			1.4404		316 L
			1.4541		321
			1.4571		316 Ti
			1.4435		—

TABELA 3- COMPARAÇÃO DO ESTADO RECOZIDO VERSUS O EXTRUDADO A FRIO (ENCRUADO) (13)

TIPOS DE AÇOS	ABNT	RECOZIDO		ENCRUADO (1)	
		σ_o MIN (MPa) (2)	A (%) (3)	σ_o MIN (MPa)	A (%)
AÇO COM 0,1% C	1008	230	30	400	10
AÇO - CARBONO COMUM	1010	280	20	500	8
	1015	280	20	500	8
	5120	350	18	550	8
AÇO - LIGADO COMUM	3115	360	18	600	8
	5140	400	18	650	8
	1035	320	18	600	6
AÇO PARA BENEFICIAMENTO	NÃO LIGADO	350	18	700	6
		LIGADO	16	650	6
	4140	350	16	650	6
AÇO RESISTENTE À CORROSÃO	430F	250	50	650	6

OBS:

(1) EXTRUDADO A FRIO (DEPENDE DO GRAU DE DEFORMAÇÃO)

(2) TENSÃO LIMITE DE ESCOAMENTO

(3) ALONGAMENTO

deformação maior na parte superficial e o aço efervescente tem melhor qualidade superficial. Para o caso de extrusão a frio é preferível um aço acalmado, pois a aplicação de um aço efervescente pode provocar falhas internas, devido às condições de atrito existente entre o tarugo e a matriz. Na prática, porém, a escolha do material deve se basear na experiência, pois ao se extrudar e simultaneamente recalcar a frio uma peça, deve-se analisar qual das operações é preponderante.

2.10. SELEÇÃO DAS MÁQUINAS

2.10.1. Parâmetros para a seleção das máquinas

Ao se decidir conformar a frio deve-se analisar o material, as dimensões e as tolerâncias das peças e a quantidade de peças a serem produzidas. No caso da conformação a frio, trabalha-se normalmente com prensas hidráulicas, que têm a característica de dispor da sua força nominal em qualquer posição do seu curso.

2.10.2. Tipos de máquinas

Os tipos de máquinas disponíveis são as prensas de uma ou mais fases, as prensas horizontais e verticais de ação de joelhos, as prensas verticais excêntricas e as prensas verticais hidráulicas. Na tabela 4 indicam-se os parâmetros de força e curso das prensas de extrusão a frio (segundo a norma DIN 3145).

As prensas automáticas para a fabricação de parafusos, pinos e rebites são escolhidas em função do número de passes de deformação necessário. Esse número de passes é definido no processo de conformação, dependendo do volume necessário para a formação da cabeça do parafuso ou pela relação entre o comprimento e o diâmetro do tarugo (L/D). A opção por uma prensa de uma fase ou um passe é feita quando a relação L/D não ultrapassar o valor 2,3. Quando a relação superar esse valor deve-se escolher uma prensa definida como de duas ou mais fases.

TABELA 4- PARÂMETROS PARA PRENSAS DE EXTRUSÃO A FRIO SEGUNDO A NORMA DIN 3145 (14)

DENOMINAÇÃO	PRENSAS EXCÊNTRICAS 630 A 40000 (KN)	PRENSAS HIDRÁULICAS 1000 A 63000 (KN)
FORÇA DE RETRAÇÃO DO PISTÃO	(1) 0,4 F _N	0,4 F _N
FORÇA DE EXTRAÇÃO DA MESA (INFERIOR)	0,2 A 0,3 F _N	0,3 F _N
CURSO DE EXTRAÇÃO DA MESA (INFERIOR)	(2) 0,6 H _{MAX}	0,4 A 0,6 H _{MAX}
FORÇA DE EXTRAÇÃO DO MARTELO (SUPERIOR)	0,05 A 0,1 F _N	0,15 F _N
CURSO DE EXTRAÇÃO DO MARTELO (SUPERIOR)	0,15 A 0,3 H _{MAX}	0,2 A 0,3 H _{MAX}

OBS:

(1) F_N = FORÇA NOMINAL

(2) H_{MAX}= CURSO MÁXIMO

As prensas horizontais de várias fases são máquinas especiais que possuem um curso grande. Essas prensas geralmente estão equipadas com um dispositivo de cisalhamento e, às vezes, com dispositivos de laminar roscas. São empregadas quando todas as fases de trabalho se realizam consecutivamente. As primeiras máquinas desse tipo foram desenvolvidas a partir de uma prensa de duas fases empregada na fabricação de pinos.

As prensas horizontais de ação de joelhos são indicadas para o recalque e extrusão, especialmente na extrusão de tubos e de peças de metais não ferrosos. Essas prensas são preferidas, pois com um elevado número de passes, pode-se adotar ferramentas pequenas e não se faz necessário uma alta capacidade de trabalho. Em geral a capacidade dessas máquinas é menor do que as prensas excêntricas, devido ao pequeno curso. A velocidade de trabalho dessas máquinas é relativamente pequena.

As prensas verticais de ação de joelhos são indicadas para o recalque e para determinados processos de extrusão de peças grandes. São especialmente adotadas para peças com diâmetro de 40 a 250 mm. Existem também prensas de ação de joelhos com duplo montante para uma operação de recalque ou extrusão. Nesse caso, a força nominal encontra-se na faixa de 63 a 4000 toneladas, o número de golpes por ciclo é da ordem de 20 até 250 por minuto, possui um curso de 50 até 350 mm, a força de extração é aproximadamente 15% da força nominal e o curso de extração é aproximadamente 0,3 a 0,5 vezes o curso máximo.

As prensas verticais excêntricas são indicadas para cursos médios e grandes. A força nominal dessas prensas encontra-se na faixa de 63 até 1600 toneladas, o número de golpes por ciclo está entre 10 a 80 por minuto, o curso fica na faixa de 150 a 800 mm, as forças de extração são da ordem de 30% da força nominal e o curso de extração é aproximadamente 0,6 vezes o curso máximo.

As prensas verticais hidráulicas têm sido muito utilizadas nos últimos anos, especialmente para peças com grandes comprimentos ou em casos onde se necessita cursos elevados, grande capacidade de trabalho e grandes forças nominais. A força nominal de extrusão dessas prensas e a velocidade do cabeçote são ajustáveis, a força nominal de prensagem está entre 100 a 5000 toneladas, o curso fica na faixa de 630 a 1600 mm e o número de golpes por ciclo pode ser ajustado desde zero até o máximo de 60 por minuto.

2.11. FERRAMENTAS

2.11.1. Influência das ferramentas

No desenvolvimento de novos processos de conformação a frio, tanto é importante a escolha da máquina, quanto o projeto das ferramentas. Na atualidade, com a modernização dos equipamentos e o aumento da capacidade de produção, torna-se necessário a otimização do projeto das ferramentas para a extrusão a frio. Durante o projeto das ferramentas, deve-se considerar a máquina escolhida, o porta-ferramentas, bem como as dimensões, tolerâncias e a quantidade de peças a serem conformadas.

2.11.2. Características das ferramentas

a) Esforços sobre as ferramentas

Os esforços sobre as ferramentas podem ser classificados em mecânicos e térmicos. Esses esforços são provenientes do tipo da máquina escolhida, do processo da conformação a frio e do material de partida do tarugo a ser conformado. As solicitações mecânicas nas ferramentas para a conformação a frio são dinâmicas do tipo tração, compressão, flexão e torção. No dimensionamento da ferramenta deve-se, dependendo do processo de conformação, optar entre a tenacidade ou a resistência ao desgaste. Em função dessas exigências, define-se a geometria, o material, o tratamento térmico, a dureza e a rugosidade das ferramentas. A solicitação térmica é gerada no atrito entre o tarugo em conformação e a matriz que faz parte das ferramentas. Esse efeito térmico é bastante relevante e deve ser considerado nos projetos das matrizes compostas, ou seja, matrizes com anel de contração de aço e núcleo de metal duro, cujos coeficientes de dilatação são diferentes entre si (Figura 9).

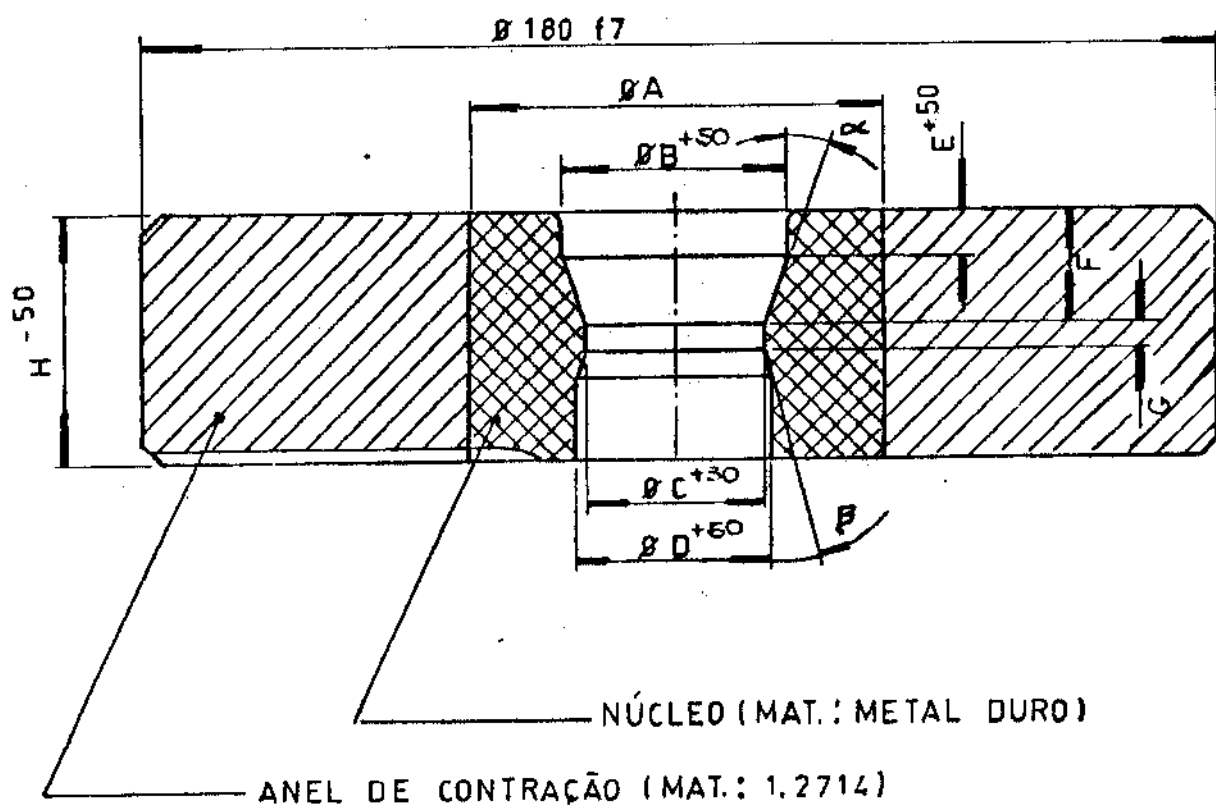


FIGURA 9 - Matriz de extrusão a frio

b) Vida das ferramentas

A vida das ferramentas decorre do projeto e da sua utilização no processo de conformação. Como exemplo, na extrusão a frio de eixos, a ferramenta mais importante é a matriz de extrusão com núcleo de metal duro, cuja vida estimada varia em torno de 200.000 peças. Os parâmetros que definem a vida de uma ferramenta são o material, o tratamento térmico, a geometria, a fabricação e o dimensionamento. A vida de uma ferramenta também é decorrência do tarugo de partida, ou seja, depende da tolerância do seu diâmetro, da especificação de tratamento térmico e das condições de lubrificação. Ainda podem influir na vida da ferramenta o tipo de máquina escolhida, a temperatura de trabalho, a velocidade de deformação e a sua correta montagem, ou seja, a melhor centragem possível do ferramental inferior com o superior. Outra característica de suma importância para a vida da ferramenta é o atrito na conformação a frio. Por exemplo, o atrito existente entre o tarugo e a matriz, não só influi negativamente no próprio processo de extrusão a frio, como também na vida das matrizes. Também a redução de área definida em cada fase da conformação tem influência sobre a vida da matriz. Sabe-se que quanto menor a redução de área, com a inclusão de uma ou mais fases no processo de conformação, pode-se aumentar significativamente a vida das matrizes e ferramentas em geral.

2.11.3. Projeto das ferramentas

O projeto das ferramentas é de suma importância para a economia do processamento, especialmente no que se refere ao rendimento da máquina, influenciando também na qualidade das peças acabadas.

No projeto de uma matriz deve-se evitar os cantos vivos, substituindo-os por raios para dar um melhor escoamento ao material e, também, reduzir a solicitação na matriz. O diâmetro externo da matriz deve ser dimensionado para absorver as solicitações transversais e a sua divisão deve ser bem projetada, para evitar que se rompa quando em trabalho. Outro fator importante, no projeto, é a saída de ar, quando se desejar conformar cantos vivos ou perfis profundos.

Para o dimensionamento das matrizes e dos punções, pode-se indicar valores, que são encontrados nas tabelas 5 e 6 , respectivamente. As matrizes com núcleo de metal duro são mais resistentes ao desgaste, enquanto que as matrizes com núcleo de aço rápido são mais tenazes.

2.11.4. Fabricação das ferramentas

O processo de fabricação de matrizes redondas consiste em serrar uma barra de aço no comprimento necessário, tornear as faces e os diâmetros externos e internos, deixando-se o sobremetal suficiente para retificação posterior. Em seguida, a matriz é tratada termicamente através de têmpera e revenido. Posteriormente ao tratamento térmico, as matrizes são retificadas nas superfícies desejadas. Recomenda-se, também, a aplicação de um alívio de tensões à baixa temperatura (250°C) durante 12 horas. Após o alívio de tensões e no caso de matrizes de extrusão, é realizada uma lapidação nos seus diâmetros internos, para facilitar o escoamento do metal na conformação.

Os punções são fabricados de modo semelhante às matrizes redondas. A fabricação inicia-se com o corte da barra de aço no comprimento desejado e segue-se com o torneamento na forma projetada. Dependendo da relação comprimento/diâmetro é necessário a operação de desempenar. Em seguida, o punção é temperado, revenido, retificado , aliviando-se também suas tensões internas.

Para a fabricação das ferramentas são utilizados tornos (universais, revólveres, copiadores e de controles numéricos), fresadoras, mandriladoras e centros de usinagem e máquinas de eletroerosão.

2.11.5. Materiais e tratamentos térmicos para as ferramentas

Os principais materiais aplicados às ferramentas na conformação a frio são os aços-rápidos e os metais duros.

O punção é a parte da ferramenta que no processo de extrusão para trás dá a forma à superfície da peça, enquanto que no processo de extrusão para frente comprime o tarugo através da matriz. Como exemplo, na extrusão para frente o desgaste não representa um problema de maior importância. Dessa forma o

TABELA 5- VALORES LIMITES PARA AS PRESSÕES INTERIORES NA MATRIZ DE EXTRUSÃO⁽¹⁵⁾

MATRIZ	MATERIAL DO NÚCLEO	PRESSÃO INTERNA (MPa)
SIMPLES	—	1000
ANEL DE CONTRAÇÃO / NÚCLEO	AÇO	1600
	METAL DURO	1500
ANEL DE CONTRAÇÃO DUPLO / NÚCLEO	AÇO - AÇO	2200
	AÇO - METAL DURO	2000

TABELA 6- VALORES LIMITES DA TENSÃO SUPERFICIAL PARA PUNÇÕES⁽¹⁵⁾

TIPO DE AÇO	TENSÃO SUPERFICIAL (MPa)
AÇO - FERRAMENTA	1800
AÇO - RÁPIDO	2500

critério de escolha do material deve basear-se exclusivamente na resistência à compressão. Assim, são indicados os seguintes aços: ABNT M2, D2, O1 e S1, temperados e revenidos para a dureza entre 60 a 62 RC.

A matriz tem por função alojar o tarugo e, através da conformação, determinar a forma do produto. A principal exigência no caso do material da matriz é a máxima durabilidade e a alta resistência ao desgaste. Os aços indicados são: ABNT M2 e D2, temperados e revenidos para a dureza entre 60 a 62 RC. Outro material também indicado é o metal duro. Inicialmente, a aplicação do metal duro em matrizes para conformação a frio era limitada, principalmente devido a sua baixa tenacidade. Por isso, foi necessário o desenvolvimento dos processos de sinterização e de novas composições para metais duros que resistissem às solicitações da conformação a frio. Nas classes de metal duro constituídos de carboneto de tungstênio e cobalto pode-se conciliar a alta tenacidade com a alta dureza, pois com o aumento do teor de cobalto obtém-se um aumento da tenacidade e uma redução da dureza. São indicados para a extrusão a frio os metais duros com alto teor de cobalto, enquanto que para o recalque a frio indica-se os metais duros com médio teor de cobalto. O metal duro mais utilizado nas matrizes de extrusão é o ISO G5 (composição: 25% Co, 75% W; densidade: 13,12 g/cm³; dureza: 900 HV).

O extrator é a parte da ferramenta que expulsa a peça da matriz. A escolha do material é determinada pela sua seção transversal e pelo valor da força de extração. Os aços indicados são: ABNT O1 e S1, temperados e revenidos para a dureza entre 58 a 60 RC.

O tratamento térmico mais utilizado é a têmpera e o revenido. O aquecimento da têmpera é uma condição de suma importância para o êxito desse tratamento na ferramenta. Deve-se realizá-lo com suficiente uniformidade e lentidão. Também no aquecimento da têmpera, deve-se evitar a descarbonetação na superfície da ferramenta e para não ocorrer tal descarbonetação, deve-se realizar a têmpera em fornos com atmosfera controlada. As temperaturas de têmpera são consequência do tamanho e forma das ferramentas. A duração da têmpera também deve ser igualmente uma consequência do tamanho das ferramentas. Nos aços sem liga e baixa liga, a duração da têmpera varia entre 10 a 30 minutos. Os meios de resfriamento mais utilizados são a água e o óleo.

O revenido aumenta a tenacidade das ferramentas, diminuindo-se simultaneamente a dureza. Esse processo é praticamente a continuação da têmpera, com a eliminação das tensões residuais. A escolha da temperatura do revenido depende da aplicação da ferramenta. Essa escolha deve ser compatível com a dureza final desejada na ferramenta, e nos aços para conformação a frio a gama de temperatura varia de 200 a 700 °C. O tempo do revenido deve ser o maior possível e isso é uma condição necessária para se obter uma estrutura estável e para eliminar as tensões internas. Muitas vezes, para se alcançar uma maior vida para as ferramentas, realiza-se um duplo revenido, ou seja, em continuação ao primeiro revenido, realiza-se o segundo, porém a uma temperatura menor (20 a 40 °C abaixo); dessa forma, não ocorre mais a diminuição da dureza e melhora-se em muito as características de tenacidade da ferramenta. Para o caso das ferramentas que já foram usadas em trabalho, quando da suas manutenções, aplica-se, às vezes, um tratamento de alívio de tensão.

2.12. ASPECTOS GERAIS DO PROJETO DE UMA PEÇA EXTRUDADA A FRIO

O momento ideal para se definir o projeto do processo de um extrudado a frio é durante o desenvolvimento do projeto do produto. Outra opção é definir o projeto do processo de um extrudado a frio a partir de uma peça usinada já existente. Em ambos os casos, inicialmente analisa-se o material da peça, bem como a geometria, o comprimento, o diâmetro máximo e mínimo, e os raios dessa peça. A partir desses parâmetros determina-se a capacidade necessária à máquina para conformar a frio. Nesse ponto, é importante a análise econômica, devendo-se ponderar a quantidade mensal ou o lote a ser produzido, o ganho na redução da matéria prima, o ganho na redução do tempo padrão, e a eliminação de operações de usinagem posteriores à extrusão a frio.

2.12.1. Sobremetal

O extrudado a frio é dimensionado a partir de uma peça usinada, acrescentando-se o sobremetal quando for necessário. O sobremetal é função das operações subsequentes como o torneamento e a retificação. Observa-se que em superfícies acabadas pelo processo da extrusão a frio, o sobremetal é igual a

zero. O diâmetro mínimo do extrudado é igual ao diâmetro máximo do usinado acrescido do sobremetal necessário, enquanto o diâmetro máximo do extrudado é igual ao diâmetro mínimo do extrudado acrescido da tolerância do extrudado. Na figura 10, pode ser visto um esquema para o dimensionamento de um extrudado a frio. O sobremetal no raio, indicado para um extrudado a frio, encontra-se na tabela 7.

2.12.2. Quantidade de estágios

Nessa fase passa-se a calcular o número de passes necessários e a definir o semi-ângulo da matriz de extrusão a frio. A partir do desenho do produto extrudado a frio (Figura 11), calcula-se inicialmente as reduções de área cujos resultados estão apresentados na tabela 8. Calcula-se então, o número de passes necessários conforme a equação abaixo, utilizando-se também a expressão:

$$n_{\min} = \frac{\epsilon_{A_{nec}}}{30} \quad (3)$$

onde:

$n_{\min}$ = número mínimo de passes

$\epsilon_{A_{nec}}$ = redução de área necessária

Deve-se observar que a máxima redução de área recomendada em um único passe é de 30%.

A seguir apresenta-se um exemplo numérico para o cálculo do número de passes necessários, para a passagem do diâmetro B para o diâmetro C, da figura 12. A redução de área necessária, conforme tabela 8 é :

$$\epsilon_{A_{nec}} = \epsilon_{A_{B-C}} = 67\%$$

o número de reduções necessários é :

$$n_{\min} = \frac{67}{30} = 2,23 \quad \therefore n_{\min} \approx 2 \text{ passes}$$

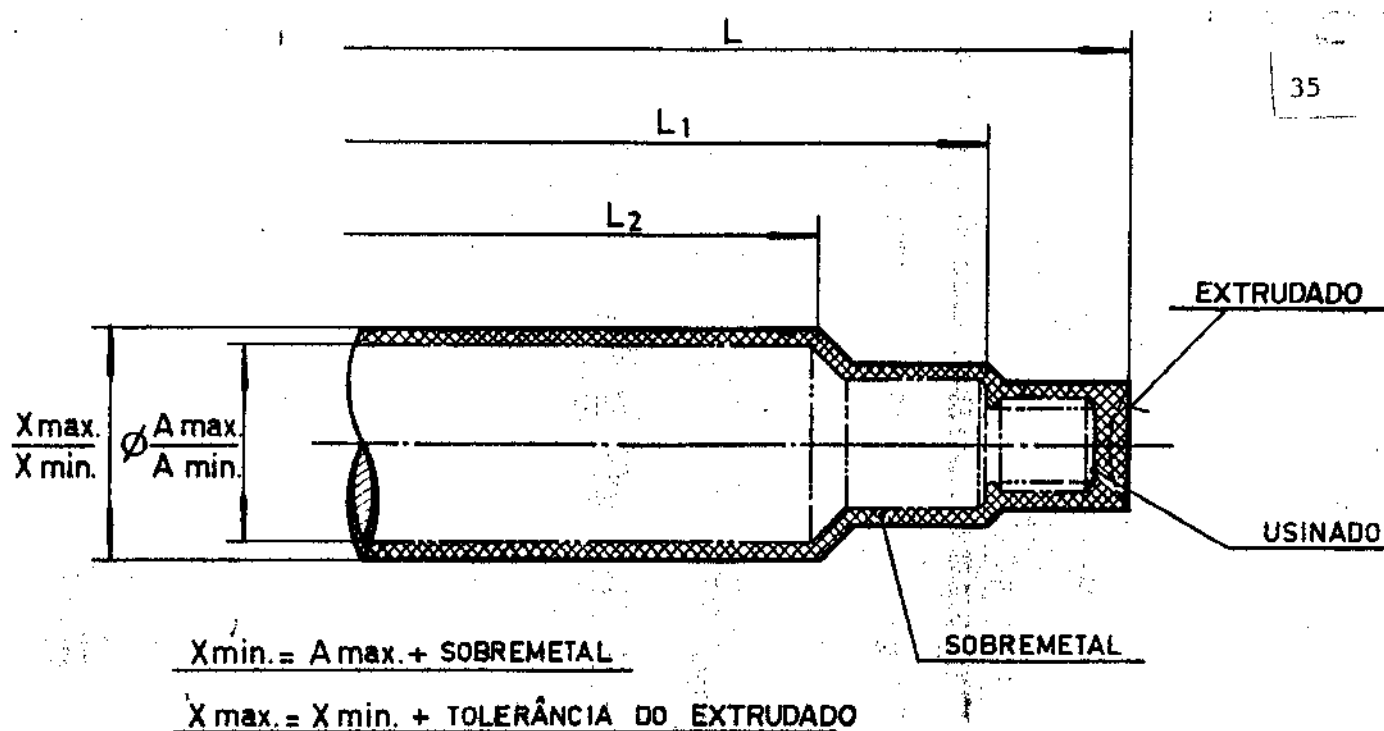


FIGURA 10 - Esquema do dimensionamento de uma peça extrudada a frio

TABELA 7- SOBREMETAL NO RAIOS, PARA UM EIXO EXTRUDADO A FRIO, EM FUNÇÃO DAS OPERAÇÕES SUBSEQ.

OPERAÇÃO SUBSEQUENTE	SOBREMETAL (MM)
TORNEAR	0,5
RETIFICAR	0,2
—	ZERO (1)

OBS:

(1) DIMENSÃO ACABADA

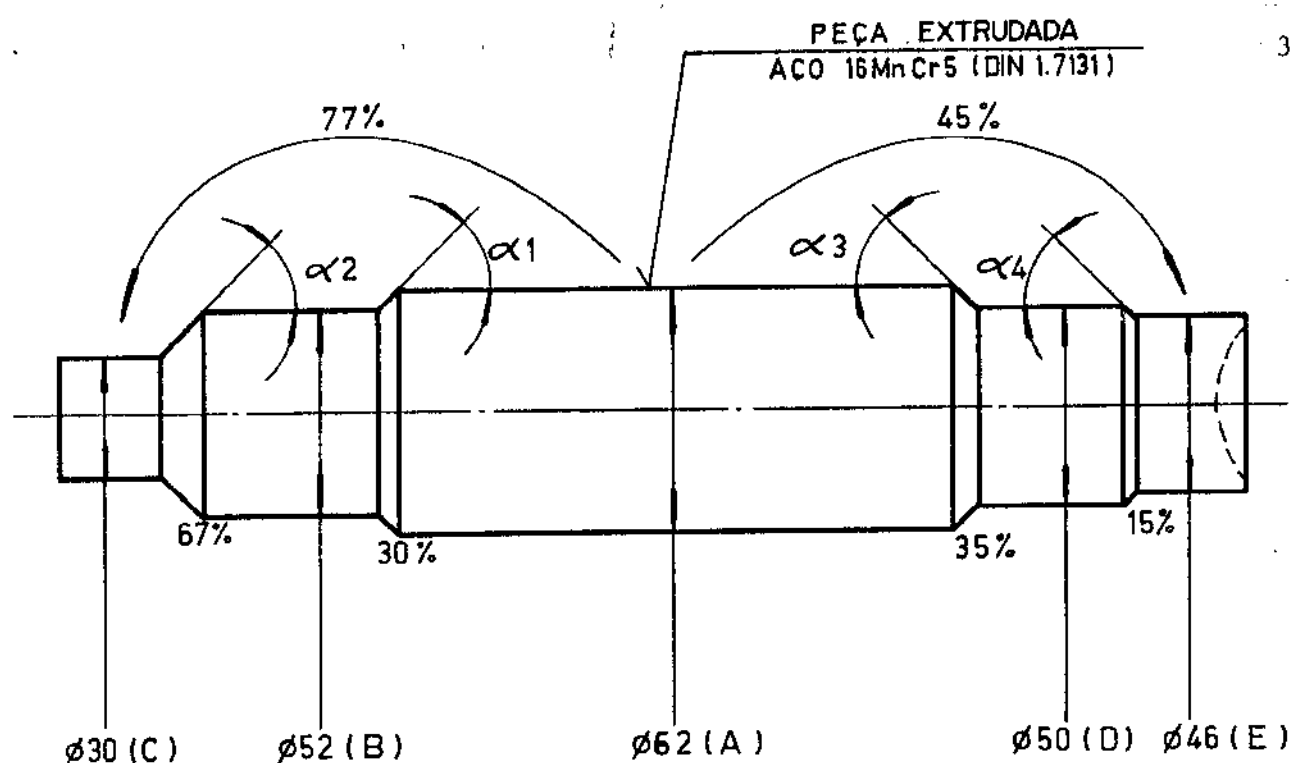


FIGURA II - Esquema de um extrudado a frio com as respectivas reduções de área

TABELA 8- REDUÇÕES DE ÁREA PARA OS DIÂMETROS SUCES-
SIVOS DE UM EIXO EXTRUDADO A FRIO

REDUÇÕES DE ÁREA		(%)
$\epsilon_{A \rightarrow B}$	$\phi_A \longrightarrow \phi_B$	30
$\epsilon_{B \rightarrow C}$	$\phi_B \longrightarrow \phi_C$	67
$\epsilon_{A \rightarrow D}$	$\phi_A \longrightarrow \phi_D$	35
$\epsilon_{D \rightarrow E}$	$\phi_D \longrightarrow \phi_E$	15
$\epsilon_{A \rightarrow E}$	$\phi_A \longrightarrow \phi_E$	45
$\epsilon_{A \rightarrow C}$	$\phi_A \longrightarrow \phi_C$	77

Nesse estágio do projeto é verificada a redução de área máxima na conformação a frio da peça. Essa redução está relacionada ao teor do carbono equivalente, ou seja, para o carbono equivalente até 0,5%, pode-se ter uma redução de até 75%. Para o exemplo em questão (Figura 12), o material é o aço ABNT 5120 e o seu carbono equivalente pode ser assim calculado:

$$C_{eq} = \left[0,16 + \frac{1,15 - 0,6}{4} + \frac{0,45}{20} \right] \% = 0,35 \% \leq 0,50 \%$$

Logo, para o carbono equivalente encontrado pode-se ter uma redução de até 75%. A máxima redução de área da peça é a passagem do diâmetro A para o diâmetro C e é igual a 77%; essa redução ultrapassa a redução máxima indicada. Deve-se então, recalcular um novo diâmetro C para se chegar na redução máxima de 75%, recomendada.

A definição dos ângulos α_1 a α_4 da figura 12 é estabelecida conforme a tabela 1 (Capítulo 1) e também no cálculo do ângulo ótimo (expressão 44 do Capítulo 3).

2.12.3. Material de partida

Quando se desenvolve um projeto de um produto extrudado a frio, deve-se considerar, como já foi visto anteriormente, as suas características quanto à conformabilidade do material. E esta pode ser expressada pela curva da resistência à deformação do material versus a redução de área (Figura 12).

Outra escolha importante é a geometria do tarugo, ou seja, o seu diâmetro e comprimento. Para essa escolha deve-se observar o plano de conformação e o volume do produto final proposto na figura 13. Se o plano de conformação, que é a sequência de pré-formas e forma final, constar de sucessivas extrusões, pode-se escolher para o tarugo o diâmetro 62 mm. Caso o plano de conformação conste de sucessivas extrusões e "engordamento", para se chegar ao diâmetro do produto igual a 62mm pode-se escolher para o tarugo o diâmetro 60,3mm. Porém, se o plano de conformação constar de sucessivas extrusões e um recalque final, pode-se escolher para o tarugo, o diâmetro 52mm ou 50,8mm. Nesse último caso, o tarugo é inicialmente extrudado em ambas extremidades e recalcado do diâmetro 52mm para o 62mm.

2.12.4. Cálculo da força da extrusão

A seguir realiza-se a determinação da força individual para cada passe, verificando-se se a somatória dessas forças está dentro do limite da máquina escolhida. Para o cálculo da força da extrusão a frio, pode-se tomar como base o método da simulação da determinação da tensão de extrusão a frio.

Quando a opção para o primeiro passe for por uma extrusão livre, deve-se comparar a força de extrusão necessária com a força de flambagem ou de recalque, de tal sorte que a força de extrusão seja a menor delas.

2.12.5. Plano de conformação

O plano de conformação é a sequência de pré-formas, que se inicia com o tarugo e desenvolve-se até a sua forma final, que é o produto extrudado a frio. (Figura 13). Esse plano é elaborado baseando-se no número de passes necessários para se atingir os diâmetros do produto. Outro fator importante na definição desse plano é o diâmetro do tarugo de partida.

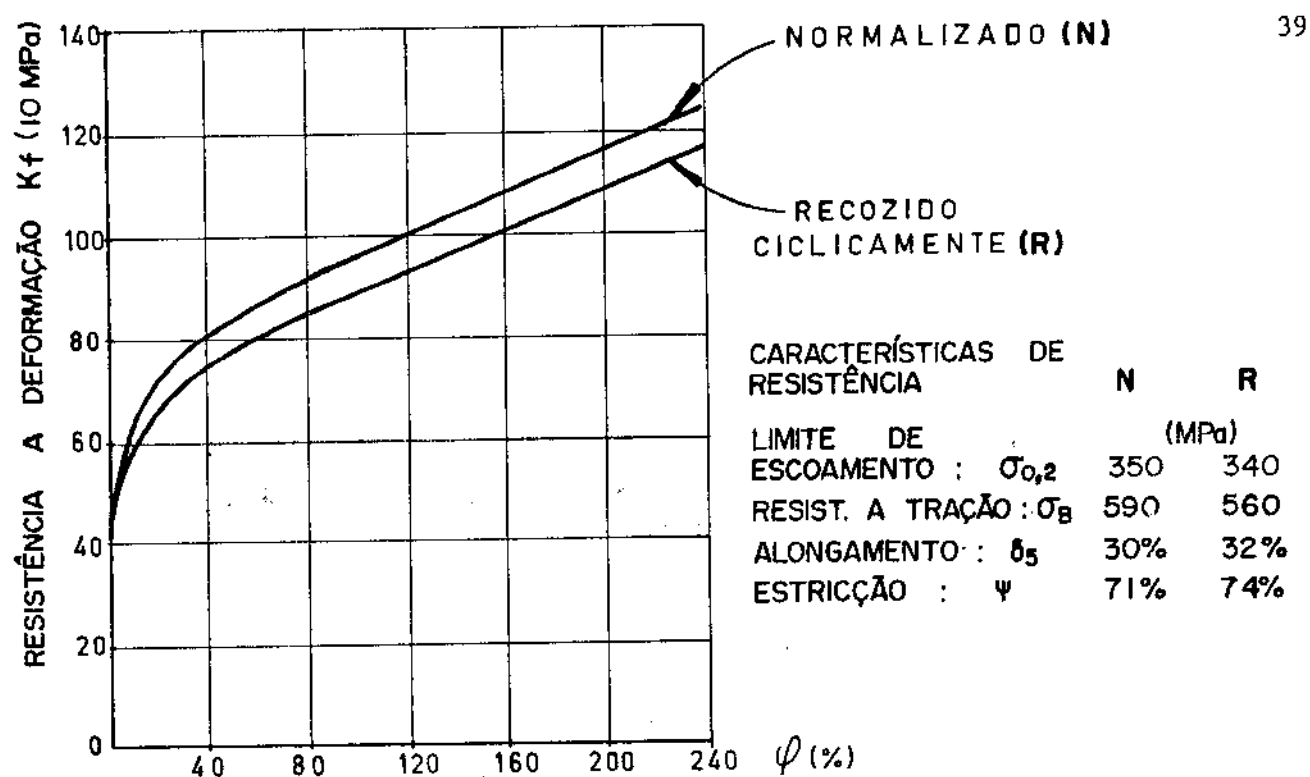


FIGURA 12 - Gráfico de resistência à deformação versus redução de área⁽¹⁶⁾

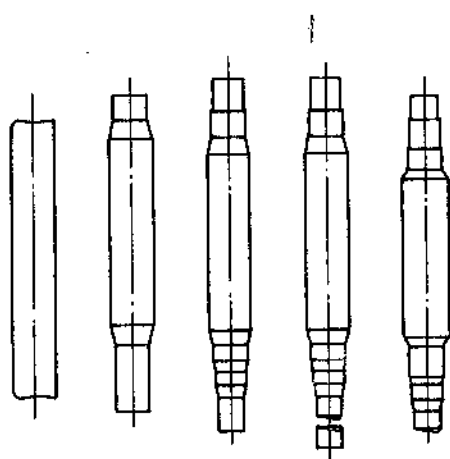


FIGURA 13 - Esquema do plano de conformação

2.12.6. Detalhamento do ferramental

Depois de elaborado o plano de conformação, é feito o detalhamento do ferramental. Uma parte desse detalhamento pode ser vista na figura 14. Os principais componentes são o pino extrator, punção de compressão, matriz guia do tarugo, extrator e matriz de extrusão. Nesse estágio, define-se os materiais e os tratamentos térmicos necessários ao ferramental. Na figura 9, apresenta-se uma matriz de extrusão com os principais elementos. Na figura 15, está ilustrado um conjunto de um ferramental para a extrusão a frio do eixo apresentado na figura 13.

2.13. APLICAÇÕES DA EXTRUSÃO A FRIO

2.13.1. Comparação de um eixo conformado a frio e a quente

A comparação de um eixo piloto conformado a frio com um eixo conformado a quente foi baseada num plano de conformação, no projeto do ferramental, na economia de matéria prima e na eliminação de operações de usinagem.

a) Comparação do plano de conformação

Na figura 16, apresenta-se o plano de conformação a quente de um eixo piloto em uma recalçadora. O item (1) é o tarugo, os itens (2), (3) e (4) representam as pré-formas do produto, o item (5) é o produto final, enquanto o item (6) é a rebarba formada nesse tipo de conformação.

Na figura 17, pode ser visto o plano de conformação a frio de um eixo em uma prensa hidráulica. O item (1) é o tarugo, os itens (2), (3) e (4) são as pré-formas, o item (5) é uma parte do produto com prováveis trincas e o item (6) é o produto final. O item (2) é um estágio exclusivo de extrusão e enquanto o item (3) é um estágio misto de extrusão e recalque.

Na figura 18, mostra-se a mesma sequência apresentada na figura 17. A diferença entre essas duas sequências de conformação a frio está na operação final, com a extrusão de estrias e o furo de centro na extremidade do eixo. Essas estrias são conformadas por uma matriz de extrusão, cujo formato interno é uma

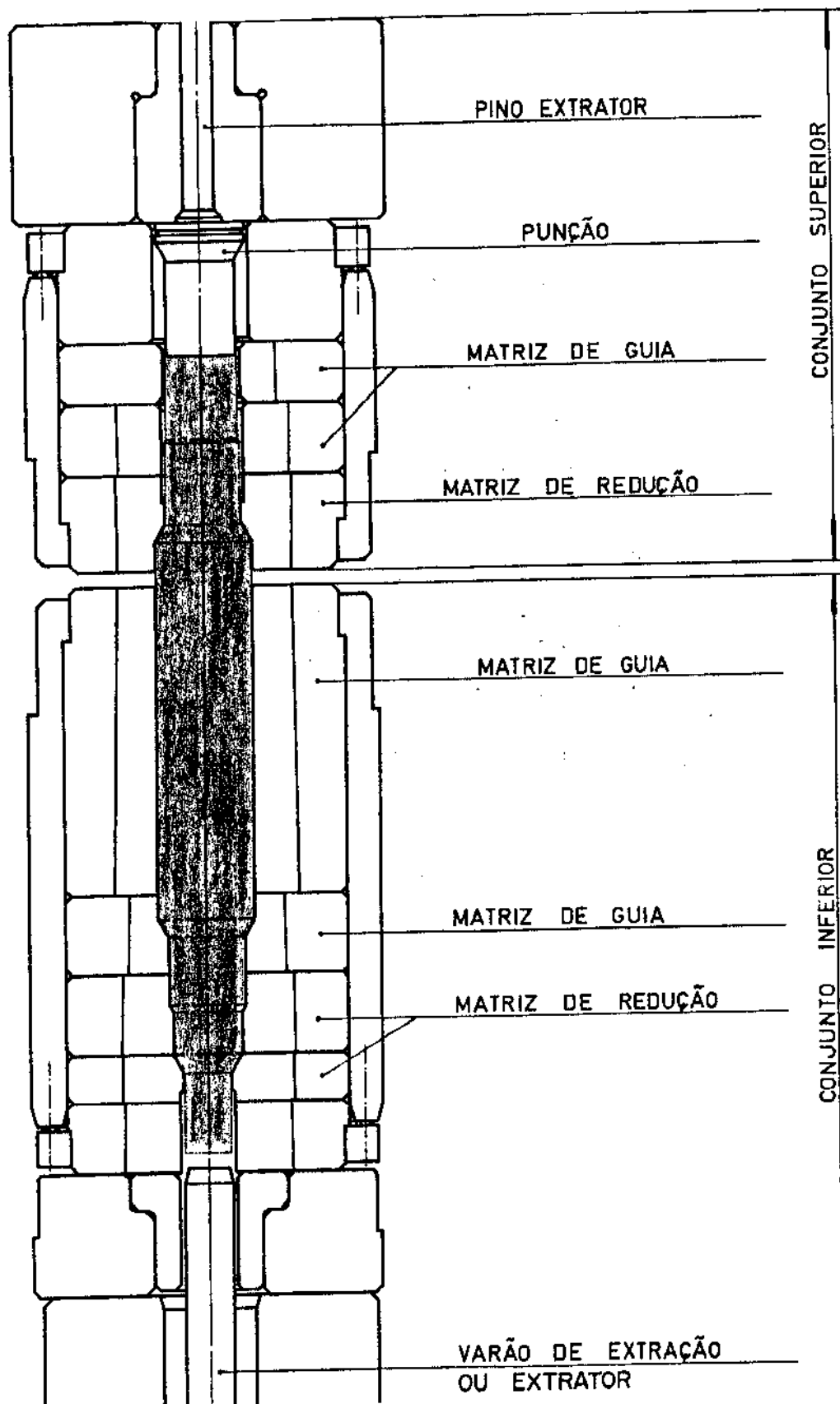


FIGURA 14 - Principais componentes de um ferramental para extrusão a frio

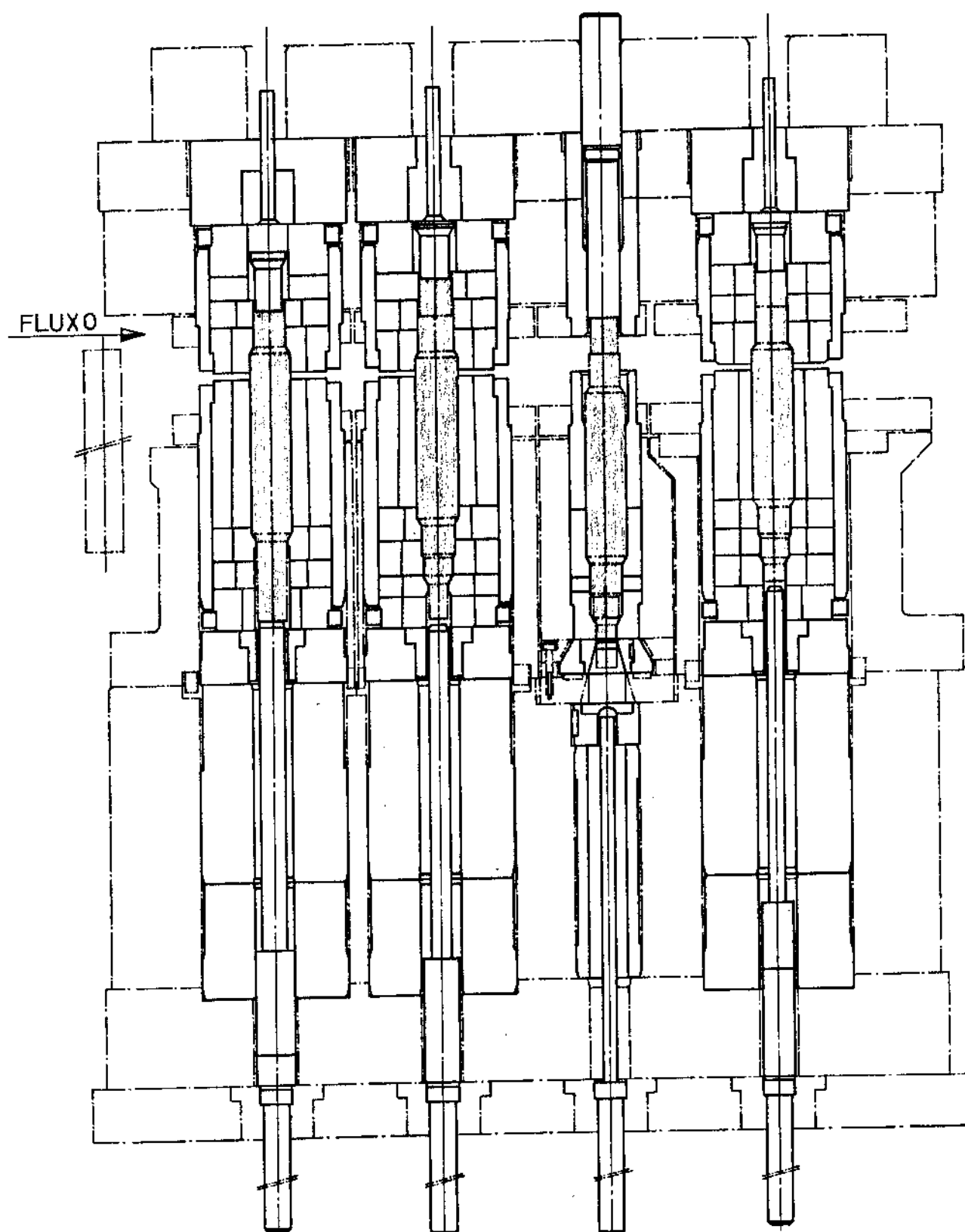


FIGURA 15 - Ilustração do conjunto do ferramental para extrusão a frio

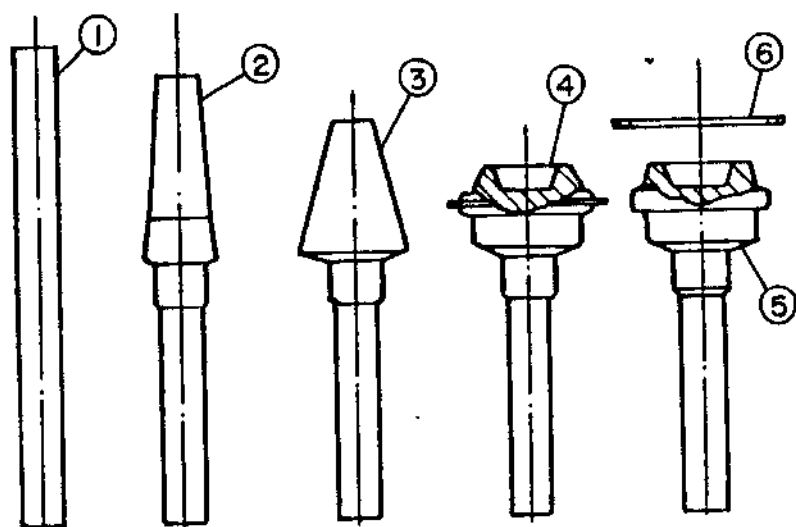


FIGURA 16 - Plano de conformação a quente de um eixo em recalçadora

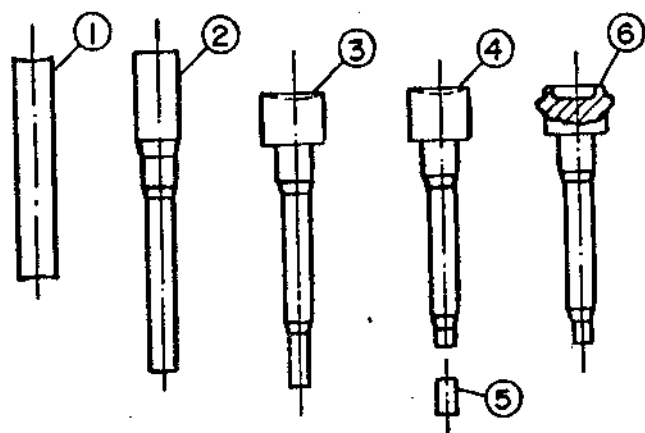


FIGURA 17 - Plano de conformação a frio de um eixo em prensa hidráulica

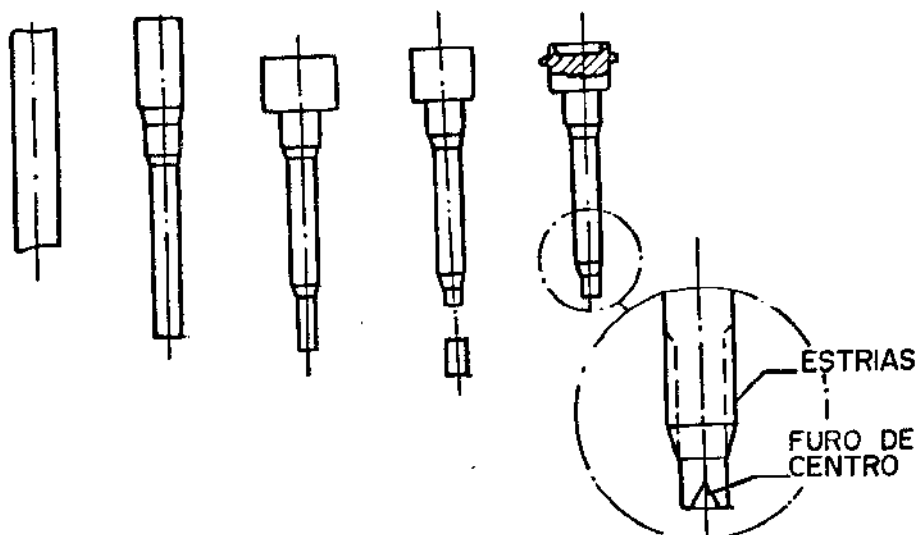


FIGURA 18 - Plano de conformação a frio de um eixo com um furo de centro e estrias em prensa hidráulica

estria gerada pelo processo de eletroerosão. O furo de centro é gerado por um punção-extrator inferior. A função desse furo de centro é co- definir uma linha de centro referencial no processo de usinagem.

b) Comparação do ferramental de conformação

Na figura 19, pode ser visto um esquema do ferramental em uma recalçadora para conformação a quente de um eixo. Essas ferramentas são para o eixo do plano de conformação da figura 16. Nessa sequência de conformação, o eixo movimenta-se na posição horizontal, normalmente de cima para baixo.

Na figura 20, pode ser visto um esquema do ferramental em uma prensa vertical para conformação a frio de um eixo. Essas ferramentas são para o eixo do plano de conformação da figura 18. Nessa sequência de conformação, o eixo movimenta-se na posição vertical, normalmente da esquerda para a direita.

c) Comparação da sequência de usinagem

Na figura 21, apresenta-se a sequência de usinagem para um eixo conformado a quente, visto na figura 16. Inicialmente, no item (1) tem-se a operação de facear-centrar. A função básica dessa operação é criar uma linha de centro no eixo para referência do processo de usinagem. Essa linha de centro é a referência de todo o processamento de usinagem. Nos itens (2) e (3) continua-se apresentando, respectivamente, as operações de torneamento de desbaste e acabamento em tornos copiadores. Posteriormente, no item (4), mostra-se o torneamento da " cabeça do eixo " em um torno multifuso-multiferramenta. No item (5) é apresentada a operação de retífica do diâmetro a ser rolado em uma roladora de estrias (6). Posteriormente, no item (7) pode-se ver uma operação de retificação para normalizar a estria rolada.

Na figura 22, apresenta-se a sequência de usinagem de um eixo conformado a frio com furo de centro, estrias extrudadas e redução do sobremetal. A introdução do furo de centro no eixo permitiu o cancelamento da operação de facear-centrar. A redução de sobremetal nos diâmetros e faces do produto conformado a frio implicou no direto cancelamento da operação de desbaste em torno copiador e na redução de oitenta por cento da operação de acabamento em torno copiador. A introdução da estria extrudada a frio no eixo, permitiu o cancelamento da operação de rolar as estrias e, conseqüentemente, implicou no cancelamento das operações de retificar antes e após a operação de rolagem. Dessa forma a nova sequência de usinagem inicia-se no torneamento da " cabeça do eixo " em um torno multifuso

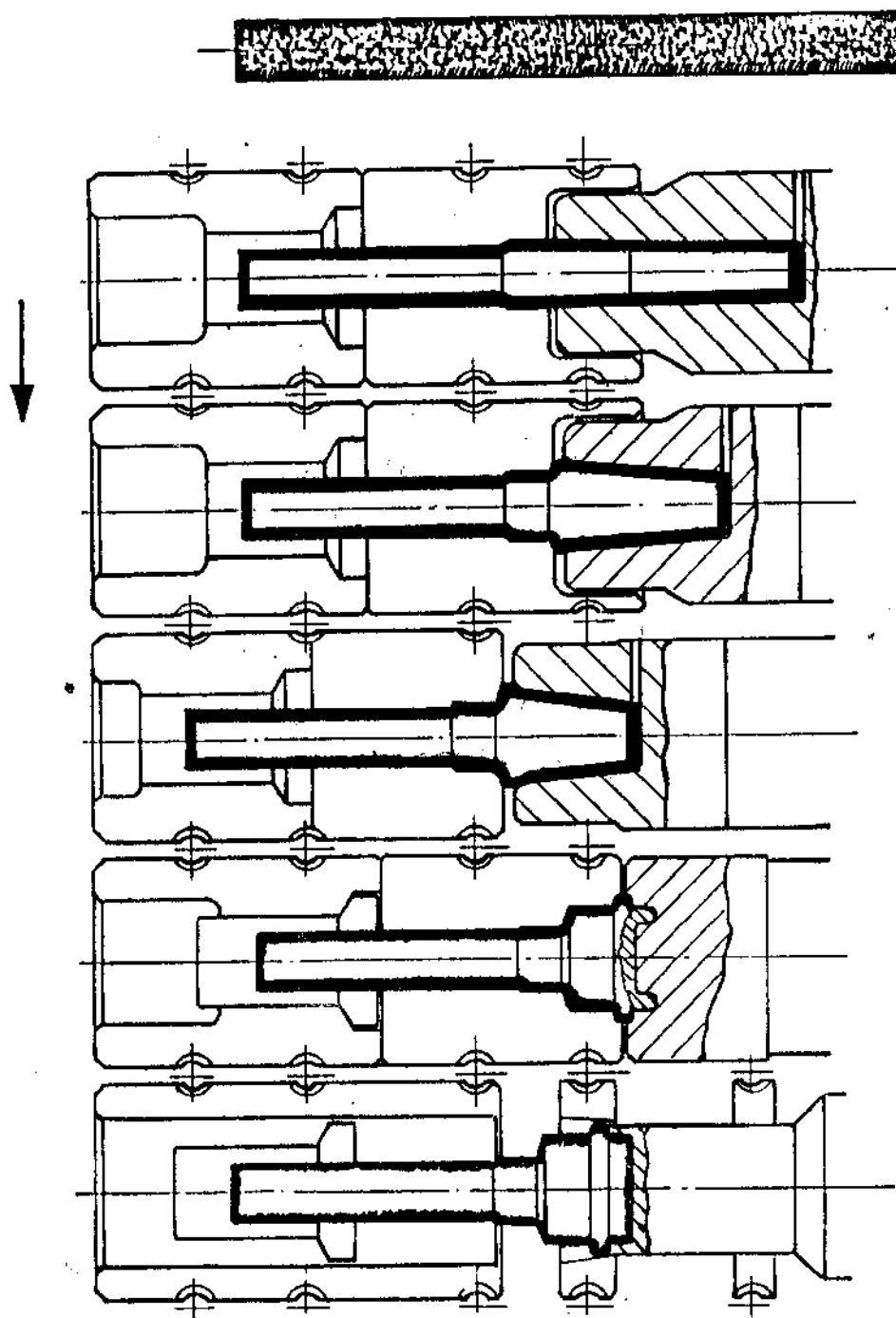


FIGURA 19 - Esquema do ferramental em uma recalçadora para conformação a quente de um eixo

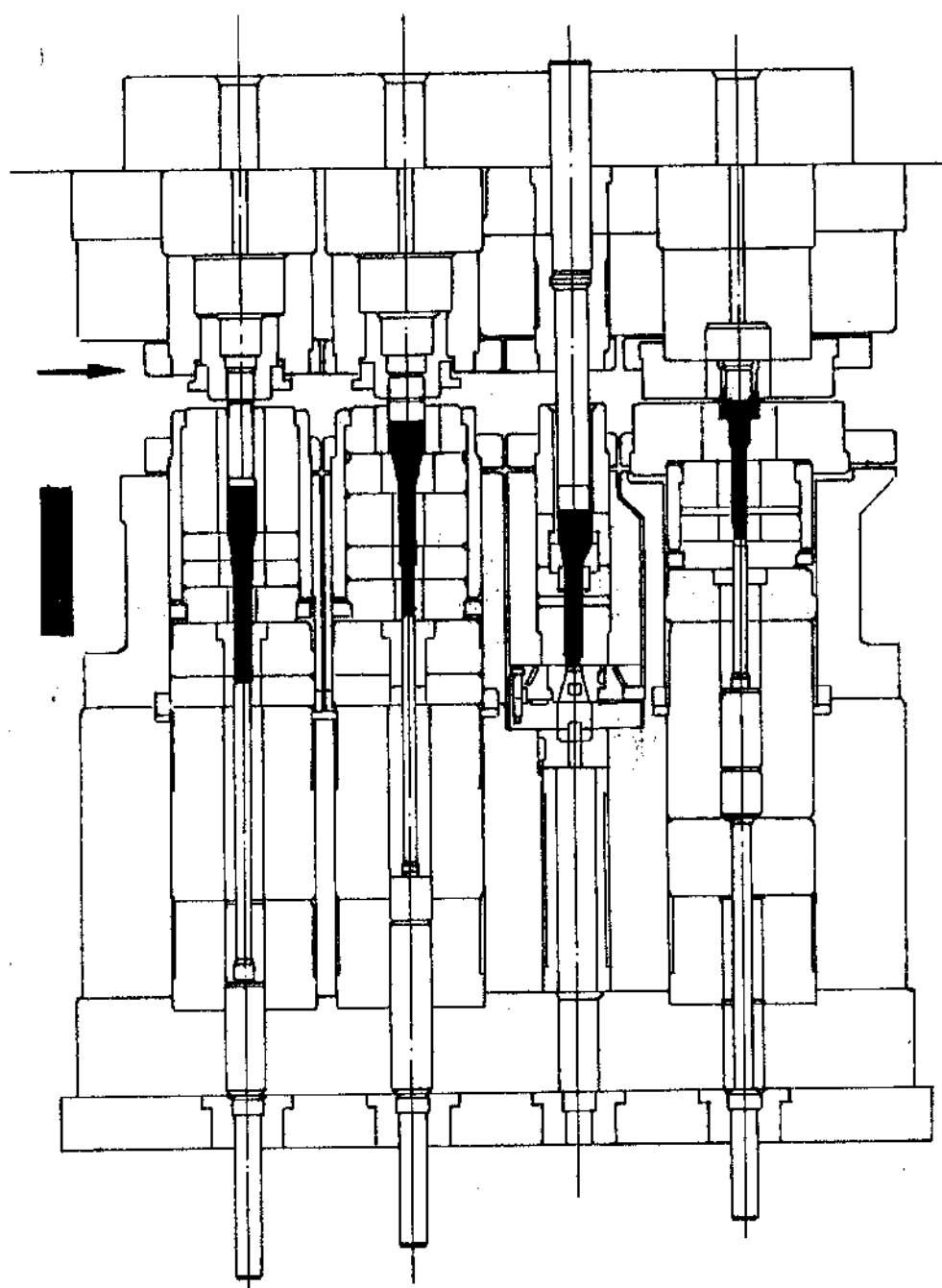


FIGURA 20 - Esquema do ferramental em uma prensa hidráulica vertical para conformação a frio de um eixo

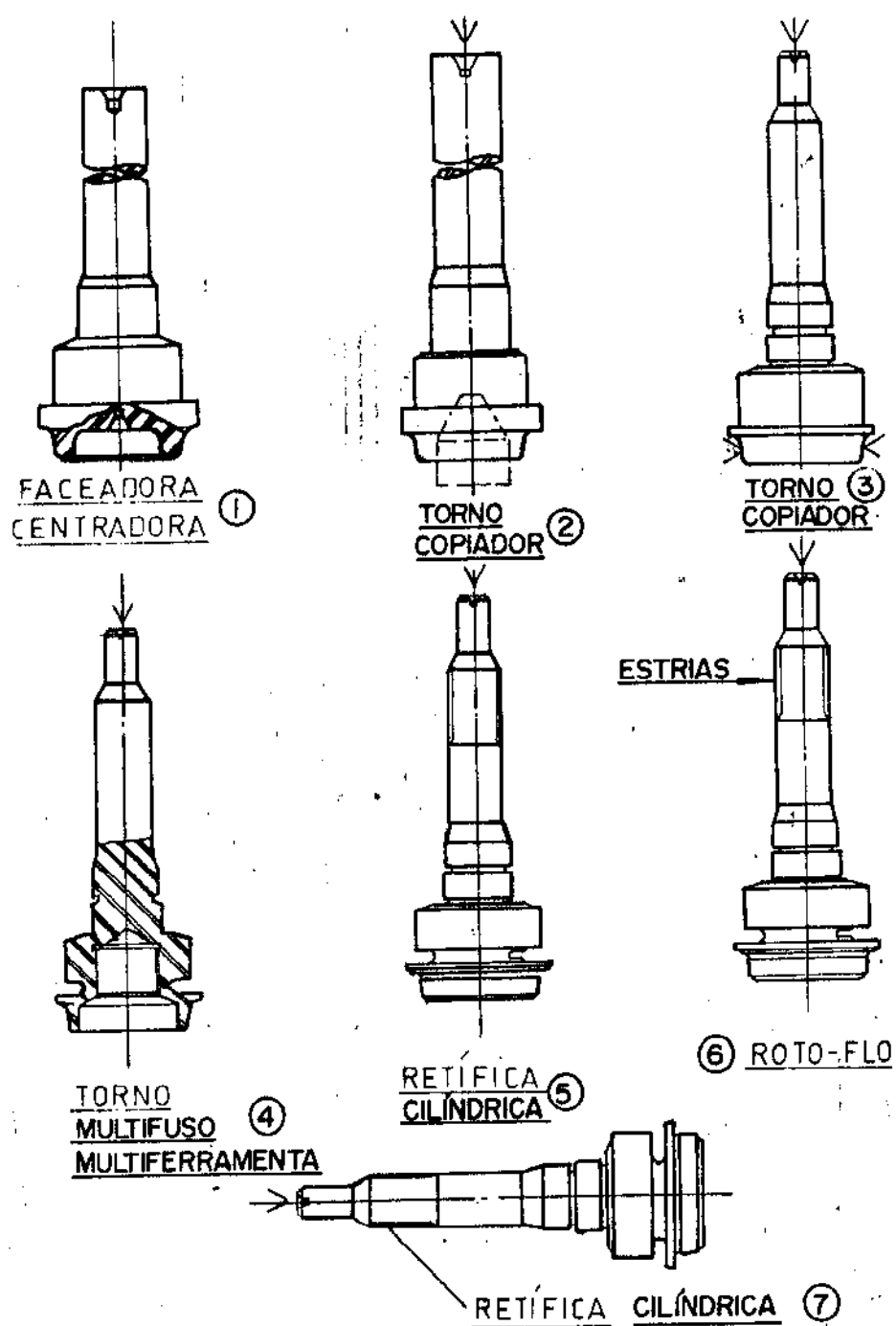


FIGURA 21 - Sequência de usinagem para um eixo conformado a quente

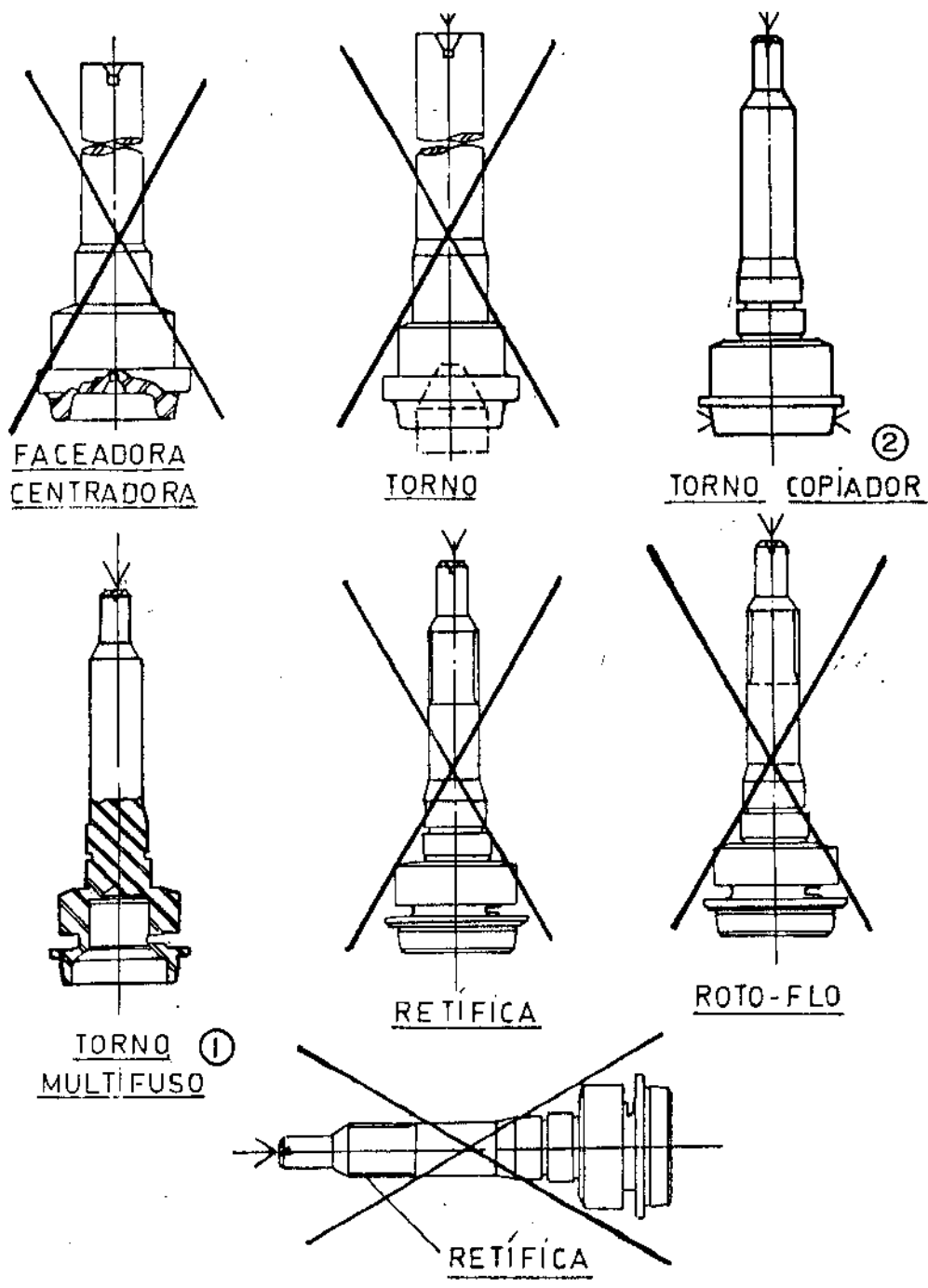


FIGURA 22- Sequência de usinagem para um eixo conformado a frio com furo de centro e estrias extrudadas

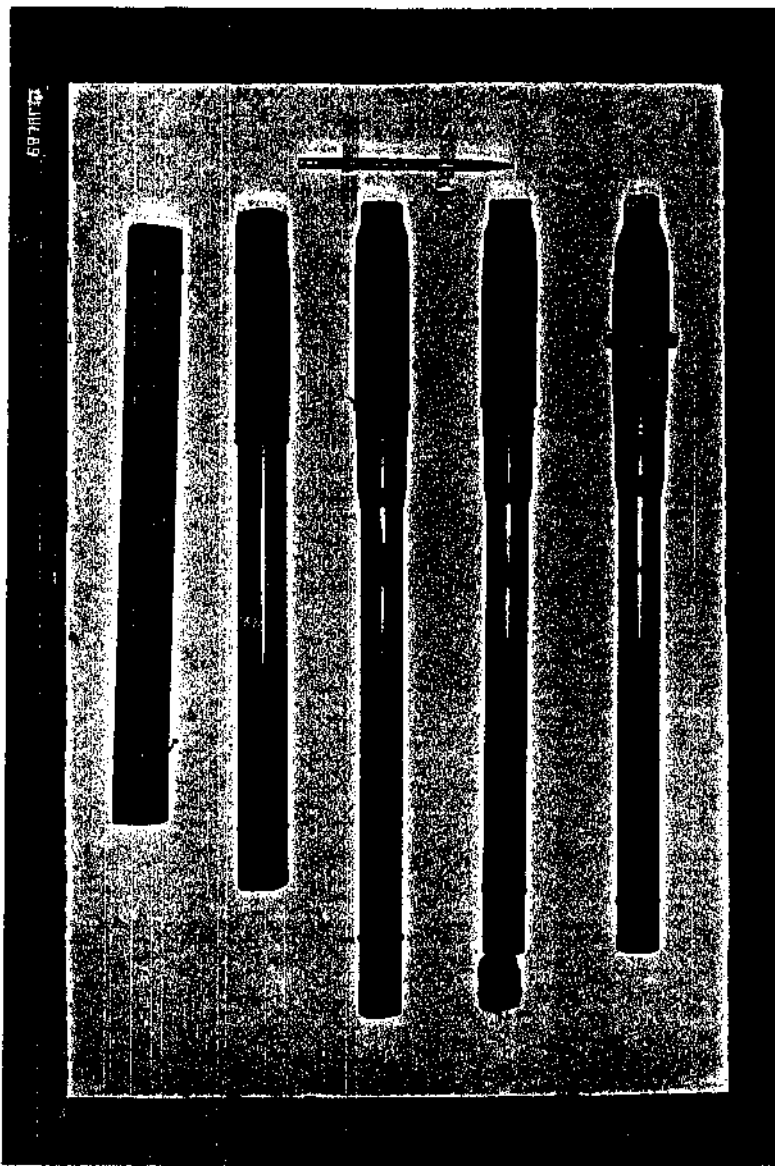
(item 1) e a segunda operação, nessa nova sequência, é realizada em um torno copiador (item 2).

d) Comparação da economia

A economia de matéria prima, gerada com a comparação entre o eixo conformado a frio e a quente, foi da ordem de trinta e cinco por cento, a favor do eixo conformado a frio. No exemplo dado, o tarugo para o eixo conformado a quente tinha 2.200 gramas, enquanto o tarugo para o eixo conformado a frio tinha 1.400 gramas. Logo, a economia gerada foi de 800 gramas. Considerando-se, por exemplo, uma produção mensal de 10.000 peças ao mês, tem-se uma economia-peso de 8 toneladas. Outras economias devem ser relevadas, tais como a economia-tempo, gerada pela redução de operações, e a economia-máquina, gerada em função da eliminação de algumas operações de usinagem.

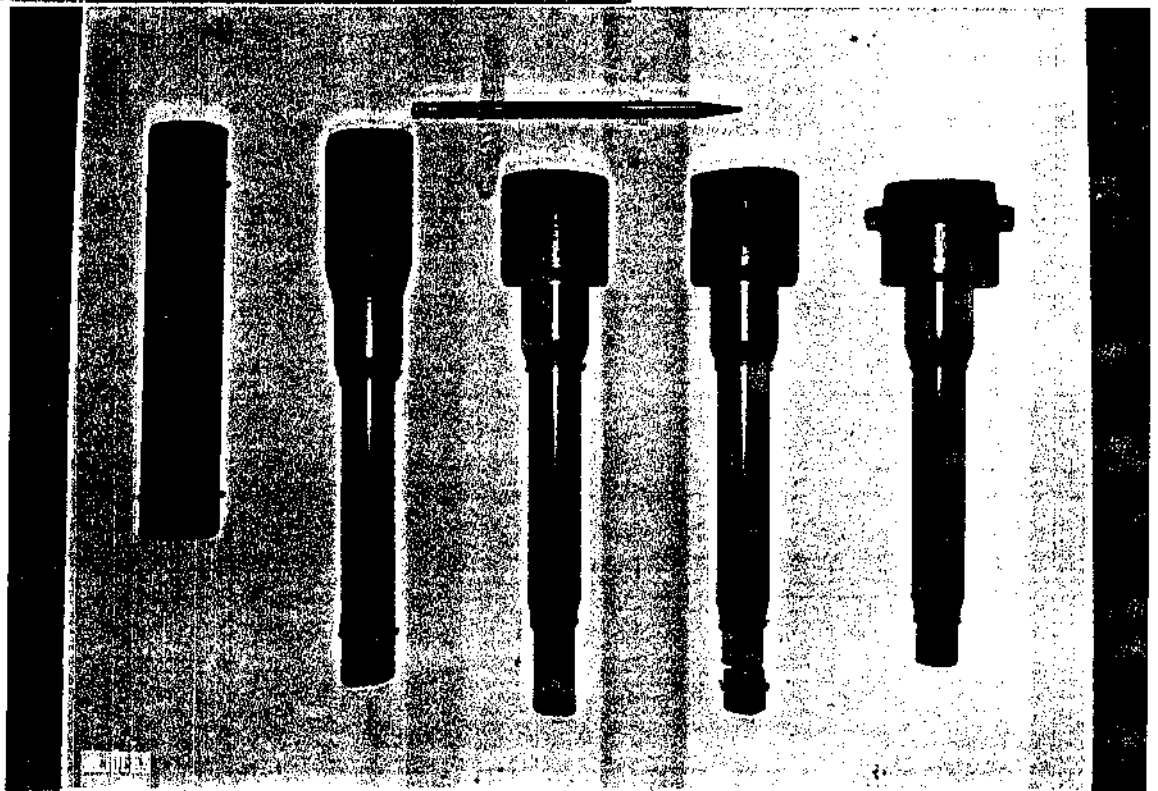
2.13.2. Exemplos de peças com operações de extrusão

Nas figuras 23 , 24 e 25, apresentam-se alguns exemplos de peças conformadas a frio. Destacam-se as operações de extrusão e recalque a frio. Os produtos apresentados são eixos, pinos, parafusos, engates, espaçadores, mancais, engrenagens, buchas, bujões e tubos.



50

SEQUÊNCIA DE UM EIXO
PRINCIPAL



SEQUÊNCIA DE UM
EIXO PILOTO

FIGURA 23- Sequências de eixos conformados a frio

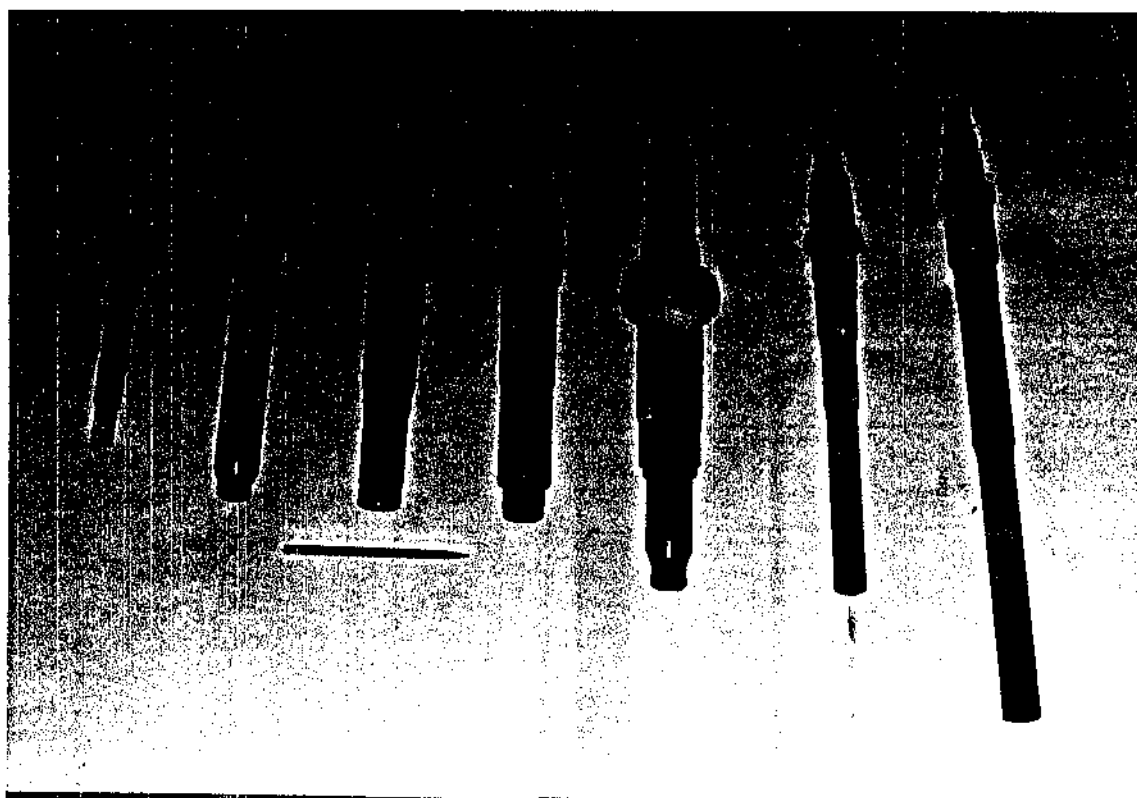


FIGURA 24 - Exemplos de peças conformadas a frio (eixos pilotos e principais)

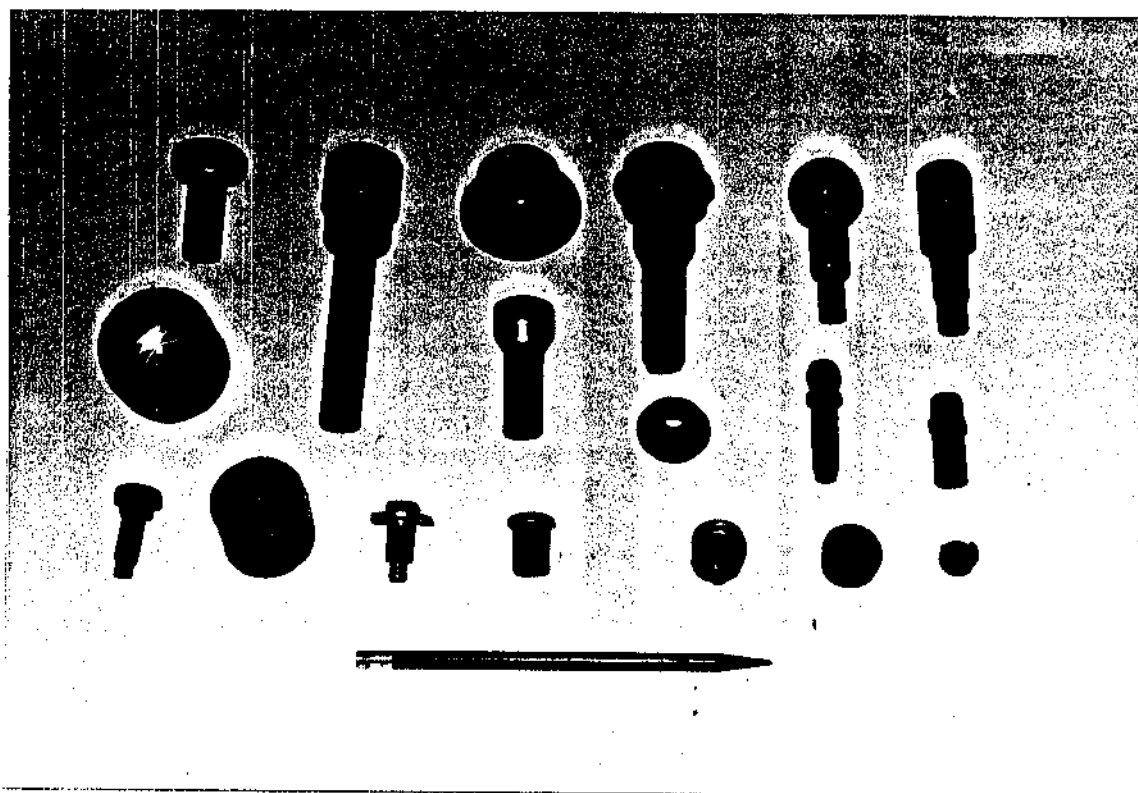


FIGURA 25 - Exemplos de peças conformadas a frio (aplicações diversas)

CAPÍTULO 3

MÉTODOS DE CÁLCULO DA TENSÃO DE EXTRUSÃO

3.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Uma das questões fundamentais na mecânica da conformação é o cálculo da tensão envolvida no processo, já que a partir desse resultado, será feito a seleção ou projeto das ferramentas a serem utilizadas, bem como a escolha da máquina para a conformação.

Para se calcular a tensão de extrusão, deve-se considerar o trabalho desenvolvido durante a deformação que pode ser dividido em três parcelas:⁽¹⁷⁾

3.1.1. Trabalho de deformação homogênea

O trabalho de deformação homogênea é o trabalho para deformar uniformemente o tarugo, sem considerar perdas.

3.1.2. Trabalho devido ao atrito

Este é o trabalho relativo às perdas por atrito na interface tarugo-matriz, ocasionando um aumento na força de extrusão.

3.1.3. Trabalho redundante

Redundante é o trabalho relativo ao atrito interno, ocasionado pela não uniformidade da deformação do material, quando da sua passagem pela matriz de extrusão.

3.2. MÉTODO DA ENERGIA UNIFORME

Esse método de cálculo é de extrema simplicidade pois considera somente a deformação homogênea. Não leva em conta o atrito e o trabalho redundante. Dessa maneira o valor da tensão de extrusão encontrado é inferior ao real. A fórmula desenvolvida para esse método é a seguinte: ⁽¹⁸⁾

$$\sigma_{x_b} = \bar{\sigma}_0 \ln \frac{A_i}{A_f} \quad (4)$$

3.3 MÉTODO DA DIVISÃO EM ELEMENTOS

Tal método considera a deformação homogênea e o atrito tarugo-matriz. Esse método não considera o trabalho redundante. O cálculo da tensão de extrusão de um tarugo através de uma matriz cônica por esse método é representado pela seguinte equação: ⁽¹⁹⁾

$$\sigma_{x_b} = \bar{\sigma}_0 \frac{1+B}{B} \left[1 - \left(\frac{r_i}{r_f} \right)^{2B} \right] \quad (5)$$

$$B = \mu \cot \alpha$$

μ = coeficiente de atrito ($\mu < 0,03$)

3.4. MÉTODO DAS LINHAS DE DESLIZAMENTO

É um método que considera a deformação homogênea, o atrito tarugo-matriz e o trabalho redundante. Baseia-se na hipótese da deformação plana em um corpo rígido-perfeitamente plástico. A equação do campo das linhas de deslizamento esta' expressa abaixo:

$$\sigma_{x_b} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 (1 + \alpha') \frac{2 \mu \alpha}{1 + 2 \mu \alpha} \quad (6)$$

3.5. MÉTODOS GERAIS

Apresentam-se aqui alguns métodos empíricos de cálculo da tensão de extrusão a frio.

3.5.1. Método da divisão em elementos considerando o trabalho redundante

Esse método propõe uma correção ao método da divisão em elementos considerando-se nos cálculos o trabalho redundante. Essa correção é apresentada pela expressão abaixo:

$$\sigma_{x_b} = \phi \bar{\sigma}_0 \frac{1+B}{B} \left[1 - (1 - \epsilon_A)^B \right] \quad (7)$$

onde:

$$B = \mu \cotg \alpha$$

$$\phi = 0,87 + \left(\frac{1 - \epsilon_A}{\epsilon_A} \right) \sin \alpha = \text{fator de correção}$$

3.5.2. Método da simulação com fator de conversão chumbo-aço

Esse método da simulação para cálculo da tensão de extrusão foi desenvolvido por Drake, da General Motors Corporation (GMC) e Throop, do General Motors Institute (GMI).⁽²⁰⁾ Esse método considera parâmetros, tais como: o ângulo de extrusão, o ângulo do punção e o material. No desenvolvimento desse método foram considerados 14 aços carbono, desde o SAE 1008 até o 1050, correlacionando-os com o chumbo (99,9 Pb, 0,01 Ag e 0,07 Cu). Foram levantadas as curvas tensão-deformação ($\sigma = K \epsilon^n$) para os 15 materiais, e essas curvas foram analisadas por regressão estatística. A expressão que representa esse método é a seguinte:

$$\sigma_{x_b} = 37,9 f \epsilon_A^{0,787} \alpha^{0,375} \quad (8)$$

onde:

$f = K_{aço} / K_{pb}$ = fator de conversão chumbo-aço (esses valores encontram-se na tabela 9).

Nesse caso a tensão de extrusão é dada em libras por polegada quadrada e as dimensões são dadas em polegadas.

3.5.3. Nomograma do Cold Forging Group

Esse nomograma foi elaborado pelo Cold Forging Group⁽²⁰⁾ e pode ser visto na figura 26. Descreve-se a seguir a utilização do nomograma da figura 26. Para se determinar a carga de extrusão, tensões no punção e na matriz de extrusão a frio de tarugos, considera-se os dados iniciais, tais como: diâmetro inicial do tarugo (d_i), diâmetro final do produto (d_f), comprimento inicial do tarugo (l_i). Calcula-se a relação de extrusão (R) e a redução de área (ϵ_A). O nomograma da figura 26 é baseado em uma matriz com ângulo de cone (2α) igual a 120° , relação da geometria do tarugo (l_i / d_i) igual a unidade e o lubrificante considerado é o fosfato de zinco com sabão estearato de sódio. Dessa forma, estes valores devem ser corrigidos nas condições reais do problema. A correção da geometria da matriz é baseada na figura 27, através do fator q_m . A correção da geometria do tarugo é baseada na figura 28, através do fator q . A correção do uso do lubrificante é dada pelo fator q_{lub} . Dessa maneira a carga verdadeira F é dada pela expressão abaixo:

$$F = F' q q_m q_{lub} \quad (9)$$

onde:

$$F' = \sigma_x A_c$$

Nesse caso a força de extrusão no nomograma é dada em toneladas.

TABELA 9- FATOR DE CONVERSÃO DO AÇO / CHUMBO
(AÇO EQUIVALENTE)⁽²⁰⁾

MATERIAL	(1) K	(2) f
CHUMBO	3,165	1,00
SAE 1008	81,050	25,61
SAE 1010	82,056	25,93
SAE 1012	82,496	26,06
SAE 1018	87,504	27,65
SAE 1020	91,786	29,00
SAE 10822	92,028	29,08
SAE 1022	91,973	29,06
SAE 10826	106,152	33,54
SAE 1026	107,142	33,85
SAE 1032	123,636	39,06
SAE 1035	132,510	41,87
SAE 1040	133,255	42,10
SAE 1045	137,860	43,56
SAE 1050	142,133	44,91

OBS:

(1) $\sigma = K\varepsilon^n$ ($K = \sigma/\varepsilon^n$)

(2) $f = K_{AÇO}/K_{CHUMBO}$

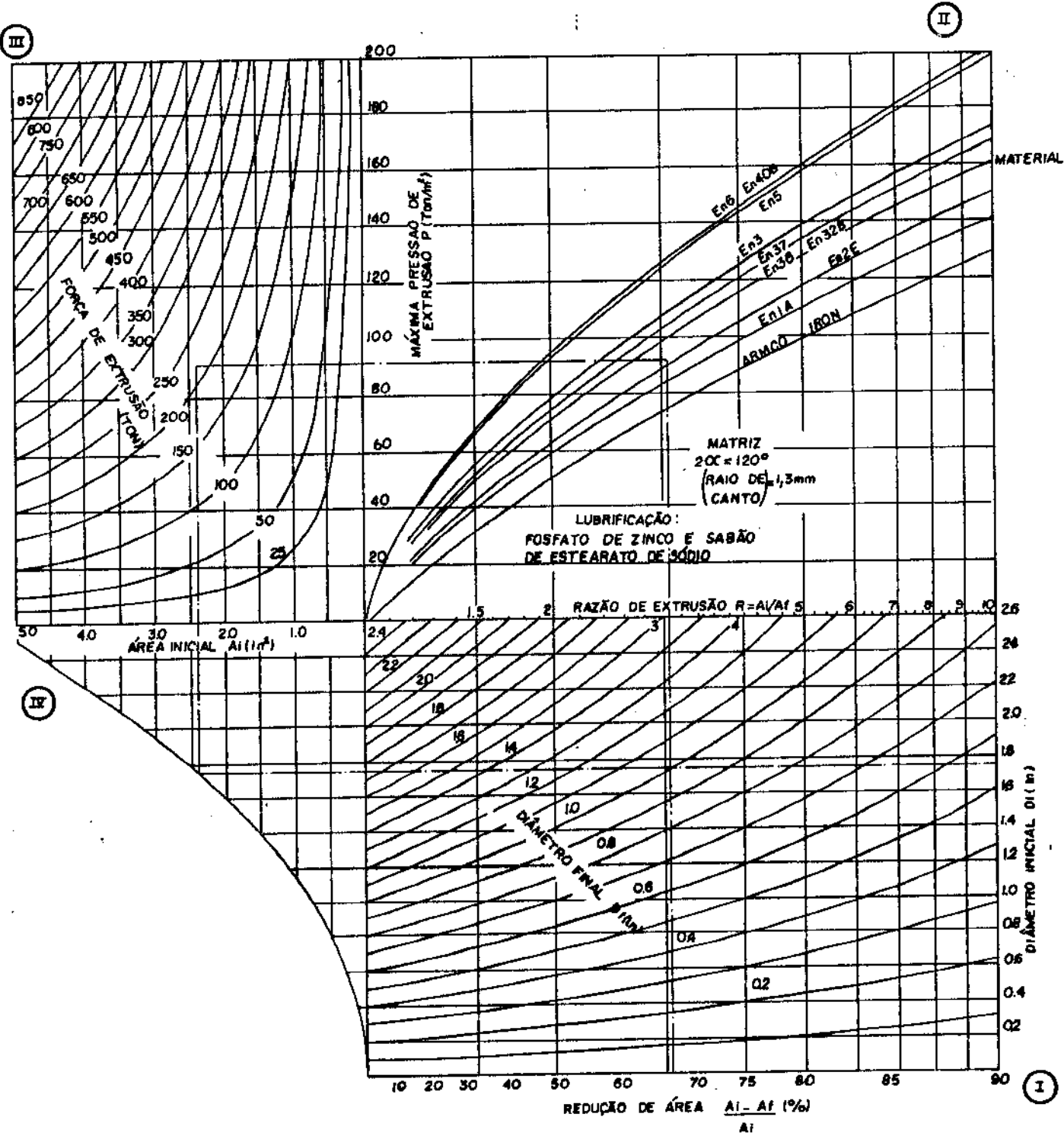


FIGURA 26- Nomograma para determinação da pressão de extrusão pelo Cold Forging Group (20)

VALORES DA RAZÃO $P_{2\alpha}/P_{120^\circ}$
FORMULADOS POR P.E.R.A., N.E.L.,
LANGE, STECK E HAUTTMAN

59

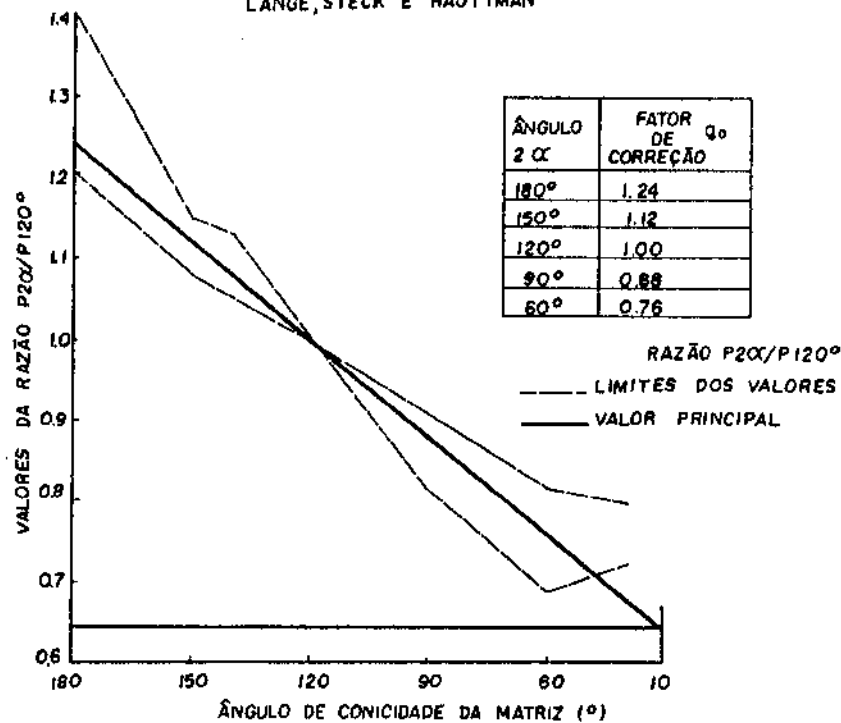


FIGURA 27- Correção da geometria da matriz⁽²¹⁾

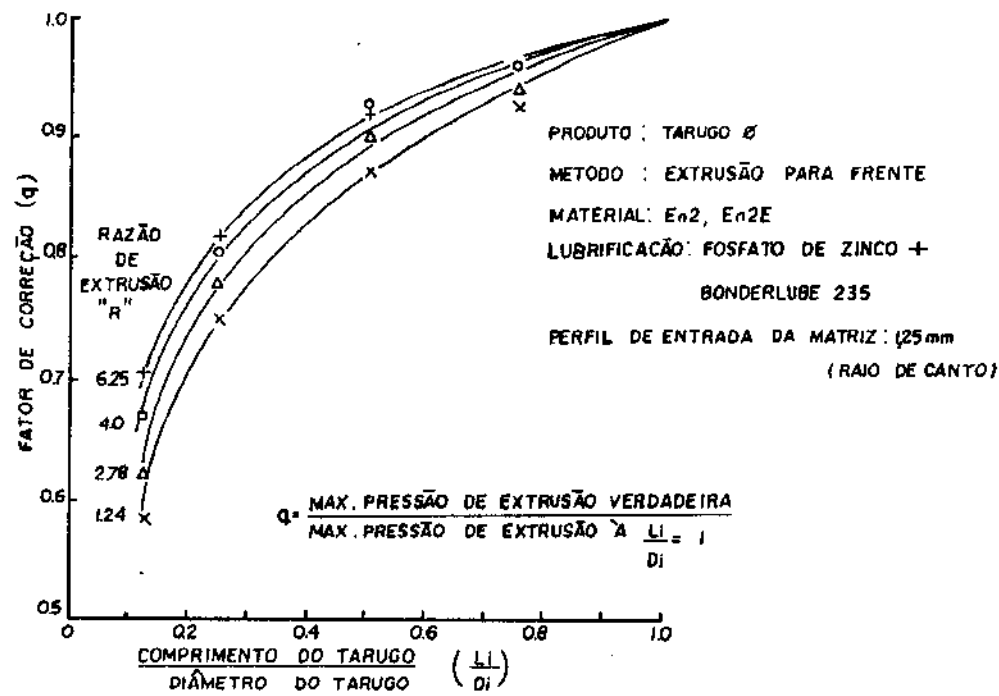


FIGURA 28- Correção da geometria do tarugo⁽²¹⁾

3.5.4. Método do VDI

Esse método foi elaborado pelo VDI⁽²²⁾ e pode ser visto através do nomograma da figura 29. Sabe-se, no entanto, que a deformação alcançada na extrusão a frio é limitada pela capacidade de carga da prensa e das ferramentas de conformação utilizadas no processo. Dessa forma é de suma importância a determinação prévia das forças de extrusão necessárias para a escolha do número de estágios e para a construção das ferramentas. Por outro lado, torna-se importante a predição desses esforços para a escolha da máquina de conformar. Esse método de determinação é um método que se utiliza de um nomograma semelhante ao método descrito do Cold Forging Group, porém os fatores de correção encontram-se diretamente no próprio nomograma. Ao se considerar, inicialmente, o processo de extrusão a frio como um processo estático, a força de deformação é calculada sem perdas, ou seja, sem atrito, sem deslocamentos internos, tem a seguinte relação:

$$F = A_i k_{fm} \ln \frac{A_i}{A_f} \quad (10)$$

Porém, a presença do atrito entre o tarugo e a matriz na conformação a frio é marcante. Para se considerar essa presença, deve-se levar em conta o grau de eficiência da deformação η_f . No cálculo da força de extrusão, a determinação é realizada com base na maior força atuante. A relação correspondente à maior força é a seguinte:

$$F'_{max} = A_i \frac{k_{fm}}{\eta_f} \ln \frac{A_i}{A_f} \quad (11)$$

Também foram consideradas as principais influências da geometria do tarugo e da matriz, através do fator de correção k_c . Assim, a relação completa é:

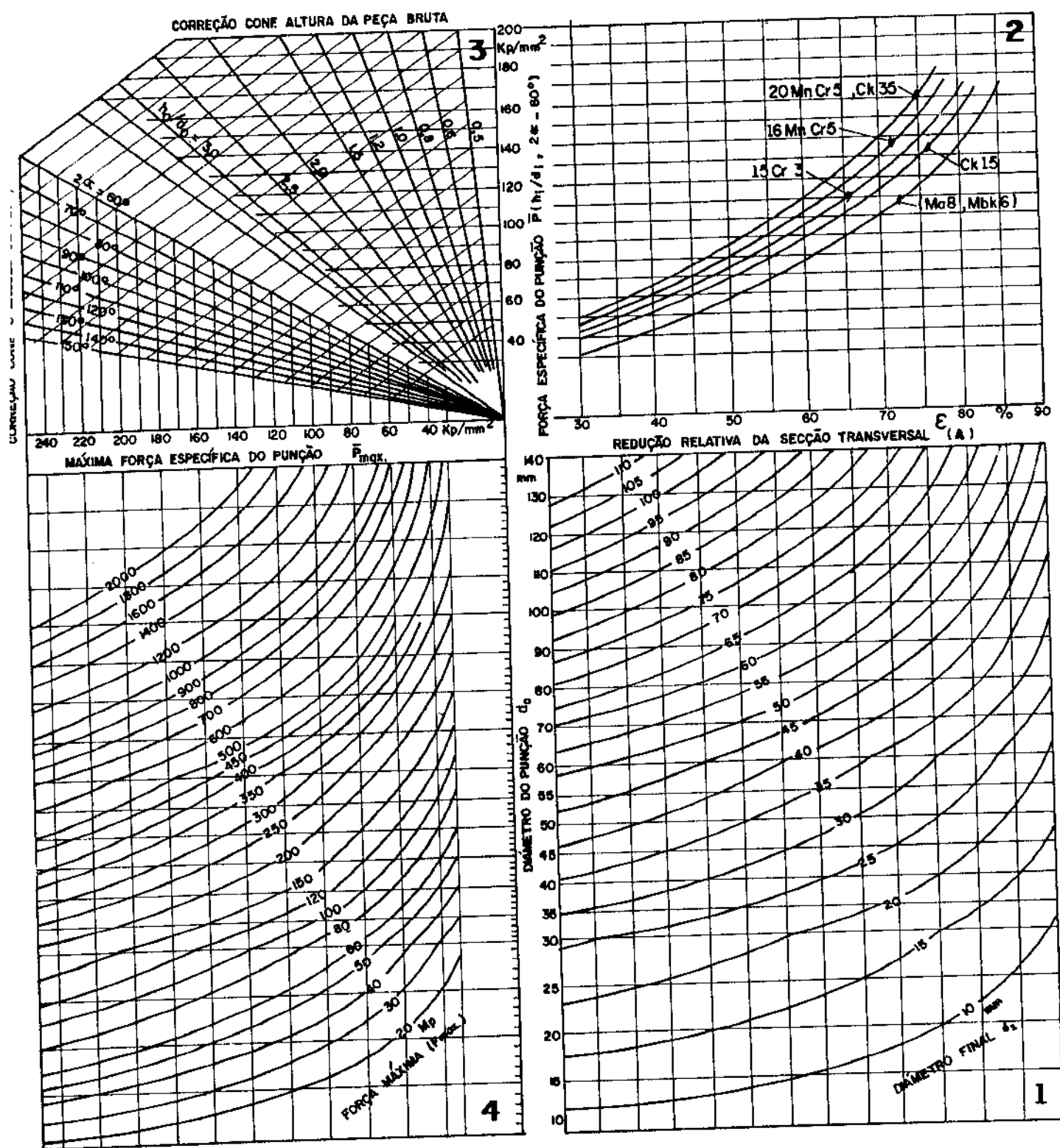


FIGURA 29- Nomograma para cálculo da força na extrusão a frio⁽²²⁾

$$F_{max} = A_i \frac{k_{fm}}{\eta_F} \ln \frac{A_i}{A_f} k_c \quad (12)$$

Descreve-se a seguir a utilização do nomograma da figura 29. Como pode ser visto nessa figura, o nomograma para a determinação da força de extrusão para frente consiste basicamente de quatro campos. No campo 1 é determinada a redução relativa da secção transversal $\epsilon_A = (A_i - A_f) / A_i$, baseada no diâmetro do punção (d_i) e no diâmetro final da peça (d_f). A força específica do punção não corrigida $\bar{p}'$ é determinada no campo 2, baseada na redução relativa da secção transversal ϵ_A e o material correspondente. É válida para uma relação de altura/diâmetro da peça bruta $h_o / d_i = 1$ e um ângulo de redução $2\alpha = 60^\circ$. Evidentemente o valor de $\bar{p}'$ deve ser corrigido para os valores reais de altura e ângulo de redução. A correção dos valores de altura h_o e ângulo de redução 2α é realizada no campo 3. Na parte da direita desse campo é corrigida a altura da do tarugo e na parte da esquerda, o ângulo de redução. A força de conformação é determinada no campo 4, baseada no diâmetro do punção d_i e da força máxima do punção $\bar{p}_{max}$.

3.5.5. Métodos de cálculo segundo diversos autores

Apresentam-se a seguir diversas fórmulas de cálculo para a tensão de extrusão para frente a frio em tarugos segundo diversos autores. ⁽²³⁾

a) Hauttmann

$$\sigma_{x_b} = \left(\frac{A_i - A_f}{A_i} 100 - 10 \right) 0,054 \sigma_B \quad (13)$$

b) Hill

$$\sigma_{x_b} = 1,45 k_f \ln \frac{A_i}{A_f} \quad (14)$$

c) Leclerc

$$\sigma_{x_b} = k_f \ln \frac{A_i}{A_f} e^{\frac{4\mu l_i}{2r_i}} \quad (15)$$

d) Unksow

$$\sigma_{x_b} = k_f \left[\left(\frac{l_0}{\alpha} \ln \frac{A_i}{A_f} + \frac{4\mu l_i}{2r_f} - 1 \right) e^{\frac{4\mu l_i}{2r_i} + 1} \right] \quad (16)$$

e) Siebel

$$\sigma_{x_b} = k_{fm} \ln \frac{A_i}{A_f} \left(1 + \frac{\mu}{\alpha} + \frac{2}{3} \frac{\alpha}{\ln \frac{A_i}{A_f}} \right) + \mu k_{fo} \sqrt{\frac{l_i}{2R_i}} \quad (17)$$

f) Sieber (com variação do semi-ângulo α)

$$\sigma_{x_b} = p' + (p' - \sigma_o) \sqrt{\mu \sqrt{\frac{l_i}{2R_i}}} \quad (18)$$

onde:

$$p' = k_{fm} \left(\ln \frac{A_i}{A_f} + \frac{2}{3} \alpha \right) \left(1 + \frac{\mu}{\alpha} \right)$$

g) Sieber (sem a variação do semi-ângulo α)

$$\sigma_{x_b} = \frac{k_{fm}}{\eta_F} \ln \frac{A_i}{A_f} \quad (19)$$

onde:

$$K_{f_m} = \frac{1}{4} (3 K_f + \sigma_0)$$

η_F = eficiência de deformação (Figura 30)

h) Billigmann e Feldmann

• Extrusão para frente livre

$$\sigma_{\alpha_b} = K_{f_m} \left(\ln \frac{A_i}{A_f} + \alpha \frac{1}{\sqrt{3}} \right) \left(1 + \frac{\mu}{\sin \alpha \cdot \cos \alpha} \right) \leq \sigma_{0,2} \quad (20)$$

Nesse caso a tensão limite deve ser menor ou igual ao limite de escoamento do material a ser extrudado. (24)

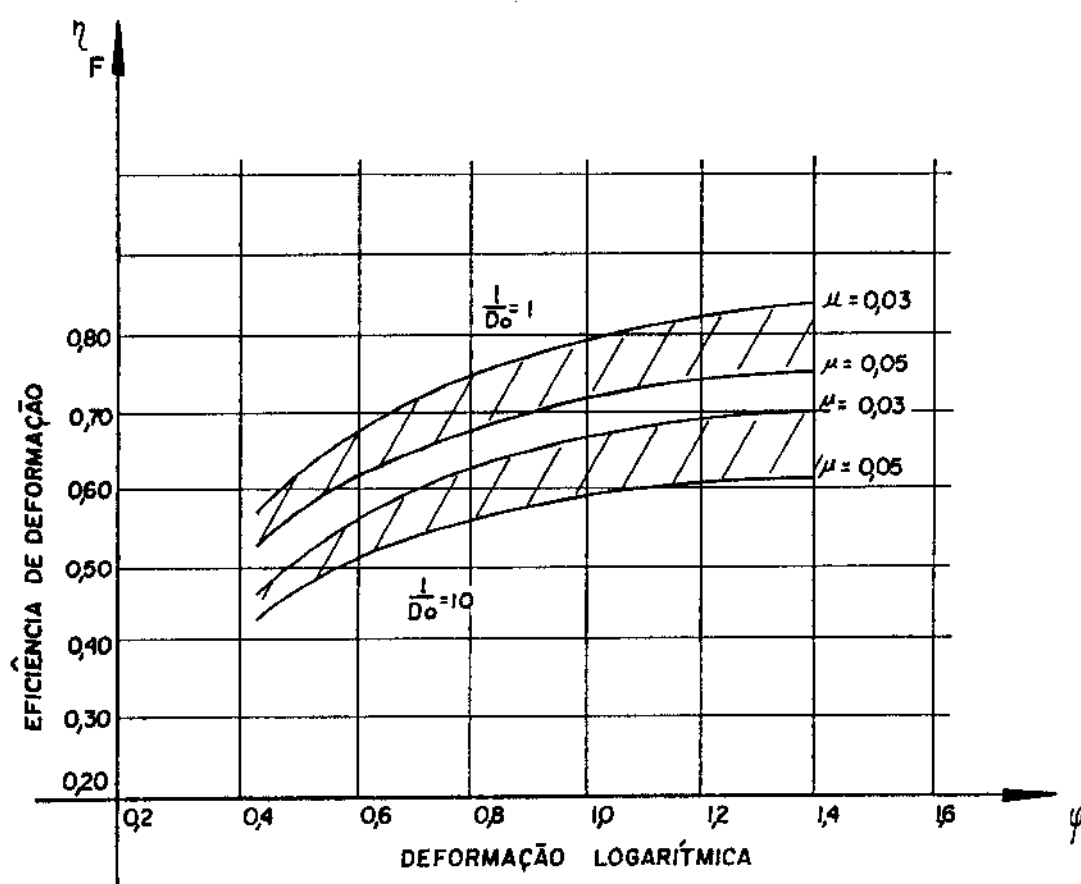


FIGURA 30- Eficiência da deformação em função da geometria do tarugo e da deformação logarítmica⁽⁴⁾

$$\sigma_{xb} = k_{fm} \left(\ln \frac{A_i}{A_f} + \alpha \frac{4}{3\sqrt{3}} \right) \left(1 + \frac{\mu}{\sin \alpha \cdot \cos \alpha} \right) + \pi l_i D_i \sigma_0 \mu \quad (21)$$

Obs: Em geral a máxima relação l_i / D_i está entre 5 a 10. As tensões radiais alcançam 1800 Mpa e as tensões axiais no pino de extrusão, dependendo de l_i / D_i podem alcançar 2300 Mpa. ⁽²⁴⁾

1) Grüning

$$\sigma_{xb} = k_{fm} \ln \frac{A_i}{A_f} \left(1 + \frac{2}{3} \frac{\alpha'}{\ln \frac{A_i}{A_f}} + \frac{\mu}{\sin \alpha \cdot \cos \alpha} \right) + \pi 2 R_i l_i \mu \sigma_0 \quad (22)$$

onde:

$$k_{fm} = \frac{a}{\ln \frac{A_i}{A_f}}$$

a = trabalho específico ⁽²⁵⁾ (kgmm/mm³)

O método do limite superior por Avitzur para o cálculo da tensão de extrusão considera tanto o trabalho da deformação homogênea, quanto o trabalho redundante e o trabalho necessário para vencer o atrito, fornecendo um resultado superdimensionado para a tensão. Esse método é elaborado a partir de um campo de velocidades cinematicamente admissíveis, ou seja, um modelo de deformação que satisfaça as condições de contorno para as velocidades e a compatibilidade entre as velocidades, tensões e deformações no interior do tarugo.

3.6.1. Descrição do processo

Esse método ⁽²⁶⁾ considera um tarugo rígido de raio inicial R_i , o qual penetra numa matriz cônica de semi-ângulo α , com velocidade v_i , sob a ação de um estado de compressão axial σ_{x_b} . Como produto final, obtém-se um tarugo rígido de raio R_f com uma velocidade v_f . Um estado de tração axial σ_{x_f} também pode ser associado ao produto final (Figura 31).

3.6.2. Modelo de Avitzur

Assume-se nesse modelo as hipóteses de que o tarugo a ser extrudado é isotrópico, incompressível e que não apresenta o efeito do endurecimento por deformação a frio, respeitando o critério de escoamento de von Mises. Quanto à matriz, ela foi assumida como um corpo rígido.

O modelo da zona plástica de deformação assumido é o modelo de Sachs. Esse modelo estabelece que a zona plástica é limitada pelas superfícies cônica da matriz e esféricas na entrada e na saída do tarugo na matriz (Figura 32). Nessa figura a zona I é a zona onde o tarugo não está deformado, a zona II é a zona de deformação e a zona III é a zona na qual o tarugo já se encontra deformado.

O modelo do campo de velocidades assumido é o mostrado pela figura 33, no qual as superfícies de descontinuidade de velocidades (Γ_1 e Γ_2) são consideradas como esféricas e centradas em O, para onde em teoria o material escoar, sendo que as superfícies onde ocorrem as perdas por atrito (Γ_3 e Γ_4) são consideradas como cônica e cilíndrica respectivamente. O tarugo é dividido em três zonas de velocidades (Figura 33). Na zona I a velocidade é uniforme e tem somente a componente axial v_i , enquanto que na zona II a velocidade tem duas componentes, uma na direção da tangente à superfície esférica, de magnitude $v_i \cos \theta$ e $v_i \sin \theta$, respectivamente e na zona III a velocidade é uniforme e tem a componente axial v_f .

O campo de velocidades é tomado de tal sorte que na zona I o tarugo escoar com velocidade v_i e na zona III com velocidade v_f , onde:

$$v_i = v_f (R_f / R_i)^2 \quad (23)$$

enquanto que na zona II o tarugo escoar com velocidade igual a

$$U_r = - v_f R_f^2 \cos \theta / R^2 \quad (24)$$

em direção ao ápice O do cone.

Na figura 34, apresenta-se a geometria da zona de deformação, onde:

$$R_i = r_i \sin \alpha \quad \text{e} \quad R_f = r_f \sin \alpha \quad (25)$$

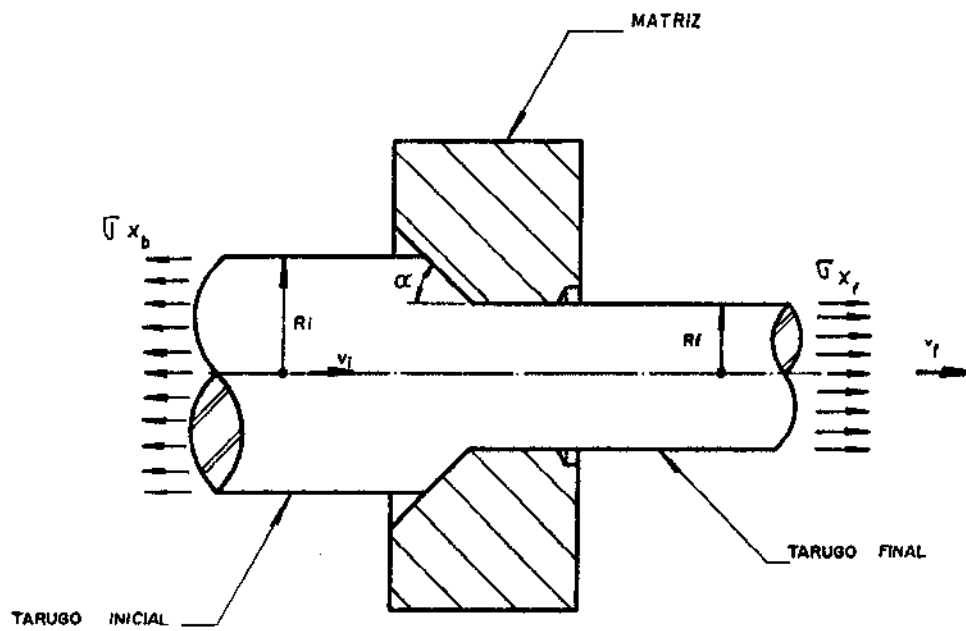


FIGURA 31 - Processo de extrusão a frio numa matriz cônica⁽²⁶⁾

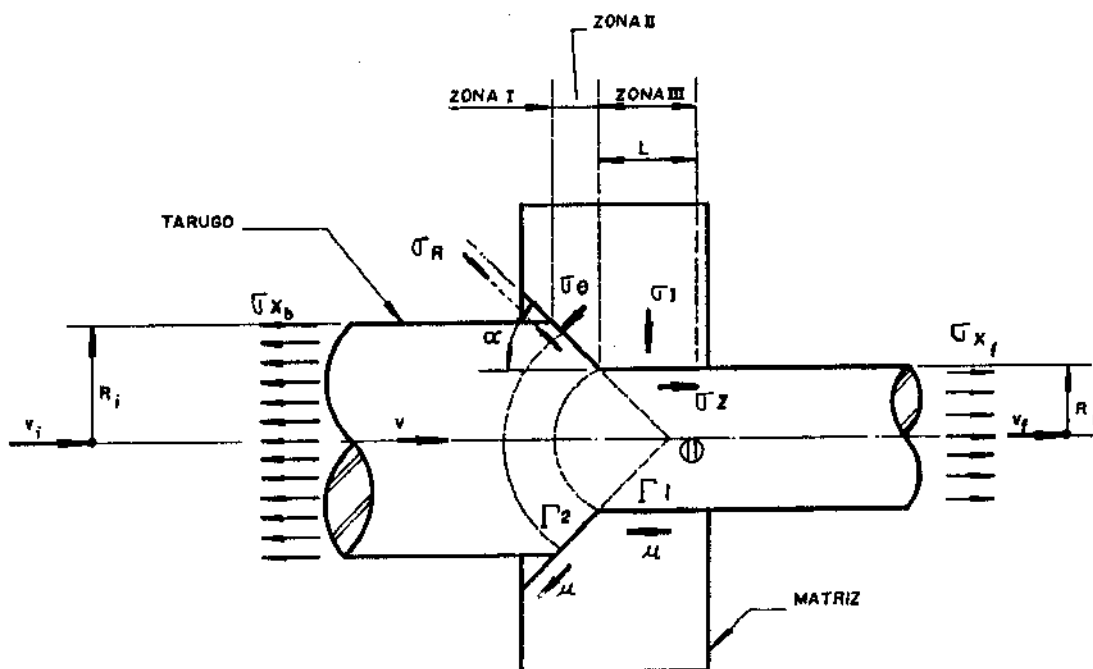


FIGURA 32 - Modelo da zona plástica de deformação⁽²⁶⁾

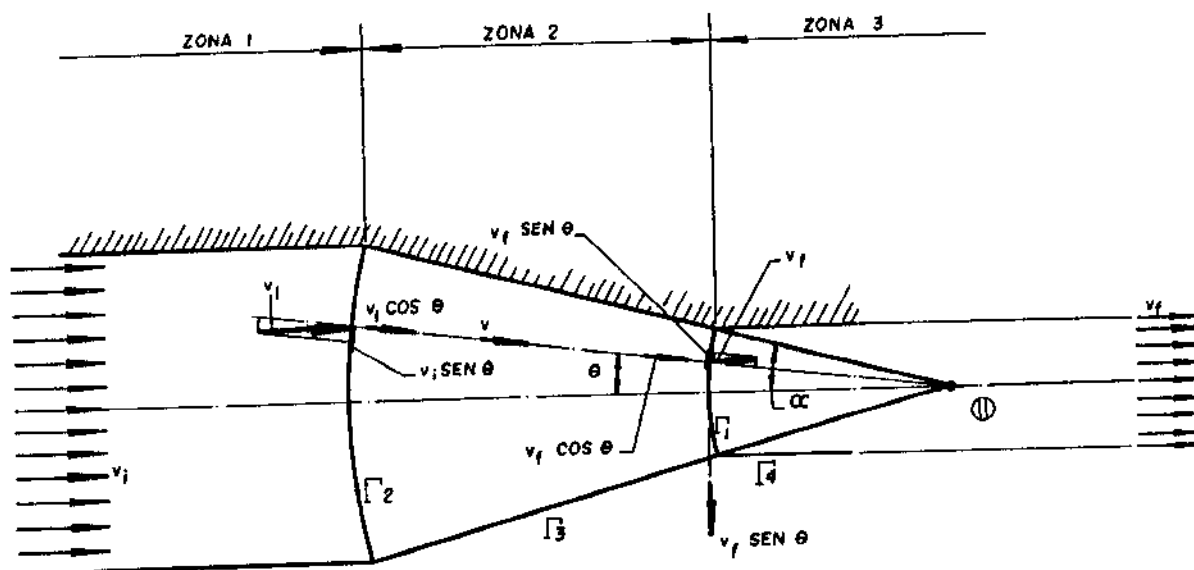


FIGURA 33 - Modelo do campo de velocidades⁽²⁶⁾

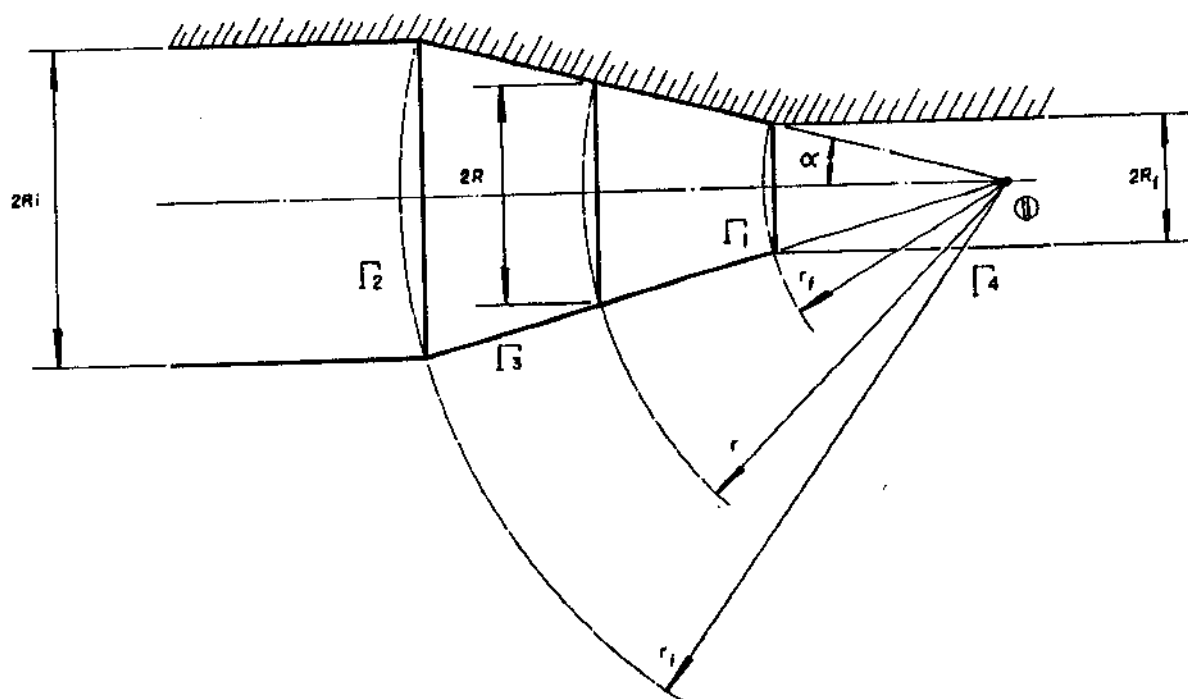


FIGURA 34 - Geometria da zona de deformação⁽²⁶⁾

logo : $R_i/R_f = r_i/r_f$

substituindo-se as expressões (25) em (23) e (24), resulta-se:

$$v_i = v_f (r_f/r_i)^2 \quad (26)$$

$$U_r = - v_f r_f^2 \cos \theta / r^2 \quad (27)$$

Os modelos de atrito são o de Coulomb ou o da camada limite (Figura 35 e 36, respectivamente). O modelo de Coulomb é regido pela expressão $\tau = \mu \sigma$ e o da camada limite é regido pela expressão $\tau = m \sigma_0 / \sqrt{3}$ ($0 \leq m \leq 1$).

3.6.3. Cálculo das energias envolvidas no processo

O cálculo das energias envolvidas no processo é desenvolvido por métodos de análise das tensões e das deformações nos processos de conformação plástica dos metais, consistindo nos modelos de limite superior, que estabelece a aproximação dos esforços por excesso. De acordo com o método do limite superior, tem-se:

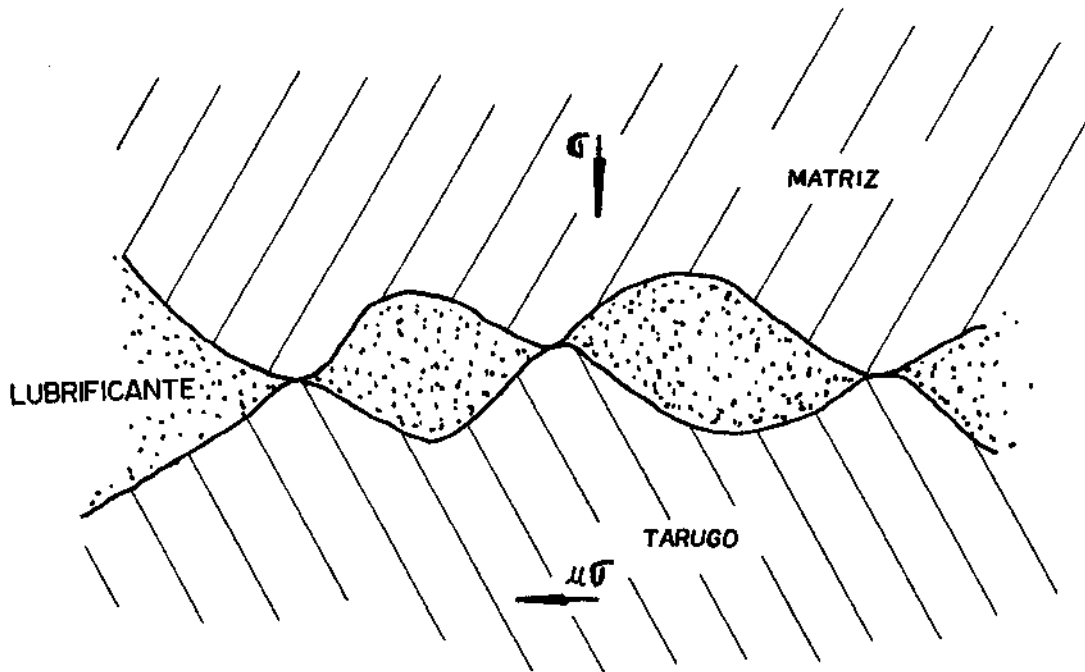


FIGURA 35 - Esquema de atrito de Coulomb⁽²⁷⁾

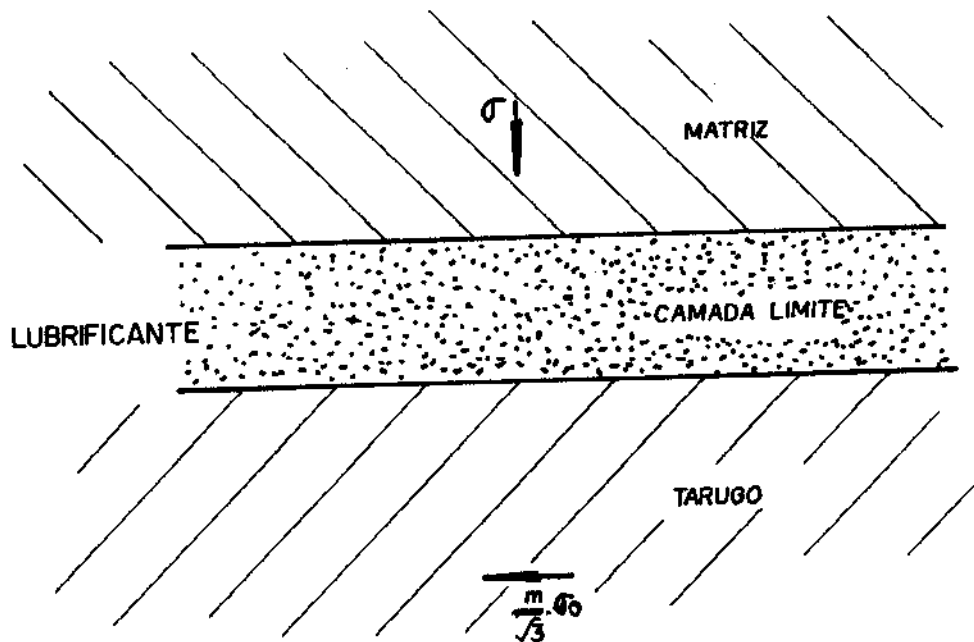


FIGURA 36 - Esquema de atrito da camada limite⁽²⁷⁾

$$\dot{J} = \dot{W}_i + \dot{W}_s + \dot{W}_f \quad (28) \quad 74$$

onde $\dot{W}_i$ é a potência interna desenvolvida no material devido à deformação uniforme, $\dot{W}_s$ a potência interna devido à mudança na direção de escoamento e às perdas por atrito, $\dot{W}_f$ a potência introduzida na saída do produto e $\dot{J}$ a potência externa necessária para suprir as três anteriores.

$$\dot{J} = \int_{A_i} T_i v_i dS = -\pi v_i R_i^2 \sigma_{x_b} \quad (29)$$

A potência necessária unicamente para deformação é dada por

$$\dot{W}_i = k\sqrt{2} \int_V \sqrt{\dot{\epsilon}_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^*} dV \quad (30)$$

e utilizando o critério de escoamento de von Mises, tem-se:

$$\dot{W}_i = \frac{2\sigma_0}{\sqrt{3}} \int_V \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^*} dV \quad (31)$$

Considerando-se que a zona de deformação plástica é analisada em termos de um sistema de coordenadas esféricas (r , β , θ) e considerando-se o campo de velocidade em um sistema de coordenadas esféricas, tem-se:

$$\dot{W}_i = 2 \pi \sigma_0 v_f R_f^2 f(\alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} \quad (32)$$

onde:

$$f(\alpha) = \frac{1}{\sin^2 \alpha} \left[1 - \cos \alpha \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha} + \right. \\ \left. + \frac{1}{\sqrt{11 \cdot 12}} \ln \frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos \alpha + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha}} \right] \quad (33)$$

Por outro lado, a potência desenvolvida internamente devido às descontinuidades de velocidades e às perdas por atrito é igual a:

$$\dot{W}_D = \int_{\Gamma} f \Delta v^* ds \quad (34)$$

nas superfícies Γ_1 e Γ_2 , tem-se:

$$\dot{W}_{\Gamma_{1,2}} = \dot{W}_{\Gamma_1} + \dot{W}_{\Gamma_2}$$

assim:

$$\dot{W}_{\Gamma_{1,2}} = 2\pi v_f R_f^2 \tau_0 \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cotg \alpha \right) \quad (35)$$

na superfície cônica Γ_3 , tem-se:

$$\dot{W}_{\Gamma_3} = 2\pi v_f R_f^2 \tau_1 \cotg \alpha \ln \frac{R_i}{R_f} \quad (36)$$

na superfície cilíndrica Γ_4 , tem-se:

77

$$\dot{W}_{\Gamma_4} = 2\pi R_f \tau_2 L \quad (37)$$

A potência total $\dot{W}_s$ é dada pela soma $\dot{W}_{\Gamma_2} + \dot{W}_{\Gamma_3} + \dot{W}_{\Gamma_4}$ ou seja:

$$\dot{W}_s = 2\pi \tau_0 v_f R_f^2 \left[\left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) + \frac{\tau_1}{\tau_0} \cot \alpha \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{\tau_2}{\tau_0} \frac{L}{R_f} \right] \quad (38)$$

A potência introduzida na saída do produto é dada por: ⁽²⁶⁾

$$\dot{W}_f = - \int_{\sigma_f} T_i v_i^* ds$$

assim:

$$\dot{W}_f = -\pi v_f R_f^2 \sigma_{\alpha f} \quad (39)$$

O balanceamento das energias envolvidas no processo é representado pela equação $\dot{J} = \dot{W}_i + \dot{W}_s + \dot{W}_f$ (28) e substituindo-se as expressões (.39), (.32) e (.38) nessa expressão, resulta-se:

$$-\pi v_f R_f^2 \sigma_{\alpha f} = 2\pi \sigma_o v_f R_f^2 f(\alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} + 2\pi \tau_o v_f R_f^2 \cdot$$

$$\cdot \left[\left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) + \frac{\tau_1}{\tau_o} \cot \alpha \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{\tau_2}{\tau_o} \frac{1}{R_f} \right] - \pi v_f R_f^2 \sigma_{\alpha f}$$

Dividindo-se ambos os membros por $\pi v_f R_f^2 \sigma_o$ resulta-se:

$$\frac{\sigma_{x_b}}{\sigma_o} = \frac{\sigma_{x_f}}{\sigma_o} - 2 f(\alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} - 2 \frac{\tau_o}{\sigma_o} \left[\left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) + \right. \\ \left. + \frac{\tau_1}{\tau_o} \cot \alpha \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{\tau_2}{\tau_o} \frac{L}{R_f} \right] \quad (40)$$

considerando-se o modelo da camada limite, tem-se:

$$\tau_o = \sigma_o / \sqrt{3} \quad (\text{segundo o critério de escoamento de von Mises})$$

$$\tau_1 = \tau_2 = m \tau_o = m \sigma_o / \sqrt{3}$$

Substituindo-se as expressões acima, na expressão (40), resulta-se:

$$\frac{\sigma_{x_b}}{\sigma_o} = \frac{\sigma_{x_f}}{\sigma_o} - 2 f(\alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} - \frac{2}{\sqrt{3}} \left\{ \left[\left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) + \right. \right. \\ \left. \left. + m \left(\cot \alpha \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{L}{R_f} \right) \right] \right\} \quad (41)$$

logo, pode-se escrever :

$$\frac{\sigma_{zb}}{\sigma_o} = \frac{\sigma_{zf}}{\sigma_o} - A \quad (42)$$

onde:

$$A = 2 f(\alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left\{ \left[\left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cotg \alpha \right) + \right. \right. \\ \left. \left. + m \left(\cotg \alpha \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{L}{R_f} \right) \right] \right\} \quad (43)$$

3.6.4. Relações das variáveis do método do limite superior por Avitzur

a) Justificativa da escolha do modelo de atrito

Não existe uma evidência conclusiva, para que se possa definir por qual dos métodos de atrito, de Coulomb (Figura 35) ou da camada limite (Figura 36), se possa escolher. Porém, para este trabalho, foi escolhido o modelo da camada limite (m) em função da camada lubrificante que reveste o tarugo e das altas pressões entre o corpo extrudado e a matriz, fazendo-se com que a camada lubrificante exerça o papel da película separadora entre corpo-matriz (Figura 36).

b) Ângulo ótimo de cone

Existe um ângulo ótimo de cone, o qual minimiza os esforços de conformação ou maximiza as reduções. Com um ângulo de cone muito pequeno as perdas por atrito são fatores predominantes, devido ao aumento do comprimento de contato entre o tarugo e a matriz. Com um ângulo de cone muito grande a distorção é fator predominante, aumentando-se consideravelmente o trabalho redundante. ^(28,29) □

Ângulo de cone ótimo pode ser calculado através da expressão abaixo:

$$\alpha_{otm} \approx \sqrt{\frac{3}{2} m \ln \frac{R_i}{R_f}} \quad (1.4)$$

c) Redução máxima no processo

Ao se utilizar o ângulo ótimo de cone, o processo de extrusão a frio é maximizado através da redução máxima. A expressão da redução máxima no processo pode ser vista abaixo:

$$\left. \frac{R_i}{R_f} \right|_{\max} = \exp \left[\frac{\frac{\sigma_{xf}}{\sigma_0} - \frac{\sigma_{xb}}{\sigma_0} - \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha + \frac{mL}{R_f} \right)}{2 \left[f(\alpha) + \frac{m}{\sqrt{3}} \cot \alpha \right]} \right] \quad (45)$$

3.6.5. Deformação e velocidade de deformação na zona de escoamento

Até esse ponto, o método do limite superior por Avitzur foi desenvolvido em função de um metal rígido-plástico. Apresenta-se agora, o mesmo método com a consideração de um metal encruado.

a) Relações entre as componentes da velocidade de deformação com o campo de velocidades

De acordo com a figura 34, tem-se:

$$\left. \begin{aligned} v_i &= v_f \left(\frac{R_f}{R_i} \right)^2 \\ \dot{U}_r &= v = -v_f r_f^2 \frac{\omega \theta}{r^2} \\ \dot{U}_\theta &= \dot{U}_\rho \end{aligned} \right\} \quad (46)$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon}_{rr} &= -2 \dot{\epsilon}_{\theta\theta} = -2 \dot{\epsilon}_{\rho\rho} = 2 v_f r_f^2 \frac{\omega \theta}{r^3} \\ \dot{\epsilon}_{\theta\rho} &= \dot{\epsilon}_{\rho r} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (47)$$

b) Velocidade efetiva de deformação

A velocidade efetiva de deformação é definida como:

$$\dot{\varphi} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}} \quad (48)$$

$$\dot{\varphi} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{1}{2} (\dot{\varepsilon}_{rr}^2 + \dot{\varepsilon}_{\theta\theta}^2 + \dot{\varepsilon}_{\varphi\varphi}^2) + \dot{\varepsilon}_{r\theta}^2 + \dot{\varepsilon}_{\theta\varphi}^2 + \dot{\varepsilon}_{\varphi r}^2}$$

Substituindo-se a expressão (47) na (48), tem-se:

$$\dot{\varphi} = 2 v_f r_f^2 \frac{1}{r^3} \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta} \quad (49)$$

c) Deformação total efetiva

Integrando-se a expressão (49), resulta-se:

$$\varphi = \int_{t=0}^t \dot{\varphi} dt \quad (50)$$

como: $dr = -v dt$, logo: $dt = -dr / v$ e substituindo-se a expressão (46) em (50), tem-se:

$$dt = \frac{r^2 dr}{v_f r^2 \cos \theta} \quad (51)$$

substituindo-se as expressões (49) e (51) na (50), tem-se:

$$\varphi = -2 \frac{\sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta}}{\cos \theta} \int_{r_i}^r \frac{dr}{r}$$

$$\varphi = \frac{2 \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta}}{\cos \theta} \ln \frac{r}{r_i}$$

porém, quando $r = r_f$, tem-se: $r_i / r_f = R_i / R_f$ e $\sin \theta = R / r_f = R / R_f$
 $\sin \alpha$, então:

$$\varphi = 2 \frac{\sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha}}{\sqrt{1 - \left(\frac{R}{R_f}\right)^2 \sin^2 \alpha}} \ln \frac{R_i}{R_f} \quad (52)$$

d) Deformação efetiva ideal

Quando α se aproxima de zero ou quando não há distorção a expressão (52)
pode ser escrita da seguinte forma:

$$\varphi_0 = 2 \ln \frac{R_i}{R_f} \quad (53)$$

e) Deformação efetiva relativa

A deformação efetiva relativa é definida^(2.6) como:

$$\frac{\varphi}{\varphi_0} = \frac{\sqrt{1 - \frac{11}{12} \left(\frac{R}{R_f} \right)^2 \sin^2 \alpha}}{\sqrt{1 - \left(\frac{R}{R_f} \right)^2 \sin^2 \alpha}} \quad (54)$$

f) Velocidade média efetiva de deformação

A velocidade média efetiva de deformação é definida⁽³⁰⁾ como:

$$\bar{\dot{\varphi}} = \frac{1}{V} \int_V \dot{\varphi} dV = \frac{1}{V} \frac{2}{\sqrt{3}} \int \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} dV \quad (55)$$

onde: V = volume da zona II de deformação

$$V = \frac{2}{3} \pi \left(\frac{1 - \cos \theta}{\sin^3 \theta} \right) (R_i^3 - R_f^3) = \frac{2}{3} \pi \frac{R_i^3 - R_f^3}{(1 + \cos \alpha) \sin \alpha}$$

substituindo-se a expressão (47) em (55), tem-se:

$$\bar{\dot{\varphi}} = 2 \frac{\dot{V}}{V} f(\alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} \quad (56)$$

A velocidade média relativa de deformação efetiva é definida ⁽²⁸⁾ como:

$$\frac{\dot{\bar{\psi}}}{\dot{\psi}_0} = 2 \frac{\dot{V}}{V} f(\alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} \frac{1}{2 \ln \frac{R_i}{R_f}} = 2 \frac{\dot{V}}{V} f(\alpha)$$

como

$$\dot{V} = \pi v_f R_f^2 \quad \text{e} \quad V = \frac{2}{3} \pi \frac{R_i^3 - R_f^3}{(1 + \cos \alpha) \sin \alpha}$$

tem-se:

$$\frac{\dot{\bar{\psi}}}{\dot{\psi}_0} = \frac{3}{2} \frac{v_f}{R_f} \frac{(1 + \cos \alpha) \sin \alpha}{\left(\frac{R_i}{R_f}\right)^3 - 1} f(\alpha) \quad (57)$$

h) Deformação média efetiva

A deformação média efetiva é definida como:

$$\bar{\psi} = \frac{1}{A} \int_{R=0}^{R_f} \phi dA = \frac{1}{\pi R_f^2} \int_{R=0}^{R_f} 2\pi R \phi dR$$

$$\bar{\psi} = 4 \ln \frac{R_i}{R_f} \int_{R=0}^{R_f} \frac{R}{R_f} \frac{\sqrt{1 - \frac{11}{12} \left(\frac{R}{R_f}\right)^2 \sin^2 \alpha}}{\sqrt{1 - \left(\frac{R}{R_f}\right)^2 \sin^2 \alpha}} d\left(\frac{R}{R_f}\right) \quad (58)$$

substituindo-se as expressões abaixo na expressão (58),

$$\left(\frac{R}{R_f}\right)^2 \sin^2 \alpha = x \quad e \quad 2\left(\frac{R}{R_f}\right) d\left(\frac{R}{R_f}\right) = \frac{dx}{\sin^2 \alpha}$$

vem:

$$\bar{\psi} = 2 \ln \frac{R_i}{R_f} f(\alpha)$$

(59)

1) Deformação relativa média efetiva

89

A deformação relativa média efetiva é definida⁽³⁰⁾ como:

$$\frac{\bar{\varphi}}{\varphi_0} = 2 \ln \frac{r_i}{r_f} f(\alpha) \frac{1}{2 \ln \frac{r_i}{r_f}} \quad (60)$$

$$\frac{\bar{\varphi}}{\varphi_0} = f(\alpha)$$

Adicionando-se a parcela da deformação acumulada nas superfícies r_1 e r_2 devido ao cisalhamento, a deformação relativa pode ser expressa por:

$$\varphi_r = \frac{\bar{\varphi}}{\varphi} = f(\alpha) + \frac{\frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right)}{\ln \frac{r_i}{r_f}} \quad (61)$$

Esta expressão também é definida como fator de trabalho.

3.6.6. Considerações do efeito do encruamento no escoamento plástico de tarugos extrudados a frio através de uma matriz cônica

O desenvolvimento dessas energias é idêntico ao item 3.6.1. Dessa forma, a potência necessária unicamente para a deformação é dada por:

$$\dot{W}_i = k \sqrt{2} \int \sqrt{\dot{\epsilon}_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^*} dV$$

e utilizando-se o critério de escoamento de von Mises, tem-se:

$$\dot{W}_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{ef} \int_V \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\epsilon}_{ij}^* \dot{\epsilon}_{ij}^*} dV \quad (62)$$

sabe-se ainda que :

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon}_{rr} &= \frac{\partial v_r}{\partial r} ; \quad \dot{\epsilon}_{\theta\theta} = \frac{v_r}{r} ; \quad \dot{\epsilon}_{\beta\beta} = \frac{v_r}{r} \\ \dot{\epsilon}_{r\theta} &= \frac{1}{2} \frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \theta} ; \quad \dot{\epsilon}_{r\beta} = \dot{\epsilon}_{\theta\beta} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (63)$$

Aplicando-se nas expressões (63) as expressões do campo de velocidade (23) e (24), resulta-se :

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon}_{rr} &= 2v_f r_f^2 \frac{\cos \theta}{r^3} ; \quad \dot{\epsilon}_{\theta\theta} = \dot{\epsilon}_{\phi\phi} = -v_f r_f^2 \frac{\cos \theta}{r^3} \\ \dot{\epsilon}_{r\theta} &= \frac{1}{2} v_f r_f^2 \frac{\sin \theta}{r^3} ; \quad \dot{\epsilon}_{\theta\phi} = \dot{\epsilon}_{\phi r} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (64)$$

O efeito do encruamento na tensão de escoamento pode ser expressado linearmente da seguinte forma :

$$\sigma_{ef} = \sigma_o (1 + \beta \varphi) \quad (65)$$

onde :

φ = deformação efetiva

$$\varphi = 2 \frac{\sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta}}{\cos \theta} \ln \frac{r_f}{r}$$

A tensão de escoamento na zona II, zona de deformação, é :

92

$$\sigma_{ef} = \sigma_0 \left[1 + 2/\beta \frac{\sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta}}{\cos \theta} \ln \frac{r}{r_0} \right] \quad (66)$$

substituindo-se as expressões (64) e (66) na expressão (62), tem-se:

$$\dot{W}_i = 2\pi v_f \sigma_0 \ln \frac{R_i}{R_f} \left[f(\alpha) + \frac{11}{12} \beta \left(1 - \frac{12}{11} \frac{\ln \cos \alpha}{\sin^2 \alpha} \right) \ln \frac{R_i}{R_f} \right]$$

A potência desenvolvida internamente devido às descontinuidades de velocidade e às perdas por atrito é igual a:

$$\dot{W}_p = \int_{\Gamma_f} f \Delta v^* ds \quad (67)$$

na superfície Γ_f , tem-se:

a tensão de cisalhamento na superfície, onde

$$r = r_f$$

é :

93

$$\tau = \left. \frac{\sigma_{ef}}{\sqrt{3}} \right|_{r=r_f} = \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} (1 + \beta \psi)_{r=r_f}$$

$$\tau = \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \left[1 + 2\beta \frac{\left(1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta\right)^{1/2}}{\cos \theta} \ln \frac{r_i}{r_f} \right] \quad (68)$$

Sabendo-se que a descontinuidade de velocidade é $\Delta v = v \sin \theta$ e que $dS = 2\pi r_f \sin \theta r_f d\theta$, pode-se juntamente com a expressão (68), substituí-los na expressão (67), resultando-se :

$$\dot{W}_{b_{r_i}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \pi \sigma_o r_f \frac{r_f^2}{\sin^2 \alpha} \left[\int_0^\alpha \sin^2 \theta d\theta + \right. \\ \left. + 2\beta \ln \frac{r_i}{r_f} \int_0^\alpha \frac{\left(1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta\right)^{1/2}}{\cos \theta} \sin^2 \theta d\theta \right] \quad (69)$$

Substituindo-se

$$E(\alpha) = \int_0^\alpha \left(1 - \frac{11}{12} \sin^2 \theta\right)^{1/2} \frac{\sin^2 \theta}{\cos \theta} d\theta,$$

tem-se :

$$E(\alpha) = \frac{\sigma_0}{\sqrt{11 \cdot 12}} \sin^{-1} \left[\left(\frac{11}{12}\right)^{1/2} \sin \alpha \right] - \frac{\sin \alpha}{2} \left(1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha\right)^{1/2} +$$

$$+ \frac{1}{\sqrt{12}} \ln \frac{\left(1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha\right) + \frac{\sin \alpha}{\sqrt{12}}}{\cos \alpha}, \text{ portanto}$$

$$\dot{W}_{h_{G_1}} = \frac{\pi}{\sqrt{3}} \sigma_0 v_f R_f^2 \left[\left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) + 4/3 \ln \frac{R_i}{R_f} \cdot F(\alpha) \right] \quad (70)$$

onde :

$$F(\alpha) = E(\alpha) / \sin^2 \alpha$$

na superfície Γ_2

As perdas na superfície Γ_2 são idênticas àquelas calculadas pela expressão (35)

$$\dot{W}_{\Gamma_2} = \frac{\pi}{\sqrt{3}} \sigma_0 v_f R_f^2 \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) \quad (71)$$

na superfície Γ_3

$$\dot{W}_{\Gamma_3} = \int_{r_i}^{r_f} \tau \Delta v \, ds \quad (72)$$

Admitindo-se o atrito da camada limite, tem-se :

$$\tau = m \frac{\sigma_{ef}}{\sqrt{3}} = \frac{m}{\sqrt{3}} \left[1 + 2/\sqrt{3} \frac{\left(1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha \right)^{1/2}}{\cos \alpha} \ln \frac{r_i}{r} \right] \quad (73)$$

Sabendo-se que a velocidade do metal na superfície da matriz, onde $\theta = \alpha$ é dada por $\Delta v = v_f r_f^2 \cos \alpha / r^2$ e que $dS = 2\pi r \sin \alpha dr$ pode-se juntamente com a expressão (73), substituí-los na expressão (72), resultando-se :

$$\dot{W}_{\Gamma_3} = \frac{2}{\sqrt{3}} m \sigma_0 \pi v_f R_f^2 \cot \alpha \ln \frac{R_i}{R_f} \cdot \left[1 + \beta \frac{\left(1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha\right)^{1/2}}{\cos \alpha} \ln \frac{R_i}{R_f} \right] \quad (74)$$

na superfície Γ_4

$$\dot{W}_{\Gamma_4} = \frac{2}{\sqrt{3}} m \sigma_0 \pi v_f R_f^2 \frac{L}{R_f} \left[1 + 2\beta \frac{\left(1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha\right)^{1/2}}{\cos \alpha} \cdot \ln \frac{R_i}{R_f} \right] \quad (75)$$

O balanço das energias

$$\dot{J} = \dot{W}_i + \dot{W}_a + \dot{W}_f$$

Substituindo-se as expressões (39), (62), (63), (70), (71), (72), (74) e (75), resulta-se :

$$\sigma_{\alpha_b} = \sigma_{\alpha_f} - A \quad (76)$$

onde:

$$\begin{aligned} A = \sigma_o \left\{ 2 f(\alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cotg \alpha \right) + m \cotg \alpha \ln \frac{R_i}{R_f} + \right. \right. \\ \left. \left. + m \frac{L}{R_f} \right] + \dots + \beta \left[\frac{11}{16} \left(1 - \frac{2}{11} \frac{\ln(\cos \alpha)}{\sin \alpha} \right) \left(\ln \frac{R_i}{R_f} \right)^2 + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{4}{\sqrt{3}} F(\alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} + \dots + \frac{2}{\sqrt{3}} m \frac{\left(1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha \right)^{1/2}}{\sin \alpha} \left(\ln \frac{R_i}{R_f} \right)^2 + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{4}{\sqrt{3}} m \frac{L}{R_f} \frac{\left(1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha \right)^{1/2}}{\cos \alpha} \ln \frac{R_i}{R_f} \right] \right\} \end{aligned}$$

Observações :

• Quando o coeficiente linear de encruamento β tende a zero, a solução da equação (76), tende para a solução da equação (41).

• A discrepância entre os valores obtidos pelas duas equações aumenta diretamente com o valor do coeficiente de encruamento β , do semi-ângulo de cone α e da redução de área ϵ_A .

• Uma forma alternativa de cálculo, que leva em consideração o cálculo da tensão efetiva σ_{ef} , em relação à deformação efetiva média é apresentada a seguir :

$$\frac{\sigma_{\alpha b}}{\sigma_{ef}} = \frac{\sigma_{\alpha f}}{\sigma_{ef}} - A \quad (77)$$

onde :

$$A = 2 f(\alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left\{ \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cotg \alpha \right) + \right. \\ \left. + m \left[\cotg \alpha \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{L}{R_f} \right] \right\}$$

• se o metal for rígido-plástico perfeito, então :

$$\sigma_{ef} = \sigma_o$$

- se o metal apresenta o fenômeno do encruamento, então :

$$\sigma_{ef} = \sigma_o \left[1 + \frac{1}{2} \beta \bar{\varphi} \right] = \sigma_o \left[1 + \beta f(\alpha) \ln \frac{r_i}{r_f} \right] \quad (78)$$

onde :

$\bar{\varphi}$ = deformação efetiva média (expressão 59)

- se o metal apresenta o fenômeno do encruamento e admitindo-se as perdas nas superfícies cônica e cilíndrica da matriz, tem-se :

$$\sigma_{ef} = \sigma_o \left\{ 1 + \beta \left[f(\alpha) \ln \frac{r_i}{r_f} + \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) \right] \right\} \quad (79)$$

3.7. MÉTODO DA SIMULAÇÃO

3.7.1. Sistema real e simulado

Os fenômenos físicos podem ser equacionados através do método da simulação. Esse método compara os ensaios elaborados em escala de laboratório ou maquete com os ensaios elaborados em escala real ou natural, através dos fatores de correlação.⁽³⁴⁾

A simulação consiste em montar um sistema similar ao sistema real através de um banco de dados em escala de laboratório. Dessa forma, o sistema simulado é um sistema representado por um modelo matemático que engloba as variáveis da escala de laboratório. Como exemplo, apresenta-se um sistema real ($x = v.t$) onde x é o espaço (m), v é a velocidade (m/s) e t é o tempo (s). Para se analisar esse sistema, propõe-se um sistema simulado através de um circuito elétrico na forma $U = R I$ onde U é a tensão (V), R é a resistência (Ω) e I é a corrente (A). Dessa forma, se uma correspondência entre os dois sistemas for 10V para 1m e 1A para 1s, conclui-se que: 10 Ω corresponde a 1 m/s.

3.7.2. Sistema real na extrusão dos metais

O sistema real na extrusão dos metais é um sistema de ocorrência natural representado pelo material a ser extrudado e pela máquina conformadora. Nesse sistema o material é definido pela sua natureza (composição química, microestrutura e limite de resistência) e por seu estado inicial (forma geométrica e temperatura), enquanto que a máquina é definida pela sua capacidade e velocidade de deformação.

Matematicamente o sistema real é composto pelas variáveis representadas pelos componentes da tensão, velocidade e deformação; composto pelas leis de volume e suas equações que estão apoiadas no equilíbrio dinâmico, comportamento plástico, encurvamento e viscoplasticidade; finalmente é composto pelas leis de superfície e a zona de deformação, que são as superfícies livres, superfícies de contato entre o tarugo-matriz e superfícies interiores entre a zona rígida e plástica.

3.7.3. Fatores de correlação do sistema real e simulado em extrusão a frio

Os fatores de correlação entre o sistema real e simulado em extrusão a frio podem ser equacionados a partir da expressão abaixo:

$$\vec{F}^* = \int_{S^*} \vec{T}^* dS^* = \int K_\sigma \vec{T} K_x^2 dS = K_\sigma K_x^2 \vec{F} \quad (80)$$

onde:

- $\vec{F}^*$ = força de extrusão do sistema simulado
- $\vec{F}$ = força de extrusão do sistema real
- K_σ = fator de correlação entre as tensões
- K_x = fator de correlação entre as escalas
- $\vec{T}$ = vetor de tensão do sistema real ($\vec{T} = d\vec{F} / dS$)
- $d\vec{F}$ = elemento de força do sistema real
- dS = elemento de superfície do sistema real

por outro lado,

$$F(x, t) = F\left(\frac{x^*}{K_x}, \frac{t^*}{K_t}\right) = \frac{1}{K_\sigma K_x^2} F^*(x^*, t^*) = \frac{1}{K_F} F^* \quad (81)$$

onde:

- x = dimensão do sistema real
- x^* = dimensão do sistema simulado
- t = tempo do sistema real
- t^* = tempo do sistema simulado
- K_F = fator de correlação entre as forças

dessa forma, a partir da equação (81), tem-se :

$$F^* = K_F F \quad (82)$$

onde:

$$K_F = K_\sigma K_x^2 \quad \text{ou} \quad \frac{K_F K_x^{-2}}{K_\sigma} = 1 \quad (83)$$

O presente trabalho propõe determinar o fator de correlação entre a tensão de extrusão real e a de laboratório através da expressão abaixo:

$$\sigma_{\text{REAL}} = K_\sigma \sigma_{\text{LAB}} \quad (84)$$

onde:

- σ_{real} = tensão de extrusão real
 σ_{lab} = tensão de extrusão de laboratório
 K_{σ} = fator de correlação entre as tensões

O fator de correlação K_{σ} pode ser uma função dos fatores de correlação da velocidade de deformação, da redução de área e do material, conforme a expressão abaixo:

$$K_{\sigma} = f [K_{\dot{\psi}}, K_{\alpha}, K_{\epsilon_A}, K_M] \quad (85)$$

onde:

- $K_{\dot{\psi}}$ = fator de correlação da velocidade de deformação
 K_{α} = fator de correlação do semi-ângulo
 K_{ϵ_A} = fator de correlação da redução de área
 K_M = fator de correlação do material

CAPÍTULO 4

DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL

4.1. CONSIDERAÇÕES

As experiências foram desenvolvidas em escala de laboratório numa máquina de ensaio de compressão e em escala real numa prensa hidráulica vertical. Em ambas as situações mediu-se as tensões de extrusão a frio de tarugos em matrizes cônicas.

As variáveis dessas experiências foram a tensão de extrusão (σ_{xb}), o semi-ângulo de conicidade da matriz (α), a redução de área (ϵ_A), a deformação efetiva ideal (ψ) e a velocidade de deformação ($\dot{\psi}$).

Os resultados obtidos em escala de laboratório foram comparados com os diversos métodos de cálculo. A partir dessa comparação foi identificado quais desses métodos são capazes de se aproximarem mais estreitamente dos valores experimentais da força de extrusão a frio. Esses métodos capazes, também foram confrontados com os resultados em escala real. Finalmente, os resultados experimentais da escala de laboratório e escala real foram comparados através do método da simulação.

4.2. PREPARAÇÃO DOS TARUGOS PARA EXTRUSÃO EM ESCALA DE LABORATÓRIO

E REAL

4.2.1. Especificação da matéria prima

A matéria prima especificada foi o aço SAE 8620, modificado. Essa especificação, bem como, a comparação com outras normas e materiais equivalentes pode ser vista na tabela 10.

TABELA 10- COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO 8620 (MODIFICADO) E DOS MATERIAIS EQUIVALENTES

ELEMENTO QUÍMICO (%)	SAE 8620 MODIFICADO	MANHESMANN ABNT 8620	VILLARES VB20	ELETROMETAL E8620	APARECIDA 8620	(1) 16MnCr5	(1) 20MnCr5	(1) 20MoCr 4	(2) 21NiCrMo2
C	$\frac{0,17}{0,23}$	$\frac{0,18}{0,23}$	0,20	0,20	0,20	$\frac{0,14}{0,19}$	$\frac{0,17}{0,22}$	$\frac{0,17}{0,22}$	$\frac{0,17}{0,23}$
Mn	$\frac{0,75}{1,30}$	$\frac{0,70}{0,90}$	0,80	0,80	0,80	$\frac{1,00}{1,30}$	$\frac{1,10}{1,40}$	$\frac{0,60}{0,90}$	$\frac{0,60}{0,90}$
Si	$\frac{0,15}{0,35}$	$\frac{0,15}{0,30}$	0,27	0,25	0,30	$\frac{0,15}{0,40}$	$\frac{0,15}{0,40}$	$\frac{0,15}{0,40}$	$\frac{0,15}{0,40}$
Ne	0,40 MAX	0,25 MAX	0,55	0,55	0,55	—	—	—	$\frac{0,40}{0,70}$
Cr	$\frac{0,25}{0,65}$	0,20 MAX	0,50	0,50	0,50	$\frac{0,80}{1,10}$	$\frac{1,00}{1,30}$	$\frac{0,30}{0,50}$	$\frac{0,35}{0,65}$
Mo	0,10 MIN	0,06 MAX	0,20	0,20	0,20	—	—	$\frac{0,40}{0,50}$	$\frac{0,15}{0,25}$
P MAX	0,040	0,035	0,035	0,035	0,035	0,035	0,035	0,035	0,035
S MAX	0,050	0,035	0,035	0,035	0,035	0,035	0,035	0,035	0,035

OBS:

(1) DADOS EXTRAIDOS DA NORMA DIN 17210

(2) DADOS EXTRAIDOS DA NORMA DIN 1654

4.2.2. Diâmetros e suas tolerâncias

Os diâmetros dos tarugos utilizados nos ensaios e suas respectivas tolerâncias estão apresentados na tabela 11. Para o ensaio em escala de laboratório foram torneados tarugos com diâmetros iguais a 23 mm e 25,6 mm a partir de barras laminadas com diâmetros de 38,1 mm. Para o ensaio em escala real, no primeiro caso, foram torneados tarugos com diâmetros iguais a 34,2 mm a partir de barras laminadas com diâmetros iguais a 38,1 mm e, no segundo caso, os tarugos foram retirados da própria barra laminada. Dessa forma, para os ensaios, tanto em escala de laboratório, quanto em escala real, os tarugos foram retirados de uma mesma barra cilíndrica laminada a quente. A laminação dessas barras foi processada pela usina siderúrgica Mannesmann.

4.2.3. Recozimento

Os tarugos foram recozidos num forno com vinte e três bandejas, num tempo de cento e sessenta minutos e temperaturas de 850 e 500 ° C para cada zona de tratamento do forno, conforme tabela 12.

4.2.4. Lubrificação

Para os ensaios de extrusão de laboratório e reais, os tarugos foram fosfatizados com fosfato de zinco e ensaboados com sabão neutro a base de lanolina. A sequência de operações, bem como, os produtos utilizados, as condições de temperatura, a concentração e o tempo de imersão podem ser vistos na tabela 13. Esses parâmetros foram recomendados pela Sunbeam do Brasil.

TABELA II- TOLERÂNCIA DIMENSIONAL DOS DIÂMETROS DOS TARUGOS UTILIZADOS NOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO E REAIS

ENSAIO	α (GRAUS)	DIÂMETRO (mm)	TOLERÂNCIA (mm)
LABORATÓRIO	5	(1) 23	$\pm 0,2$
	9		
	14		
	25		
	14	25,6 (1)	$\pm 0,2$
REAL	9	(1) 34,2	$\pm 0,4$
	14		
	25		
	9	(2) 38,1	$\pm 0,8$
	14		
	25		

OBS:

(1) TARUGO TORNEADO

(2) TARUGO LAMINADO A QUENTE

TABELA 12- DADOS DO RECOZIMENTO DOS TARUGOS UTILIZADOS NOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO E REAIS

ITEM	ESPECIFICAÇÃO
QUANTIDADE DE BANDEJAS NO FORNO	23
CICLO	7 MINUTOS
TEMPERATURA	870 °C
TEMPO TOTAL	2,7 HORAS

TABELA 13- FOSFATIZAÇÃO E ENSABOAMENTO DOS TARUGOS DOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO E REAIS⁽⁸⁾

OPERAÇÃO	PRODUTO	TEMPERA- TURA (°C)	CONCEN - TRAÇÃO (%)	TEMPO DE IMERSÃO (MINUTO)	pH
DESENGRAXAMEN- TO	BONDER V-351 M	90 - 95	1 - 5	5 - 15	—
DECAPAGEM QUÍMICA	FERROCLENE 101	AMBIENTE	50	5	—
FOSFATIZAÇÃO	Z - BONDER SAL G / 2 E	95 - 98	65 - 75 PONTOS DE ACIDEZ TOTAL	10 - 15	—
NEUTRALIZAÇÃO	PARCOLENE 20 M	50 - 60	0,4	1 - 3	8 - 9,5
ENSABOAMENTO	BONDERLUBE 235 HIDRÓXIDO DE SÓDIO	70 - 80	2 - 10	10	—

4.3. ENSAIOS DE EXTRUSÃO EM ESCALA DE LABORATÓRIO

4.3.1. Máquina e ferramental

Os ensaios de extrusão em escala de laboratório foram realizados numa máquina de ensaio universal marca Tinius Olsen, cujas características encontram-se na tabela 14. Nessa máquina foi montado o ferramental de extrusão preparado para o laboratório. Esse ferramental pode ser visto na figura 37, sendo constituído de um punção (1), matriz de guia do tarugo (2), matriz de extrusão (3), matriz de apoio (4) e porta-punção (5). O punção é o responsável pela compressão do tarugo (Figura 38), enquanto a matriz de guia tem por função guiar o tarugo no início da extrusão (Figura 39). Por outro lado, a matriz de extrusão é o principal componente na extrusão do tarugo (Figura 40). O sistema para extração do tarugo é apresentado na figura 41. O punção (1) auxiliado pelo pino extrator (7) faz a extração do tarugo (9); o calço (8) suporta a matriz de guia (2) e a matriz de extrusão (3), proporcionando uma altura suficiente, para a completa extração do tarugo. Na figura 42 pode ser visto uma foto do sistema máquina e ferramental utilizado na extrusão do ensaio de laboratório.

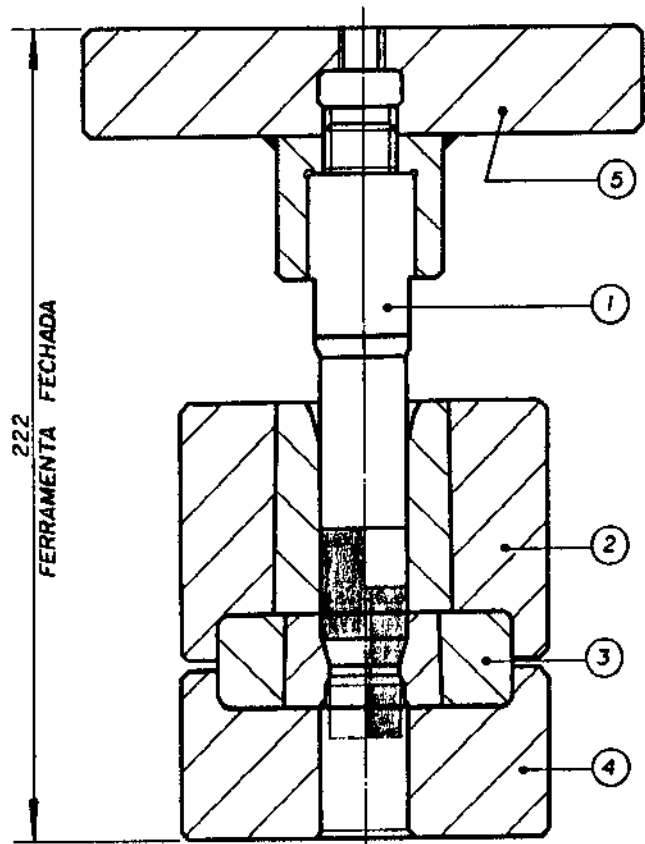
4.3.2. Descrição dos ensaios

Os ensaios de extrusão a frio em escala de laboratório foram conduzidos nas seguintes etapas:

- 1) montagem do ferramental de extrusão com os semi-ângulos de conicidade das matrizes iguais a 5° , 9° , 14° e 25° ;
- 2) alinhamento axial do ferramental de extrusão através da penetração do punção na matriz de guia do tarugo, sem a presença do tarugo;
- 3) inserção do tarugo no interior da matriz de guia e matriz de extrusão;
- 4) acionamento da máquina de ensaio universal, simulando uma prensa hidráulica quando da extrusão a frio.

TABELA 14- CARACTERÍSTICAS DA MÁQUINA DE ENSAIO
UNIVERSAL (TINIUS OLSEN)

ITEM	VALORES
CAPACIDADE (KN)	300
DIVISÃO DA ESCALA	25×10^{-3}
PRECISÃO (%) (FUNDO DE ESCALA)	0,3



IGURA 37- Esquema da montagem da extrusão dos ensaios do laboratório

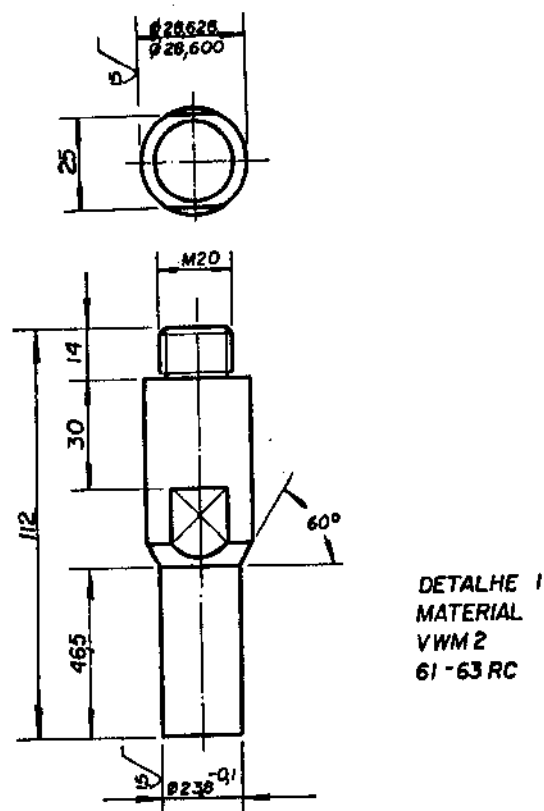


FIGURA 38 - Punção para extrusão dos ensaios de laboratório

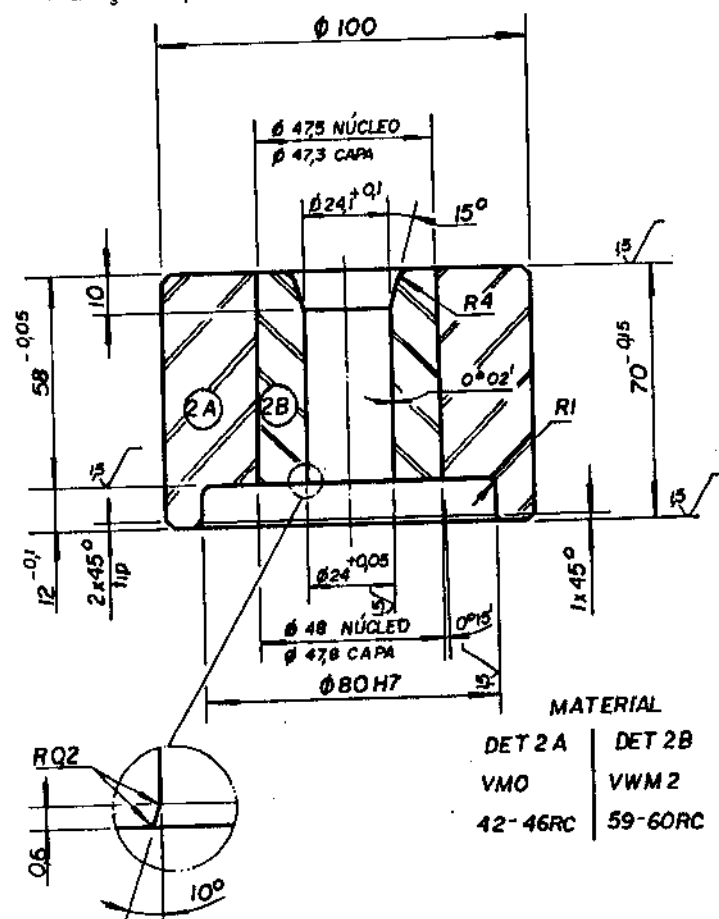


FIGURA 39- Matriz de guia para extrusão dos tarugos dos ensaios do laboratório

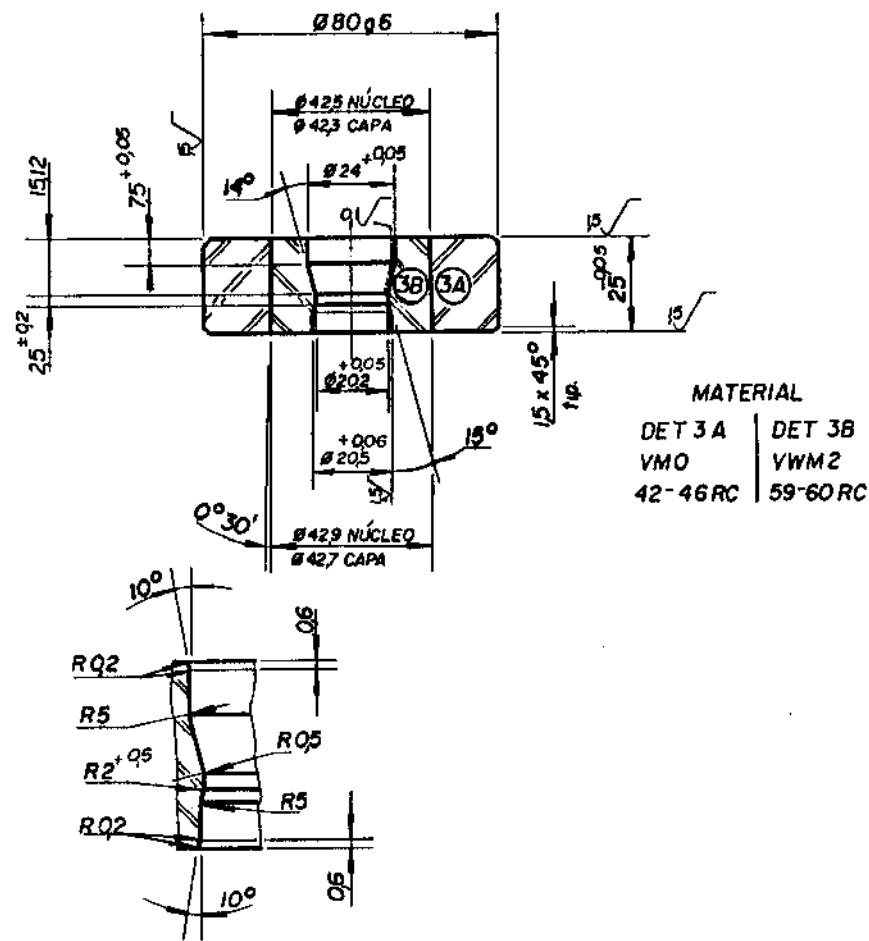


FIGURA 40- Matriz de extrusão dos tarugos dos ensaios do laboratório

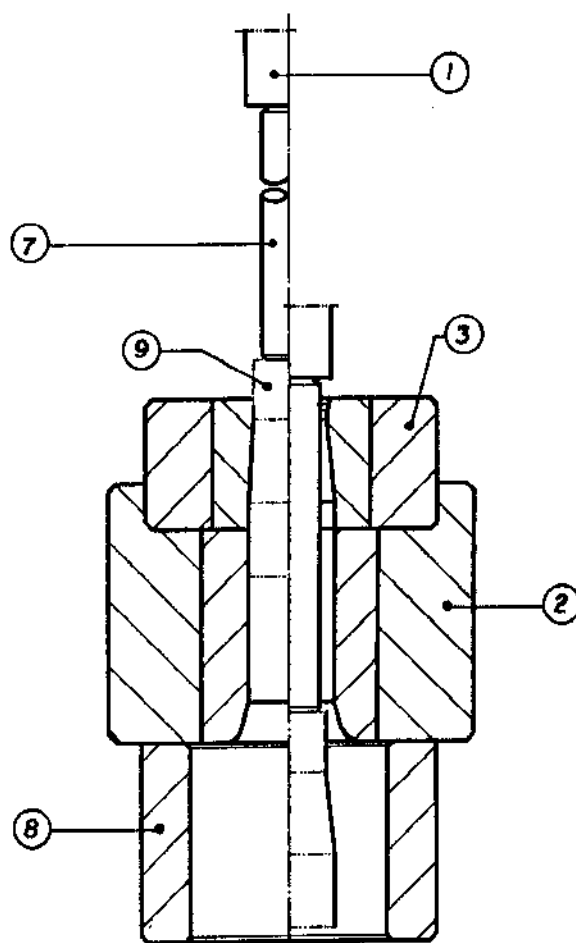


FIGURA 4I - Esquema da montagem para extração dos tarugos extrudados dos ensaios de laboratório

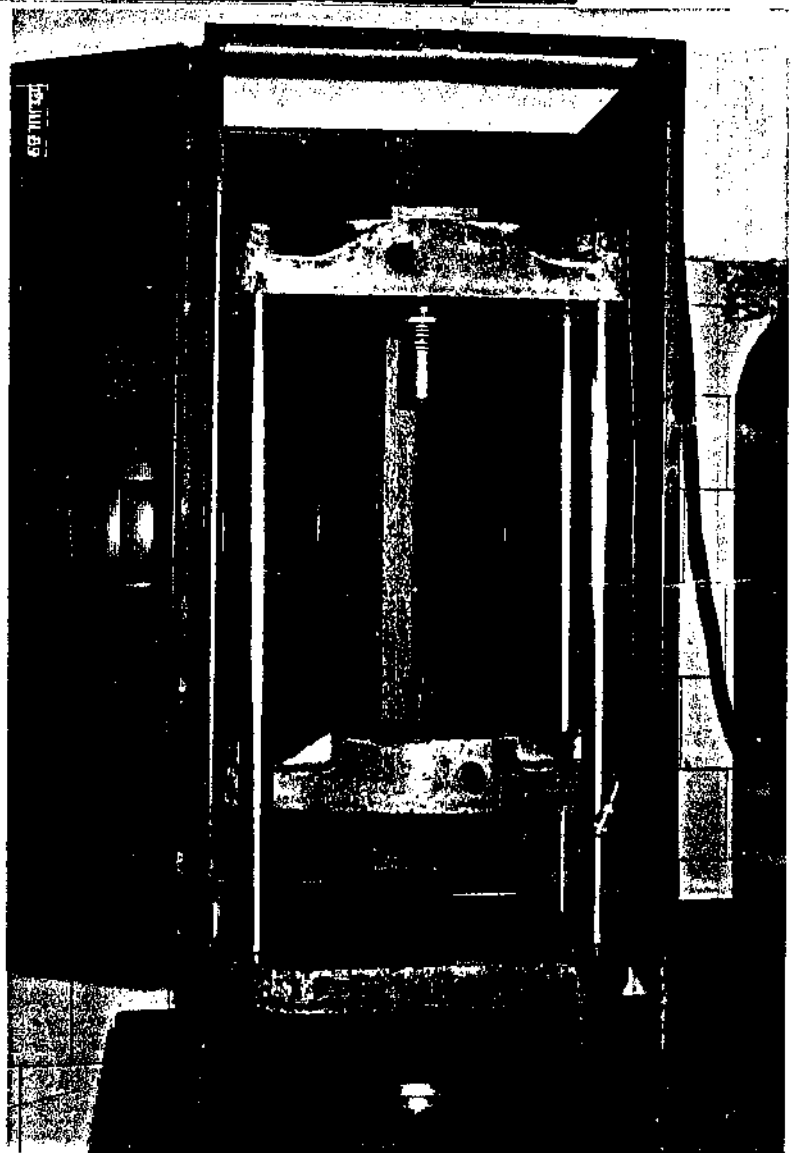
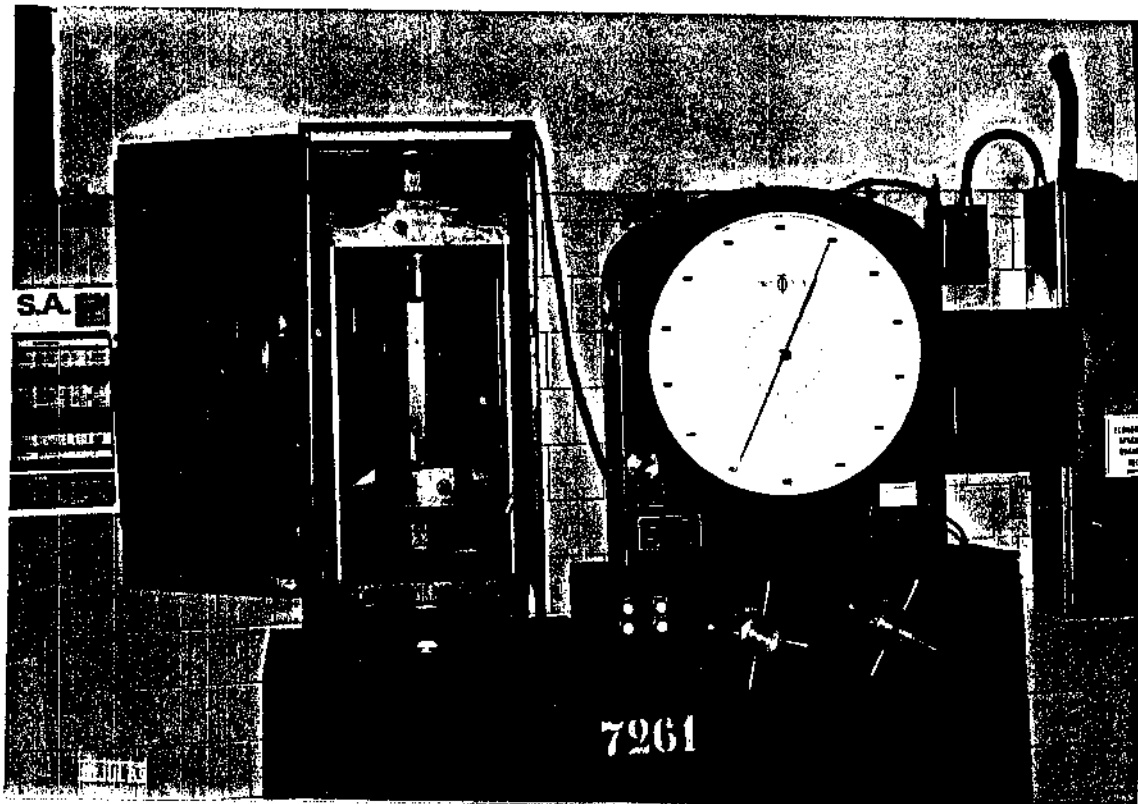


FIGURA 42- Máquina e sistema de ferramentas dos ensaios do laboratório

Esse procedimento foi repetido três para tarugos com diâmetro $23 \pm 0,2$ mm e semi-ângulos de conicidade iguais a 5° , 9° , 14° e 25° e para tarugos com diâmetro $25,6 \pm 0,2$ mm e semi-ângulo de conicidade igual a 14° . Dessa forma, obteve-se um total de quinze ensaios, conforme pode ser visto na tabela 15, onde são apresentados os valores dos semi-ângulos de conicidade da matriz e da redução de área.

4.4. ENSAIOS DE EXTRUSÃO EM ESCALA REAL

4.4.1. Máquina e ferramental

Os ensaios de extrusão a frio em escala real foram feitos numa prensa hidráulica vertical SMG-Schuler(vide figura 43), cujas características encontram-se na tabela 16. O ferramental de extrusão pode ser visto na figura 44. A descrição desse conjunto consta dos seguintes componentes: (1) é o punção, (2) é a matriz de guia do tarugo, (3) é o porta-matriz, (4) é a matriz de extrusão, (5) e (6) são as matrizes guia do produto, (7) é o anel de retenção das matrizes, (8) é a bucha de guia do extrator, (9) e (10) são suportes da bucha de guia , (11) é o extrator e (12) porta-matriz. A matriz de extrusão (item 4) é formada por um anel de contração e por um núcleo (Figura 11 do capítulo 2). Ainda, o porta-matriz (item 12) tem por função alojar a matriz de guia do tarugo, a matriz de extrusão e as matrizes de guia do produto (Figura 45). Todo esse ferramental foi montado na máquina escolhida para o ensaio em escala real. Esse ferramental pode ser visto também na figura 46, onde foi apresentado uma foto com as matrizes desmontadas.

4.4.2. Sistema para a medição da força

a) Descrição do sistema

O sistema de medição da força de extrusão a frio utilizado no ensaio em escala real montado na prensa hidráulica vertical SMG constou de uma ponte de Wheatstone com quatro extensômetros montados em um punção de compressão (Figura 47 e 48), uma ponte de excitação Philips PR 9307 " Carrier Frequency Bridge " (Figura 49) e um multímetro digital Analog M 3525.

TABELA 15- SEMI-ÂNGULO DE CONICIDADE DA MATRIZ DE EXTRUSÃO, REDUÇÃO DE ÁREA E NÚMERO DE ENSAIOS DO LABORATÓRIO

α (GRAUS)	ϵ_A (%)	NÚMERO DE ENSAIOS			
		QUANTIDADE		REPETIÇÃO DE ENSAIOS	TOTAL
		ÂNGULOS	REDUÇÕES DE ÁREA		
5	23	1	1	3	3
9	23	1	1	3	3
14	23	1	2	3	6
	38				
25	23	1	1	3	3

TOTAL GERAL

15

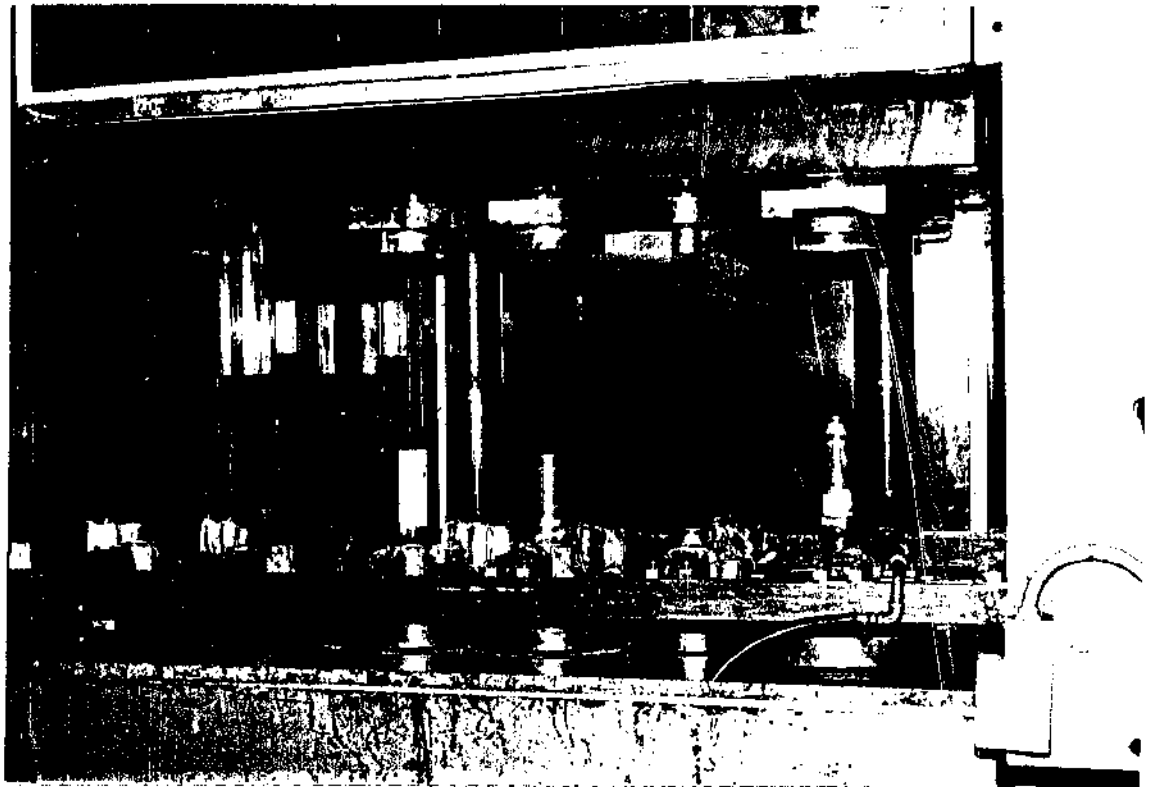


FIGURA 43- Prensa hidráulica vertical SMG-Schuler de 1400 toneladas, utilizada nos ensaios reais

TABELA 16- CARACTERÍSTICAS DA PRENSA HIDRÁULICA VERTICAL SMG-SCHULER UTILIZADA NOS ENSAIOS REAIS

ITEM	VALORES	UNIDADES
CAPACIDADE	14000	kN
ALTURA TOTAL	12000	mm
CURSO DO MARTELO	1000	mm
DISTÂNCIA DA MESA AO MARTELO	2400	mm
SUPERFÍCIE DA MESA	1300 X 1150	mm
COMPRIMENTO DAS GUIAS DO MARTELO	1500	mm
VELOCIDADE DE APROXIMAÇÃO	500	mm / s
VELOCIDADE DE TRABALHO	80	mm / s
VELOCIDADE DE RETORNO	430	mm / s
MÁXIMA FORÇA DE RECUO	1700	kN
MÁXIMA CARGA EXCÊNTRICA	$2,2 \times 10^6$	Nm
NÚMERO DE ESTAÇÕES DE TRABALHO	4	-
PASSO DO TRANSFER	250	mm
FORÇA MÁXIMA DE EXTRAÇÃO	1600	kN
CURSO DO EXTRATOR	600	mm
FORÇA DE EXTRAÇÃO NO MARTELO	900	kN
PESO TOTAL	184000	g
POTÊNCIA INSTALADA	470	kW

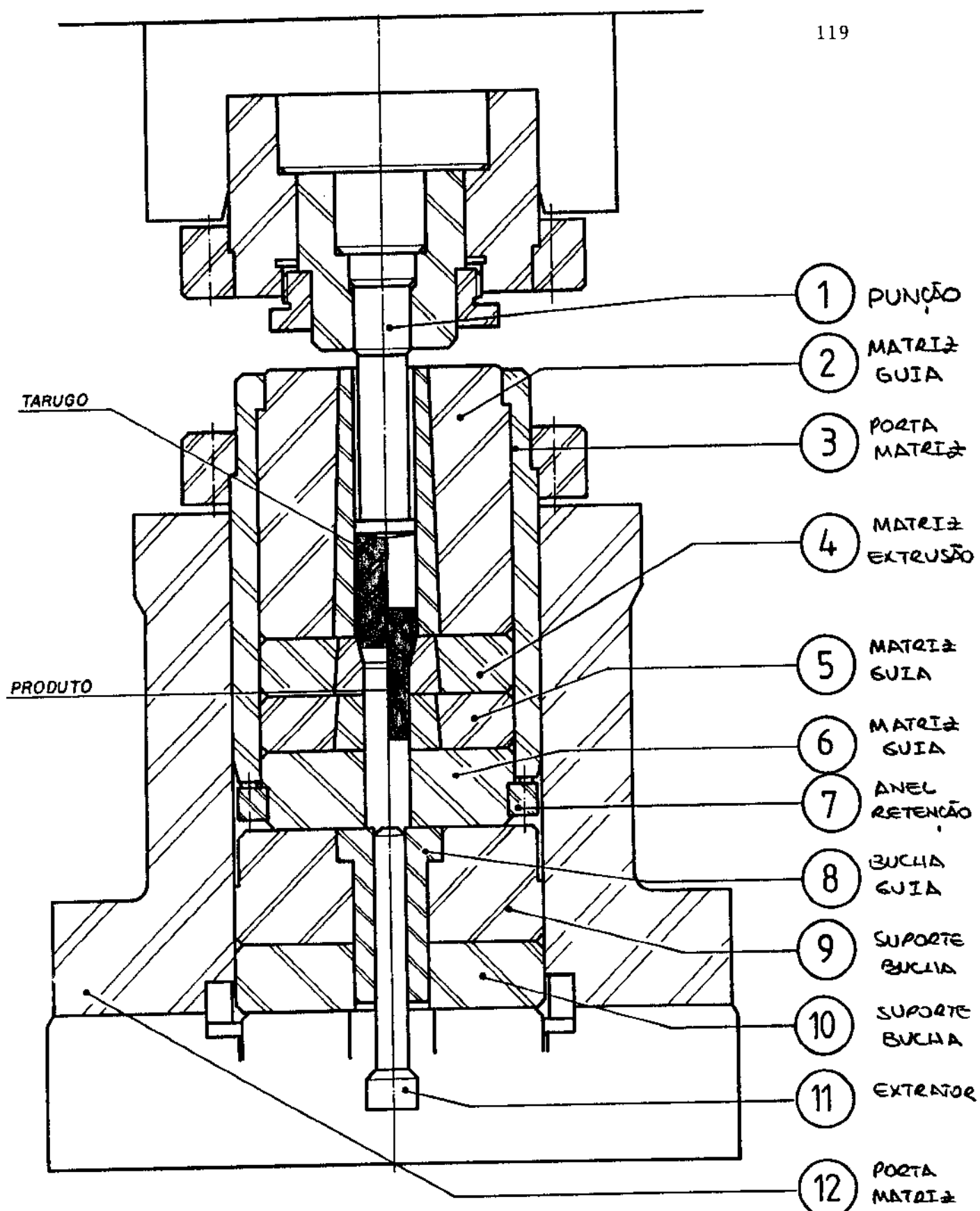


FIGURA 44- Esquema de montagem de extrusão dos ensaios reais

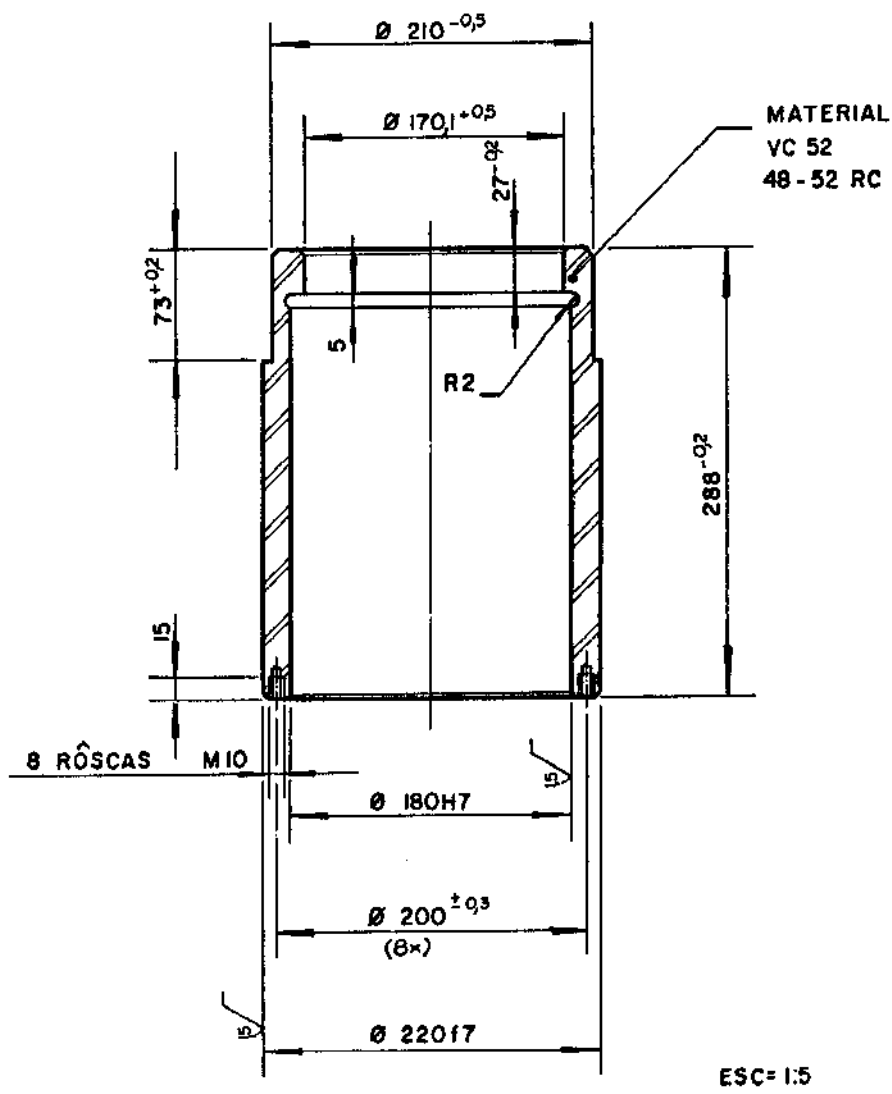
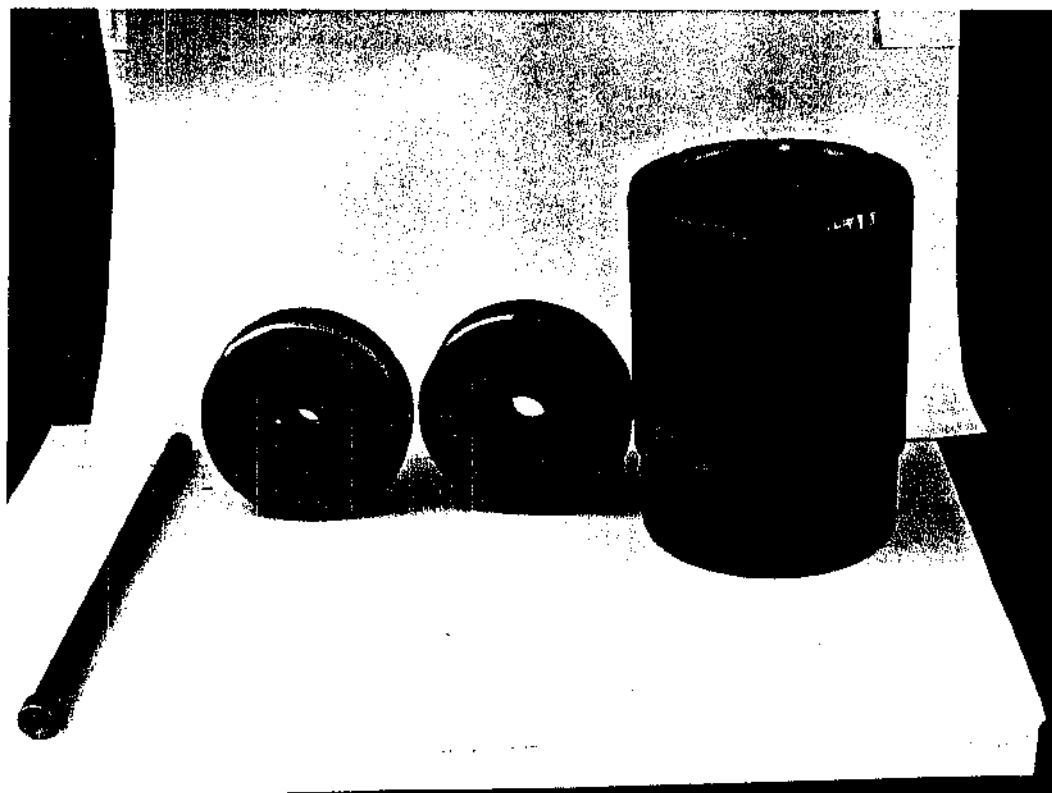
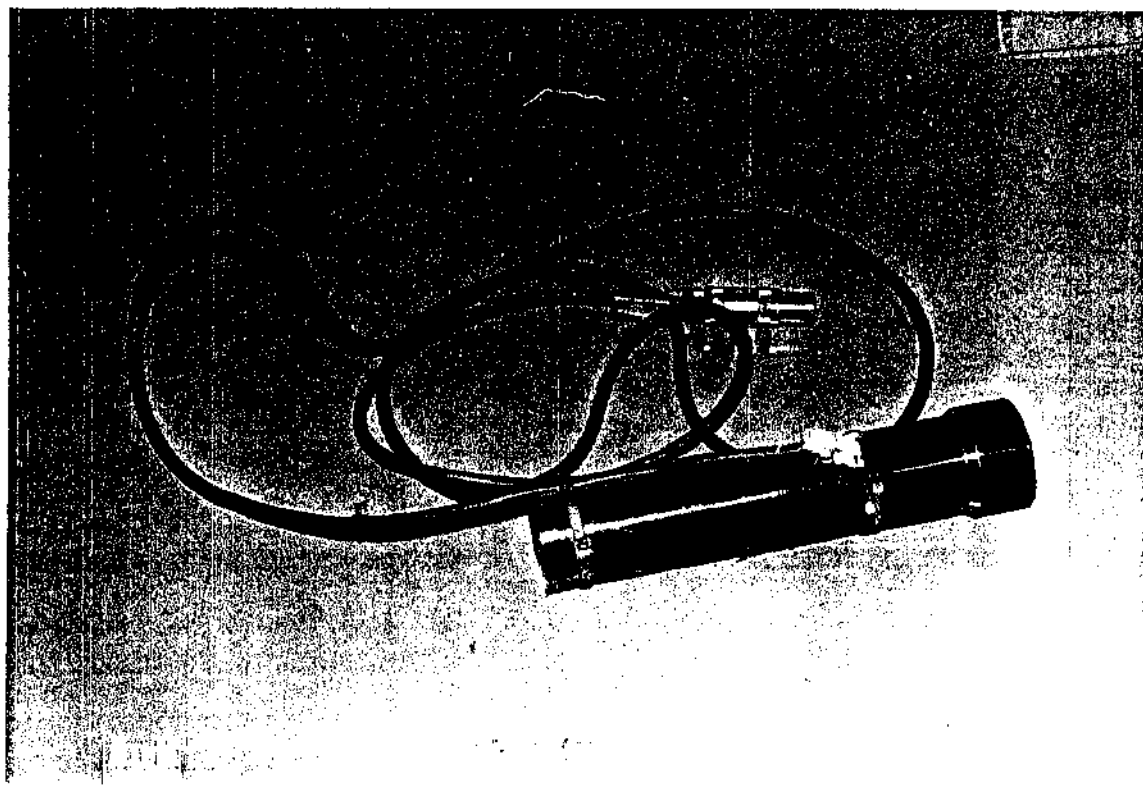


FIGURA 45 - Porta-matriz dos ensaios reais



ESCALA 1:7

FIGURA 46- Sistema do ferramental da extrusão dos ensaios reais



ESCALA 1:3

FIGURA 47- Célula de carga com quatro extensômetros montados num punção de compressão

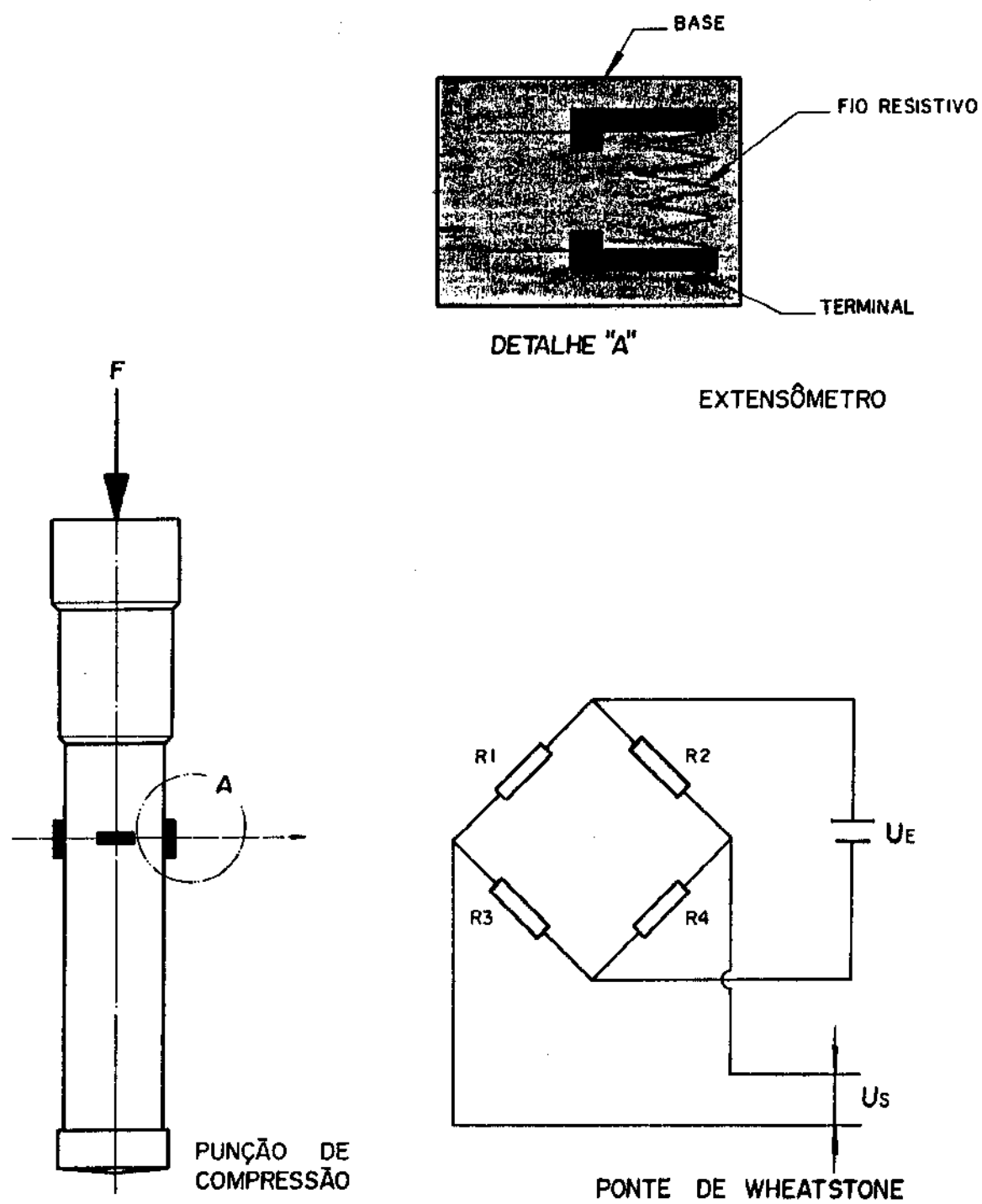
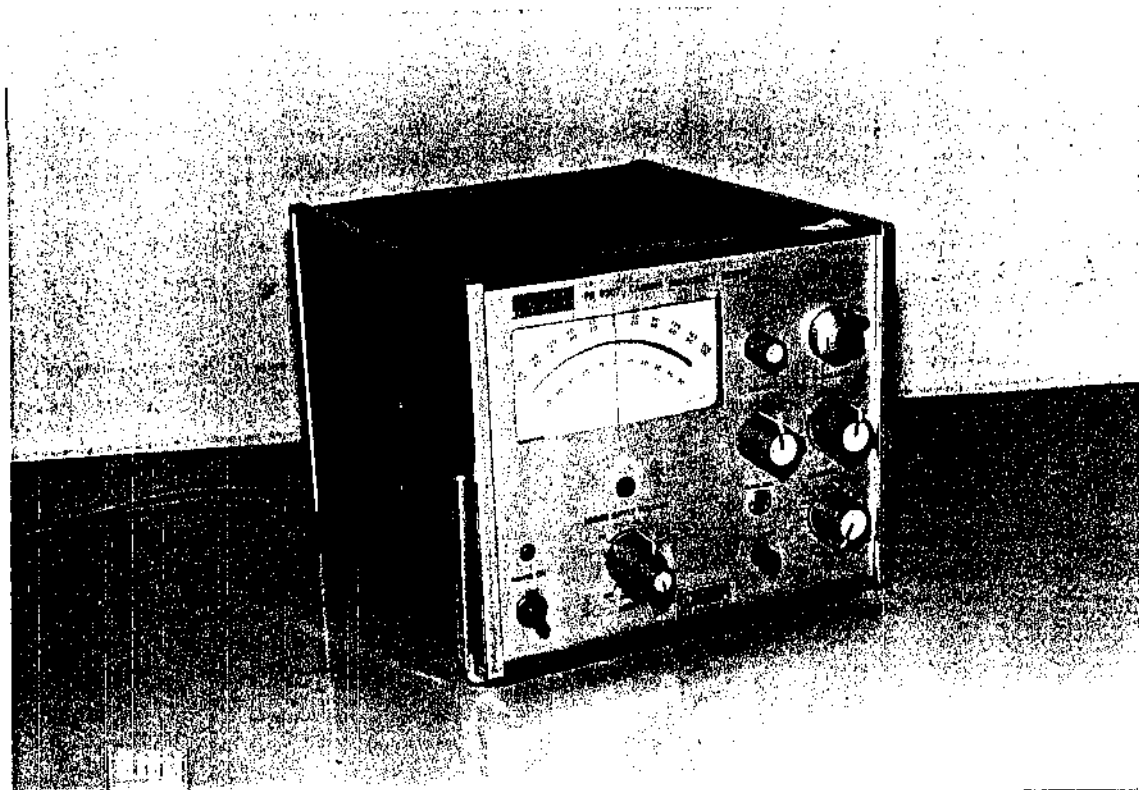


FIGURA 48- Esquema de um punção de compressão com uma ponte de Wheatstone



ESCALA 1:4,5

FIGURA 49- Ponte de excitação Philips PR 9307 "Carrier Frequency Bridge"

O punção de compressão foi transformado em uma célula de carga cuja função é transformar uma energia mecânica (força) em uma energia elétrica (tensão). Essa célula de carga é formada por quatro elementos de transdução chamado " strain-gage " (extensômetros). O extensômetro é um dispositivo constituído por fios resistivos de dimensões milimétricas, solidários a uma base formada por um filme de material plástico, que por sua vez é ligado a dois terminais, conforme pode ser visto na figura 48a. O princípio de funcionamento do extensômetro consta em variar a resistividade dos seus fios quando sujeitos a deformação. Como a variação da resistência é diretamente proporcional à deformação e esta é proporcional à carga, tal proporcionalidade, é levada a um dos braços de uma ponte de Wheatstone. O equilíbrio da ponte permite determinar, com elevada precisão a variação da resistência, assim como da deformação originária dessa e , conseqüentemente, a tensão existente. Tais extensômetros são colocados diretamente à superfície que se pretende medir, apresentam massa desprezível e as variações de tensão são bastantes diminutas, o que exige uma precaução extrema na escolha dos cabos e conexões para evitar interferências.

O esquema dos extensômetros formando uma ponte de Wheatstone também pode ser visto na figura 48. Nessa ponte considera-se que os resistores sejam iguais, ou seja, $R_1 = R_2 = R_3 = R_4 = R$ e ao se aplicar uma tensão de excitação U , a tensão de saída U é igual a zero. Dessa forma, ao se aplicar uma força de compressão (F) no punção e considerando-se que os extensômetros estejam convenientemente aplicados de forma que dois deles sofram tração e que os outros dois sofram compressão ($R + \Delta R$ e $R - \Delta R$), tem-se um desbalanceamento da ponte e a tensão de saída é diferente de zero. Essa diferença de potencial é proporcional ao desbalanceamento da ponte, logo, quanto maior a força de compressão, tanto maior é a tensão de saída. As características dessa célula de carga estão apresentadas, a seguir:

- capacidade : 1500 kN
- impedância : "strain-gage" KFC-10-C1-11 KYOWA ELETRONIC INSTRUMENTS CO. LTD-JAPAN, lote n° Y 1265-1245, 120 0,3 e comprimento igual a 10 mm.
- tensão de excitação : 4V (120) cc
- corpo : punção de compressão com material VW3, temperado e revenido com dureza de 58 a 60 RC.
- temperatura de trabalho : 10 a 80° C
- sensibilidade : 1mV/V

b) Calibração do sistema

A célula de carga foi calibrada numa máquina de ensaio do tipo MFL " Sytème Prof und Mess - 200000 kp ". Essa célula de carga foi montada em dispositivo especial, conforme pode ser visto na figura 50. Esse dispositivo é constituído de uma base, três tirantes e dois fixadores superiores. Essa célula de carga montada no dispositivo, foi colocada sobre a base da máquina de ensaio. A célula de carga foi acoplada à ponte de excitação Philips Pr 9307 e essa por sua vez foi ligada ao multímetro Analog M 3525, conforme esquema apresentado na figura 51. Aplicando-se carga na máquina, de dez em dez toneladas, efetuou-se a leitura no multímetro em milivolts, conforme apresentado na tabela 17. Esse procedimento foi repetido num total de três. A partir dos valores dos três ensaios, calculou-se os valores médios e os respectivos desvios padrões. O desvio máximo observado foi de aproximadamente 1mV. A linearidade do ensaio foi calculada pelo método da regressão linear, utilizando-se da seguinte equação:

$$Y = a_0 + a_1 X \quad (86)$$



ESCALA 1:4,5

FIGURA 50- Célula de carga montada num dispositivo especial

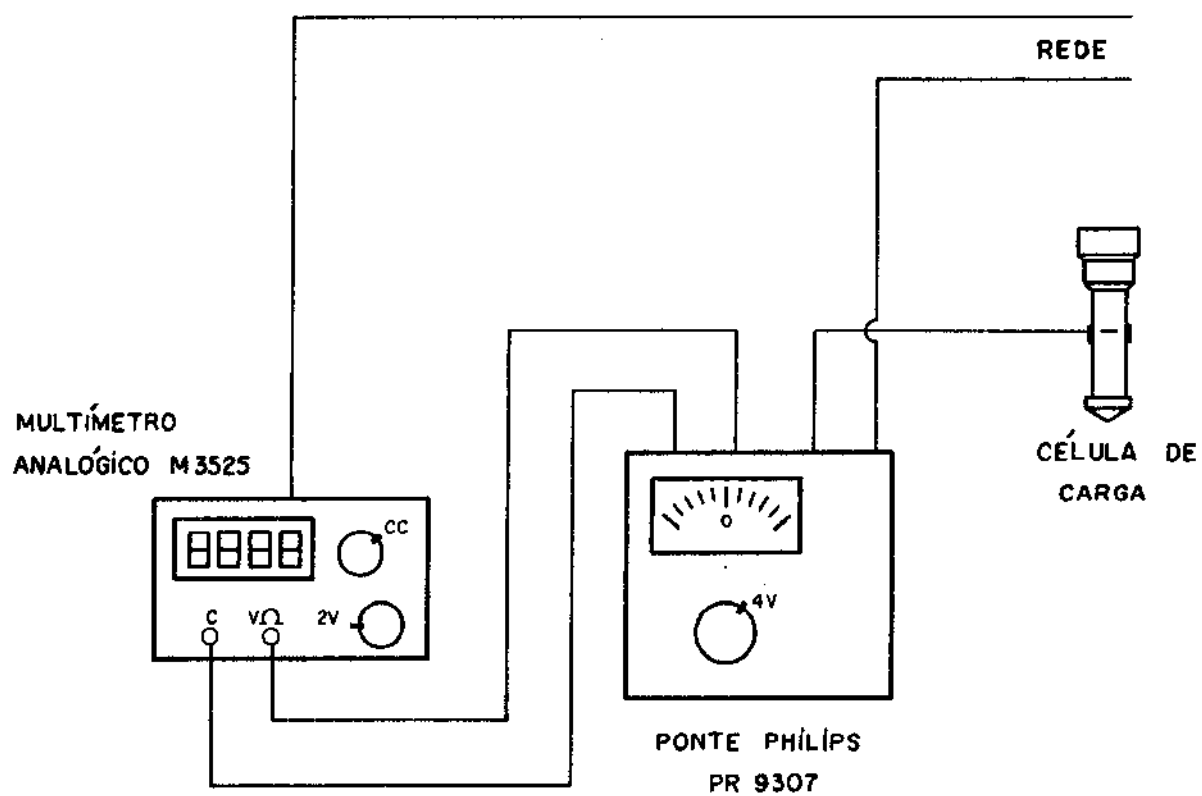


FIGURA 5I - Esquema da ligação da célula de carga na ponte de excitação e multímetro

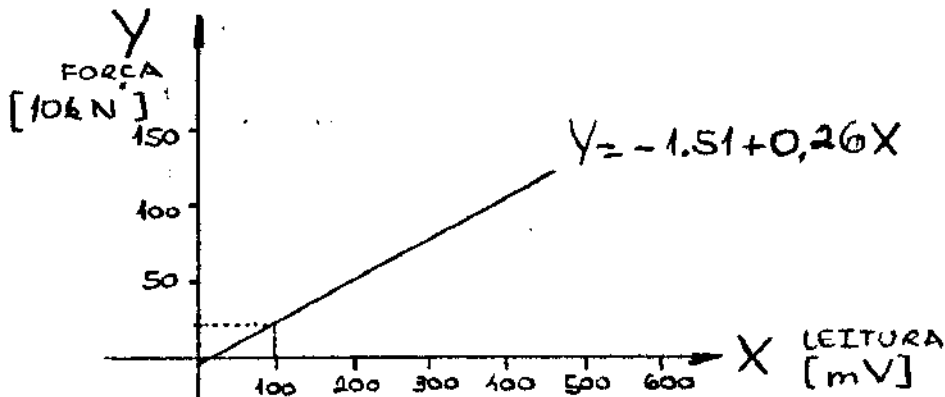
TABELA 17- RESULTADOS DOS ENSAIOS DE CALIBRAGEM DA CÉLULA DE CARGA

ITEM	FORÇA APLICADA (10 kN)	LEITURA DO MULTÍMETRO (mV)				
		1º ENSAIO	2º ENSAIO	3º ENSAIO	$\bar{M}$	D
RESIDUAL	—	—	- 0,3	- 0,5	—	—
1	10	43,6	43,2	43	43,3	0,3
2	20	82,8	82,2	82,1	82,4	0,4
3	30	122,4	121,7	121,3	121,8	0,6
4	40	161,1	160,7	160,1	160,3	0,7
5	50	200	199	199	199	0,7
6	60	239	238	237	238	1
7	70	278	277	276	277	1
8	80	316	315	315	315	0,7
9	90	355	354	354	354	0,7
10	100	393	392	392	392	0,7
11	110	431	431	430	431	0,7
12	120	470	469	469	469	0,7
13	130	508	507	507	507	0,7
14	140	546	546	545	546	0,7
15	150	584	584	583	584	0,7

NOTA :

$\bar{M}$: MÉDIA

D : DESVIO PADRÃO



onde:

$$Q_0 = \frac{(\sum Y)(\sum X^2) - (\sum X)(\sum XY)}{N \sum X^2 - (\sum X)^2}$$

$$Q_1 = \frac{N \sum XY - (\sum X)(\sum Y)}{N \sum X^2 - (\sum X)^2}$$

Nessas expressões utilizou-se a notação abreviada de $\sum X$ no lugar de $\sum_{i=1}^n X_i$ e $\sum XY$ no lugar de $\sum_{i=1}^n X_i Y_i$.

O resultado encontrado foi a equação de uma reta, e para isso foram utilizados os valores médios da tabela 17 e a equação (86).

$$Y = -1,51 + 0,26 X \quad (87)$$

onde: Y (10 kN) e X (mV).

Através do coeficiente linear -1.51 , pode-se calcular o erro da célula de carga, tendo-se:

$$\text{erro} = \frac{1,51 \text{ (kN)}}{150 \text{ (kN)}} \approx 0,01 \text{ (1\%)}$$

4.4.3. Descrição dos ensaios

Os ensaios de extrusão a frio em escala real foram conduzidos nas seguintes etapas:

- 1) montagem do ferramental de extrusão, com os semi-ângulos de conicidade iguais a 9° , 14° e 25° ;
- 2) montagem do sistema de medição na prensa hidráulica preparando-se para as leituras dos valores da força de extrusão. Esse sistema constou de uma célula de carga montada no cabeçote superior (martelo) da prensa. Essa célula de carga, por sua vez, estava ligada a uma ponte de excitação e a um multímetro digital para registros das leituras (conforme já descrito no item 4.4.2);
- 3) alinhamento axial do ferramental de extrusão através da penetração do punção na matriz de guia do tarugo, sem a presença do tarugo;
- 4) inserção do tarugo no interior da matriz de guia e matriz de extrusão;
- 5) acionamento da prensa hidráulica vertical extrudando a frio o tarugo. O produto gerado é a primeira redução de um eixo de sistema de transmissão automotiva.

Os ensaios foram realizados numa matriz de extrusão com os semi- ângulos de conicidade iguais a 9° , 14° e 25° , utilizando-se três tarugos laminados com diâmetro 38.1 ± 0.4 mm e três tarugos com diâmetros 34.2 ± 0.2 mm; esses ensaios foram repetidos três vezes; dessa forma, esse procedimento constou de dezoito ensaios, conforme pode ser visto na tabela 18, onde são apresentados os valores de redução de área e do semi-ângulo de conicidade da matriz.

TABELA 18- SEMI-ÂNGULO DE CONICIDADE DA MATRIZ DE EXTRUSÃO, REDUÇÃO DE ÁREA E NÚMERO DE ENSAIOS REAIS

α (GRAUS)	ϵ_A (%)	NÚMERO DE ENSAIOS			
		QUANTIDADE		REPETIÇÃO DE ENSAIOS	TOTAL
		ÂNGULOS	REDUÇÕES DE ÁREA		
9	23	1	2	3	6
	38				
14	23	1	2	3	6
	38				
25	23	1	2	3	6
	38				

TOTAL GERAL

18

CAPÍTULO 5

RESULTADOS E ANÁLISE DOS RESULTADOS

5.1. RESULTADOS

5.1.1. Características dos tarugos dos ensaios de laboratório e reais

As características do material dos tarugos dos ensaios de laboratório e reais foram analisadas medindo-se os teores dos elementos químicos, o tamanho de grão e a dureza, verificando-se a microestrutura e as linhas de fluxo, executando-se um ensaio de tração (para os tarugos dos ensaios reais) e ensaios não destrutivos (de partículas magnéticas e de ultrassom). Também foram apresentados os parâmetros geométricos.

Os tarugos foram caracterizados de tal sorte que as propriedades mecânicas e metalúrgicas se mantivessem uniformes, tanto nos ensaios de laboratório, quanto nos reais. Essa uniformidade foi conseguida submetendo-se os tarugos de um mesmo lote (mesma corrida), às mesmas condições de recozimento e lubrificação.

a) Teores dos elementos químicos da matéria prima

A matéria-prima para os tarugos foi analisada quanto às suas propriedades metalúrgicas, medindo-se os teores dos elementos químicos e comparando-os com as suas especificações. Essa comparação encontra-se na tabela 19.

b) Dureza

A dureza do tarugo foi medida na região extrudada e na região não extrudada, conforme mostrado na tabela 20.

**TABELA 19-ANÁLISE QUÍMICA DA MATÉRIA PRIMA DOS TARUGOS DOS EN-
SAIOS DO LABORATÓRIO E REAIS**

ELEMENTO QUÍMICO	ESPECIFICADO⁽¹⁾ (%)	ENCONTRADO (%)
C	0,17 - 0,23	0,22
Mn	0,75 - 1,30	1,07
Si	0,15 - 0,35	0,25
Ni	0,40 MAX.	—
Cr	0,25 - 0,65	0,43
Mo	0,10 MIN.	0,10
P	0,040 MAX.	0,01
S	0,050 MAX.	0,008

(1) 8620 (MODIFICADO)

**TABELA 20- MEDIÇÃO DA DUREZA DOS TARUGOS EXTRUDADOS
DOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO**

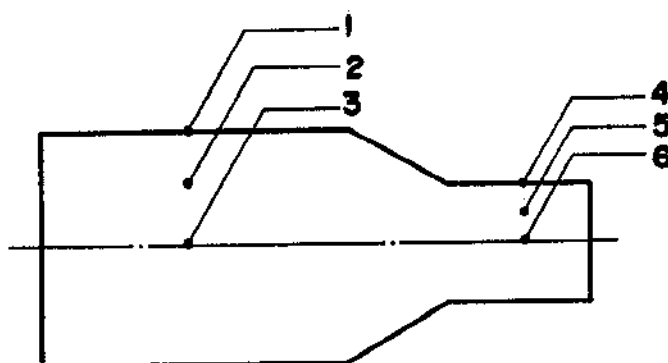
REGIÃO	(1) PONTO	DUREZA ESPECIFICA- DA (BHN)	DUREZA DO ENSAIO	
			(2) LABORATÓRIO (BHN)	(3) REAL (BHN)
NÃO EXTRUDADA (ESTADO RECOZIDO)	1	183 MAX.	156	174
	2	183 MAX.	156	170
	3	183 MAX.	156	179
EXTRUDADA	4	—	229	224
	5	—	207	229
	6	—	207	217

OBS:

(A) MEDIDO NA SECÇÃO TRANSVERSAL

(B) DUREZA DO TARUGO LAMINADO IGUAL A 187 BHN

(1)



(2) CARGA : 750 Kg, ESFERA : 5 mm

(3) CARGA : 3000 Kg, ESFERA : 10mm

c) Tamanho do grão

O resultado da medição do número de tamanho de grão ASTM da matéria prima (tarugo laminado) foi de 6 a 8.

d) Ensaio de tração

Os ensaios de tração foram realizados segundo o método MB-4 da Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT - NB-34), para se obter as propriedades mecânicas, tais como : tensão limite de escoamento, tensão limite de resistência, alongamento e estrição. Esses ensaios foram aplicados aos tarugos laminados, recozidos e extrudados. Na tabela 21 podem ser vistos os valores obtidos para o aço 8620 (modificado), bem como os dados de aços similares obtidos da norma DIN 1654, no estado recozido.

e) Microestrutura

A microestrutura dos tarugos dos ensaios de laboratório e reais foi observada segundo três planos: um transversal ao comprimento do tarugo e dois a ele longitudinais, sendo um deles coincidente ao plano central e o outro não. Na figura 52, pode-se observar a microestrutura dos tarugos recozidos dos ensaios de laboratório, na seção transversal e longitudinal. Na figura 53, pode-se observar a microestrutura dos tarugos recozidos dos ensaios reais, na seção transversal. Igualmente pode-se observar na figura 54 a microestrutura dos tarugos recozidos dos ensaios reais, na seção longitudinal. Na figura 55, pode-se observar a microestrutura dos tarugos extrudados dos ensaios de laboratório, na seção transversal e longitudinal. Na figura 56, pode-se observar a microestrutura dos tarugos recozidos dos ensaios reais, na seção transversal. Por outro lado, observa-se também na figura 57, a microestrutura dos tarugos recozidos dos ensaios reais, na seção longitudinal. As micrografias da seção transversal apresentam ferritas e perlitas bem distribuídas, enquanto que as micrografias da seção longitudinal apresentam ferritas e perlitas alinhadas com grãos alongados na direção longitudinal.

TABELA 21- RESULTADOS DOS ENSAIOS DE TRACÇÃO DOS TARUGOS E MATERIAIS SIMILARES

PROPRIEDADES MECÂNICAS		(1) 8620 MODIFICADO LAMINADO A QUENTE	(1) 8620 MODIFICADO RECOZIDO	(2) 16MnCr5 RECOZIDO	(2) 20MnCr5 RECOZIDO	(1) 8620 MODIFICADO EXTRUDADO
TENSÃO LIMITE DE ESCOAMENTO	σ_0 (MPa)	400	340	340	340	460
TENSÃO LIMITE DA RESISTÊNCIA A TRACÇÃO	σ_B (MPa)	635	520	560	590	760
PORCENTAGEM DE ALONGAMENTO	A (%)	20,5	31,2	32	27	16,2
PORCENTAGEM DE ESTRICÇÃO	E (%)	55,1	71	74	67	57,7

OBS:

(1) OBTIDOS EM ENSAIOS

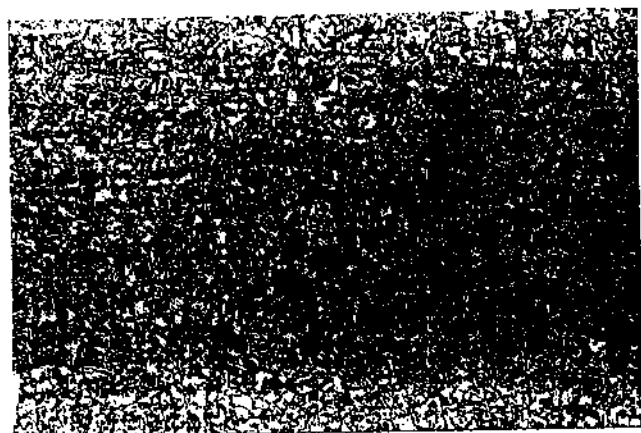
(2) OBTIDOS DA NORMA DIN



TRANSVERSAL CENTRO 100 X. NITAL 3,5%



TRANSVERSAL CENTRO 400X. NITAL 3,5%



LONGITUDINAL CENTRO 100X. NITAL 3,5%

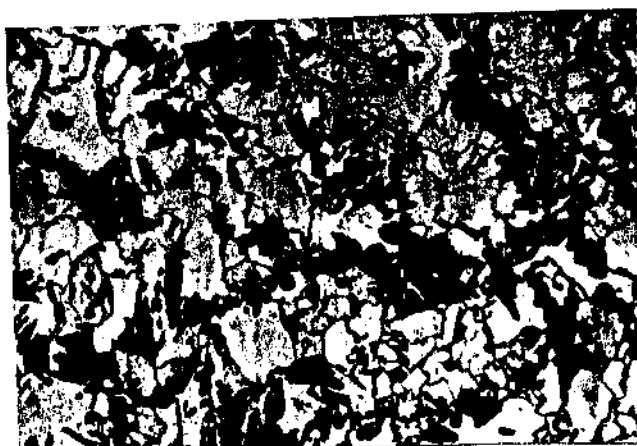


LONGITUDINAL CENTRO 400X. NITAL 3,5%

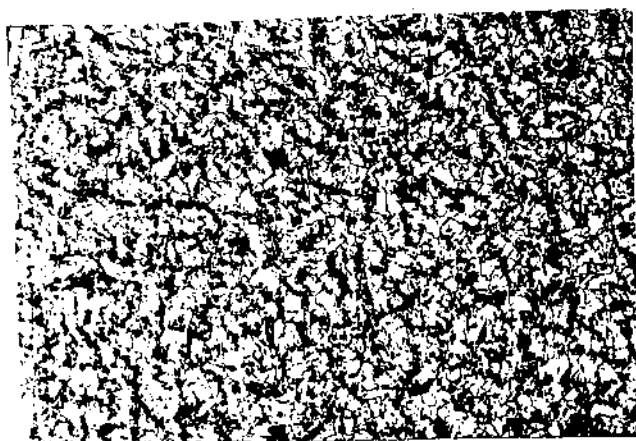
FIGURA 52- Microestrutura da secção transversal e longitudinal dos tarugos recozidos dos ensaios de laboratório



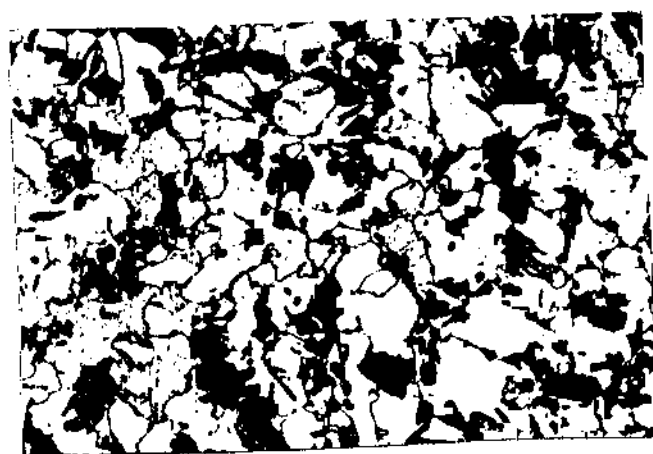
TRANSVERSAL CENTRO 100 X. NITAL 3,5%



TRANSVERSAL CENTRO 400 X. NITAL 3,5%

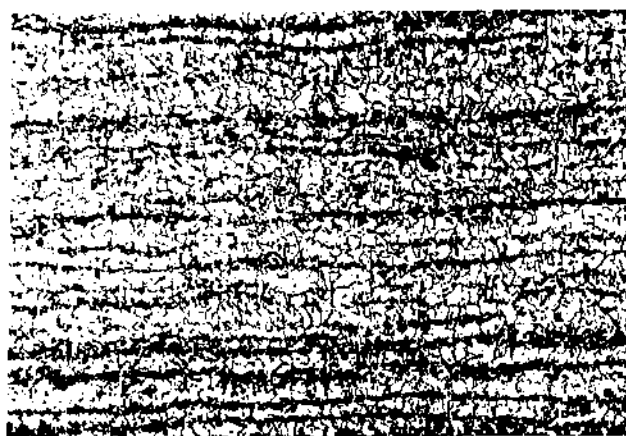


TRANSVERSAL FORA DO CENTRO
100 X. NITAL 3,5%



TRANSVERSAL FORA DO CENTRO
400 X. NITAL 3,5%

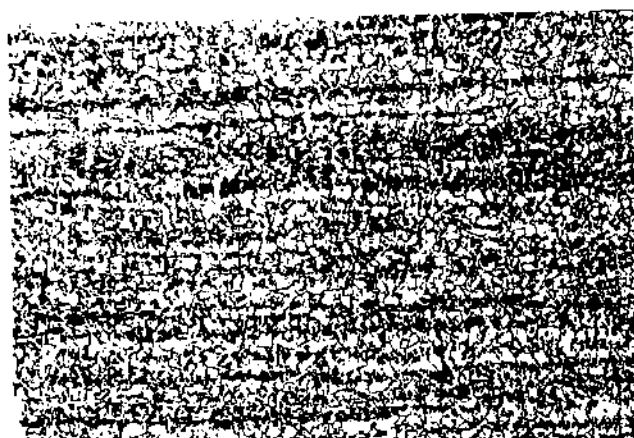
FIGURA 53- Microestrutura da secção transversal dos tarugos recozidos dos ensaios reais



LONGITUDINAL CENTRO 100X. NITAL 3,5%



LONGITUDINAL CENTRO 400X. NITAL 3,5%

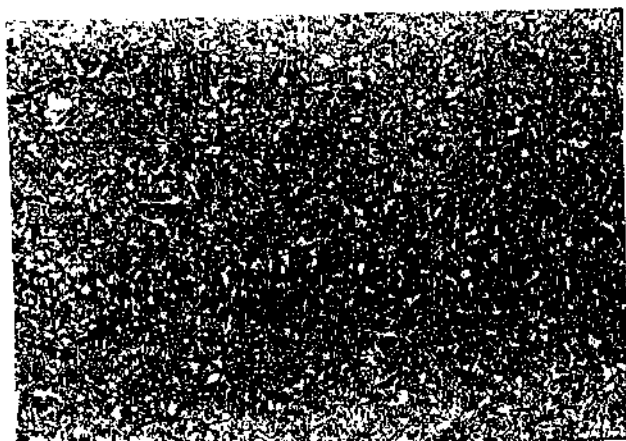


LONGITUDINAL FORA DO CENTRO
100X. NITAL 3,5 %



LONGITUDINAL FORA DO CENTRO
400X. NITAL 3,5 %

FIGURA 54- Microestrutura da secção longitudinal dos tarugos recozidos dos ensaios reais



TRANSVERSAL CENTRO 100X. NITAL 3,5%



TRANSVERSAL CENTRO 400X. NITAL 3,5%

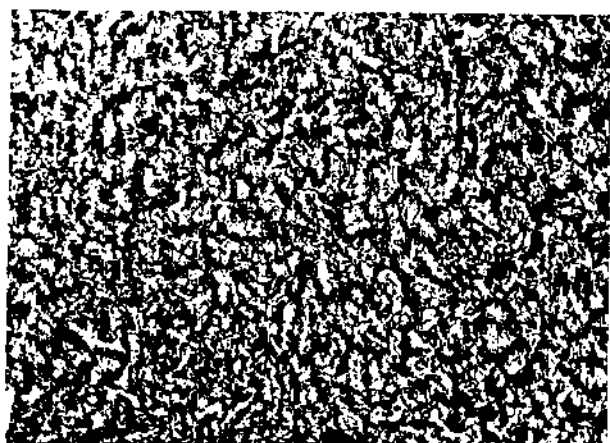


LONGITUDINAL CENTRO 100X. NITAL 3,5%

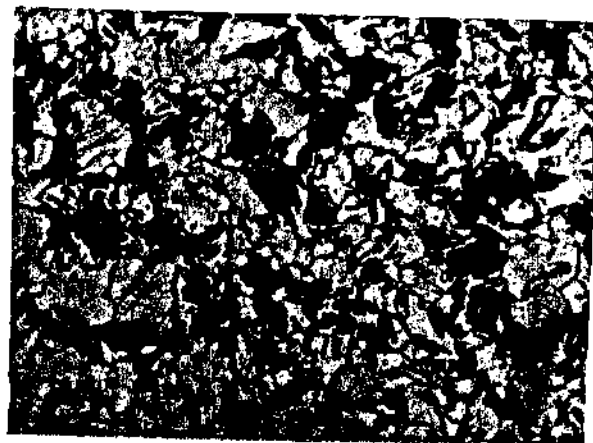


LONGITUDINAL CENTRO 400X. NITAL 3,5%

FIGURA 55- Microestrutura da secção transversal e longitudinal dos tarugos extrudados dos ensaios do laboratório



TRANSVERSAL CENTRO 100X. NITAL 3,5%



TRANSVERSAL CENTRO 400X. NITAL 3,5%

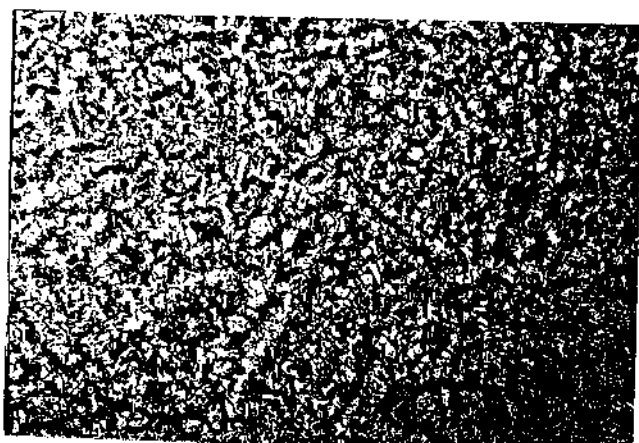
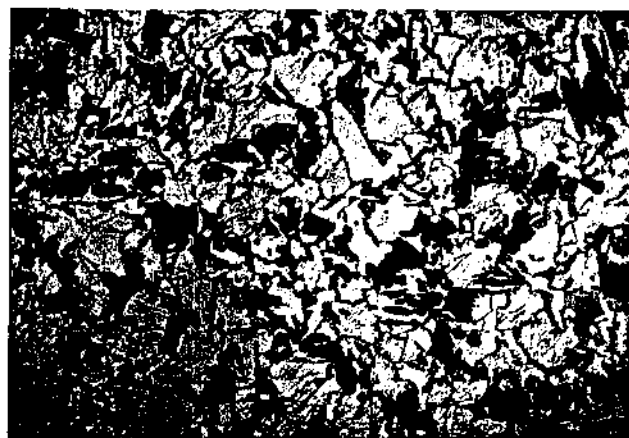
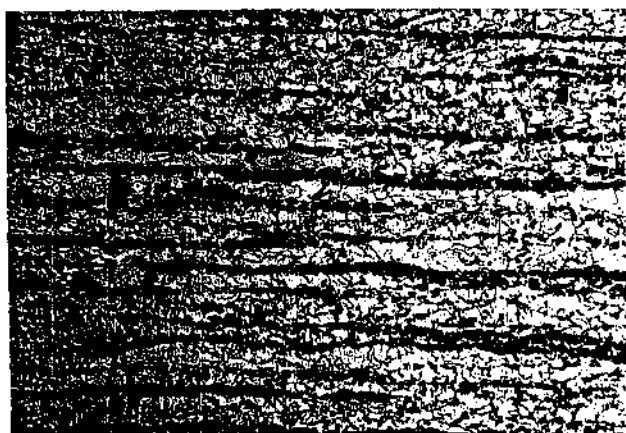
TRANSVERSAL FORA DO CENTRO
100 X. NITAL 3,5 %TRANSVERSAL FORA DO CENTRO
400 X. NITAL 3,5 %

FIGURA 56- Microestrutura da secção transversal dos tarugos extrudados dos ensaios reais



LONGITUDINAL CENTRO 100 X. NITAL 3,5%



LONGITUDINAL CENTRO 400 X. NITAL 3,5%



LONGITUDINAL FORA DO CENTRO
100 X. NITAL 3,5%



LONGITUDINAL FORA DO CENTRO
400 X. NITAL 3,5%

FIGURA 57- Microestrutura da secção longitudinal dos tarugos extrudados dos ensaios reais

f) Linhas de fluxo

As linhas de fluxo do tarugo extrudado nos ensaios de laboratório e reais podem ser vistas na figura 58.

g) Inspeção de trincas

Os tarugos extrudados nos ensaios de laboratório e reais foram submetidos à inspeção de trincas através do ensaio de partículas magnéticas.

h) Inspeção de falhas internas com ultrassom

Os tarugos extrudados nos ensaios de laboratório e reais foram inspecionados em relação à existência de falhas internas. Esse exame foi realizado pelo processo de ultrassom, através do aparelho USL-32. Esse aparelho foi calibrado de modo a indicar um defeito igual ou maior ao simulado numa peça, conforme indicado na figura 59a. A foto apresentada na figura 59b, ilustra o visor de um aparelho USL-32, com o acoplamento do cabeçote MB4-SN, quando o tarugo apresentava o defeito simulado igual ao da figura 59a. A foto apresentada na figura 59c, ilustra o visor do aparelho USL-32, com o mesmo acoplamento do cabeçote, descrito anteriormente, porém com o tarugo apresentando-se isento de defeitos. Na calibração desse aparelho de ultrassom a intensidade sônica utilizada foi igual a 40 dB e o campo de frequência estava entre 2 a 12 MHz.

D) Parâmetros geométricos

Os parâmetros geométricos aqui destacados são os diâmetros iniciais e finais dos tarugos, bem como os seus comprimentos iniciais e as suas rugosidades. Na tabela 22 apresentam-se os valores dos diâmetros iniciais e finais e os comprimentos iniciais dos tarugos. O diâmetro inicial e final, bem como o comprimento inicial do tarugo podem ser vistos na figura 60. Uma comparação dos tarugos extrudados das escalas de laboratório e real pode ser vista na figura 61.



ENSAIO DO
LABORATÓRIO

AUMENTO: 2.X

UTILIZADO HCl (1:1) - 80°C - 15 MINUTOS

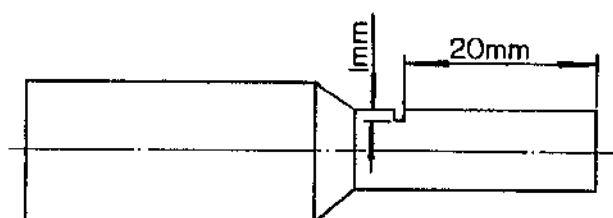


ENSAIO REAL

AUMENTO: 2,3 X

FIGURA 58- Linhas de fluxo dos tarugos extrudados dos ensaios do laboratório e reais

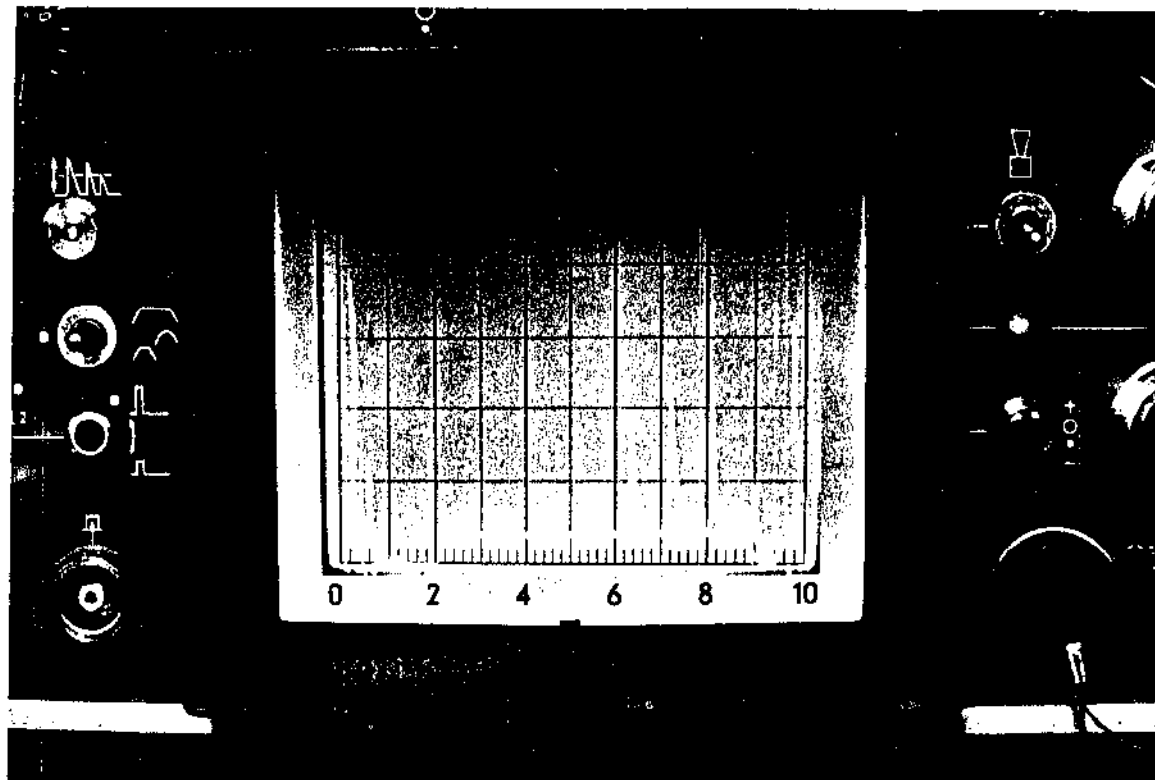
(a)



POSIÇÃO DE ACOPLAMENTO DO
CABEÇOTE NORMAL MB4-SN

APARELHO DE ULTRASSOM USL-32

(b) PEÇA COM
DEFEITO
SIMULADO



(c) PEÇA
ISENTA DE
DEFEITOS

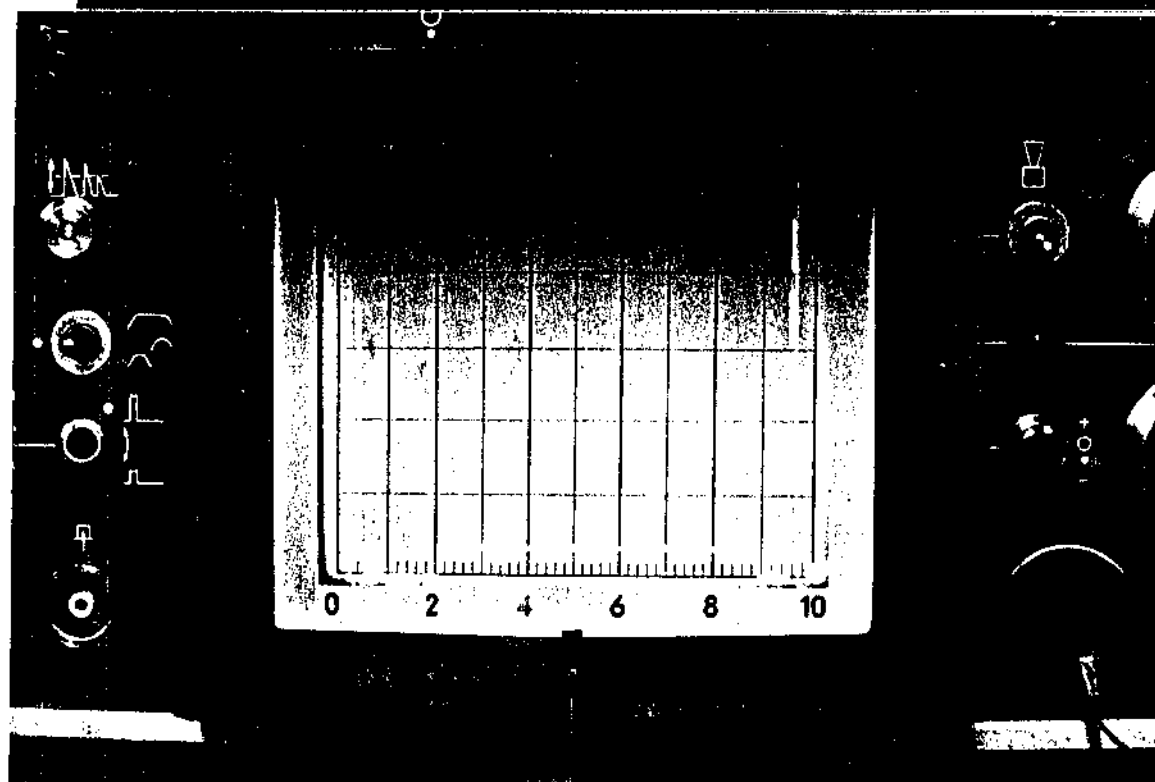


FIGURA 59- Inspeção de falhas internas dos tarugos extrudados dos ensaios reais, através de ultra-som

TABELA 22- DIÂMETROS E COMPRIMENTO INICIAL DOS TARUGOS DOS
ENSAIOS DO LABORATÓRIO E REAIS

ENSAIO	α (GRAUS)	ϵ_A (%)	D_I (MM)	(3)	D_f (MM)	(3)	L_I (MM)	(3)
L (1)	5	23	23	+0,4	20,27	+0,02	50	+0,5
L	9	23	23	+0,4	20,26	+0,02	50	+0,5
L	14	23	23	+0,4	20,26	+0,01	50	+0,5
L	14	38	25,6	+0,4	20,26	+0,01	50	+0,5
L	25	23	23	+0,4	-	+0,01	50	+0,5
R (2)	9	23	34,2	+0,4	29,95	+0,02	180	+2
R	9	38	38,1	+1,4	29,95	+0,03	180	+2
R	14	23	34,2	+0,4	29,95	+0,04	180	+2
R	14	38	38,1	+1,4	29,95	+0,02	180	+2
R	25	23	34,2	+0,4	29,95	+0,03	180	+2
R	25	38	38,1	+1,4	29,95	+0,02	180	+2

OBS:

- (1) L: LABORATÓRIO
- (2) R: REAL
- (3) VIDE FIGURA

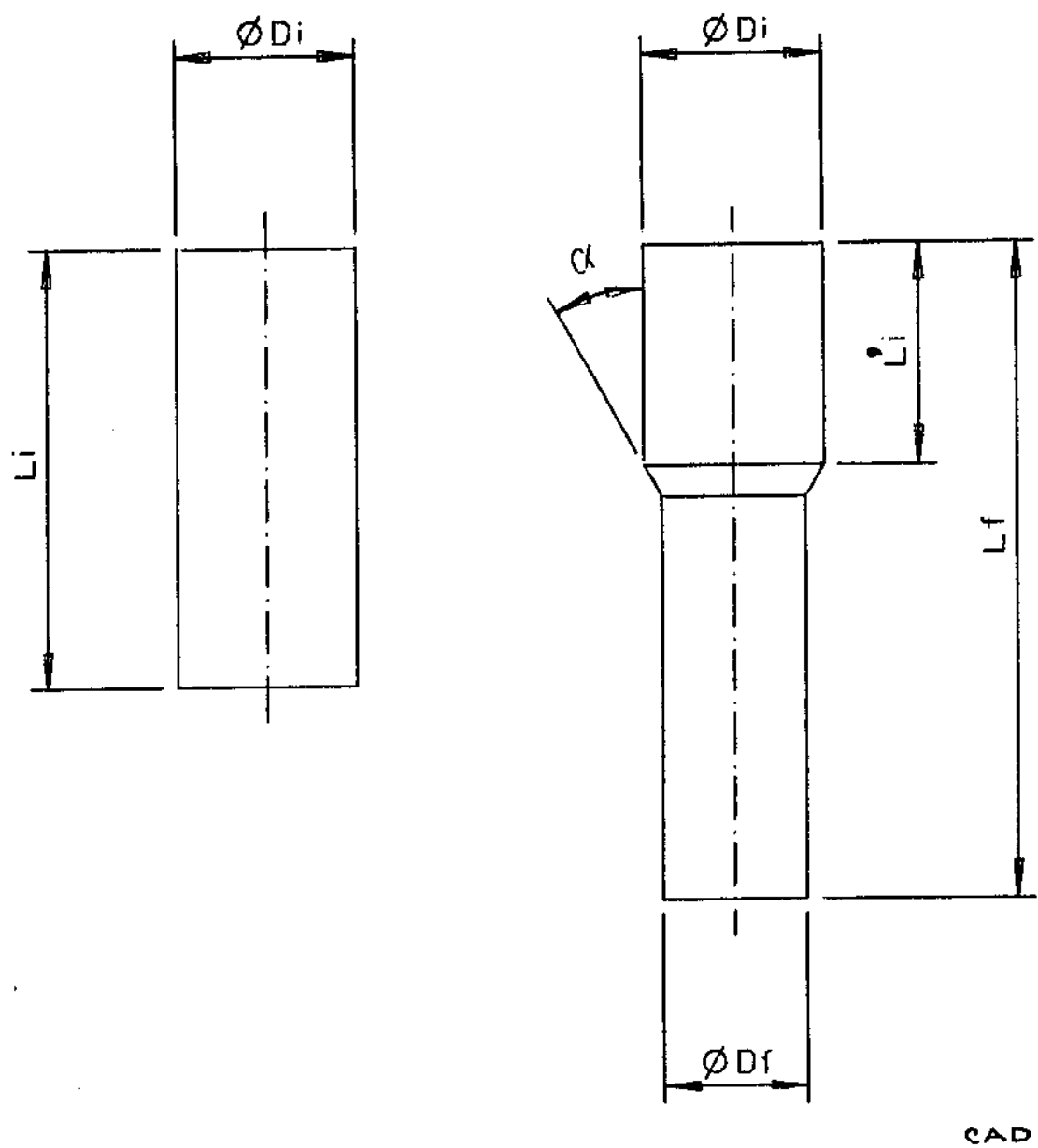
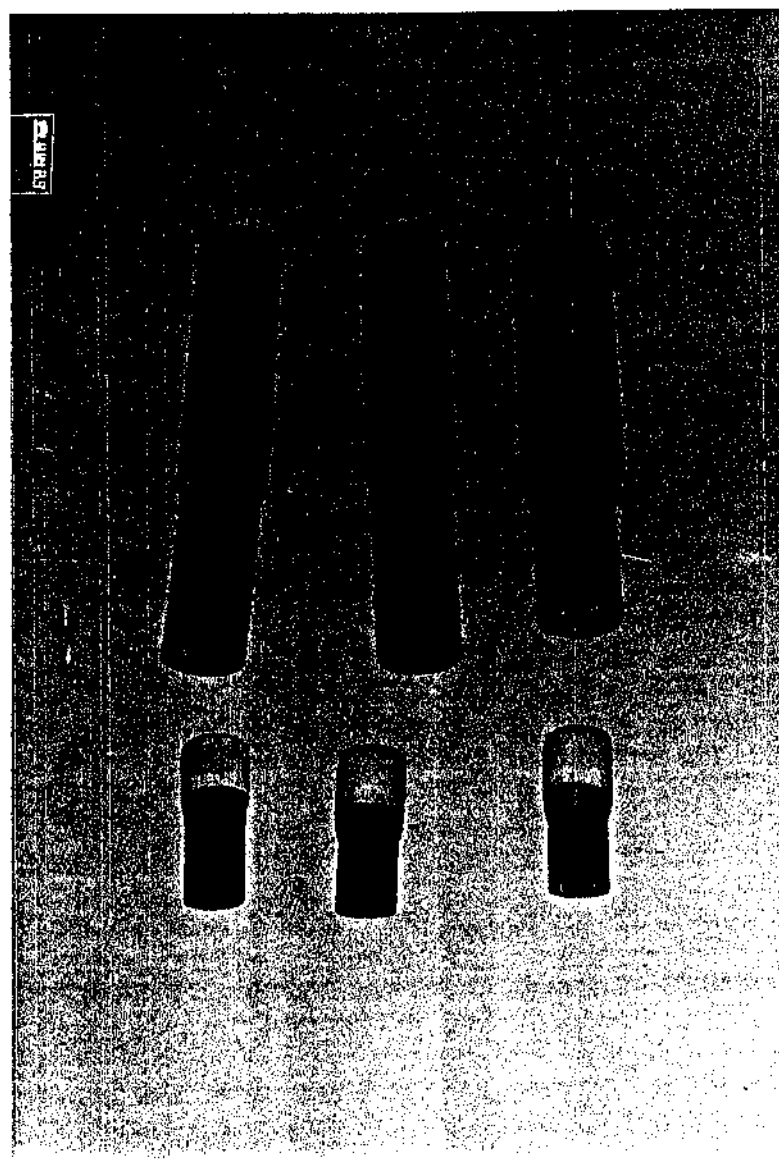


FIGURA 60- Sequência da extrusão a frio dos tarugos dos ensaios do laboratório e reais



TARUGOS DOS ENSAIOS
REAIS

TARUGOS DOS ENSAIOS
DO LABORATÓRIO

FIGURA 6I - Comparação dos tarugos extrudados das escalas do
laboratório e reais

A rugosidade superficial longitudinal dos tarugos dos ensaios de laboratório e reais foi medida na região extrudada e não extrudada; nessa medição utilizou-se um rugosímetro, modelo Talysurf 4 Rank Taylor Hobson Leicester com o apalpador 112/ 1003 - 5838 (raio 0,0025 mm). O comprimento ensaiado foi de 7 mm e o parâmetro medido foi o desvio médio aritmético R_a (μ m). A medição foi realizada no sentido longitudinal e os resultados dessa medição encontram-se na tabela 23.

5.1.2. Tensões de extrusão medidas dos ensaios de laboratório e reais

Os resultados medidos das tensões de extrusão de laboratório e reais estão apresentados nas tabelas 24 e 25.

Os ensaios reais foram realizados em duas velocidades de deformação, quais sejam: mínima e máxima da prensa hidráulica vertical SMG.

a) Considerações sobre a velocidade de deformação (apresentada na tabela 27)

A velocidade de deformação $\dot{\epsilon}$ é definida como sendo a relação entre a velocidade da máquina e a altura do tarugo, conforme abaixo:

$$\dot{\epsilon} = \frac{V_m}{h} \left(\frac{\text{mm}}{\text{s}} \right) \cdot \text{ou} \left(\text{s}^{-1} \right) \quad (88)$$

**TABELA 23- RUGOSIDADE SUPERFICIAL LONGITUDINAL DOS
TARUGOS DOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO
E REAIS, COMPARADA COM OUTROS PROCESSOS**

PROCESSO	RUGOSIDADE Ra (μm)
TARUGO EXTRUDADO A FRIO	1,5 ⁽¹⁾
TARUGO LAMINADO	5,7 ⁽¹⁾
TORNEAMENTO	6,3 A 3,2 ⁽²⁾
RETIFICAÇÃO	1,6 A 0,4 ⁽²⁾
FURAÇÃO	6,3 A 3,2 ⁽²⁾
FRESAMENTO	6,3 A 3,2 ⁽²⁾

OBS:

(1) VALOR MEDIDO

(2) VALOR EXTRAÍDO DA REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA ⁽³³⁾

TABELA 24- RESULTADOS EXPERIMENTAIS DOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO

α (GRAUS)	ϵ_A (%)	$\dot{\phi}$ (s^{-1})	V_M (mm/s)	A_i (mm ²)	FORÇA DE EXTRUSÃO (10 KN)				TENSÃO DE EXTRUSÃO (MPa)				R ⁽¹⁾ (MPa)	R/ σ_{MED}
					F ₁	F ₂	F ₃	F _{MED}	σ_1	σ_2	σ_3	σ_{MED}		
5	23	0,01	0,4	415,3	11,9	12,4	11,7	12	287	299	282	289	17	0,06
9	23	0,01	0,4	415,3	12,9	13,1	12,4	12,8	311	315	299	308	16	0,05
14	23	0,01	0,4	415,3	13,7	13,3	13,3	13,5	330	320	320	325	10	0,02
14	38	0,01	0,4	514,5	23,9	23,8	23,5	23,7	465	463	457	461	8	0,02
25	23	0,01	0,4	415,3	22,2	22,1	21,9	22,1	535	532	527	532	8	0,02

OBS:

(1) R: AMPLITUDE

TABELA 25a- RESULTADOS EXPERIMENTAIS DOS ENSAIOS REAIS

α (GRAUS)	ϵ_A (%)	$\dot{\varphi}$ ($^{\circ}/s$)	V_M (mm/s)	A_i (mm ²)	LEITURA DO REGISTRADOR (mV)				FORÇA DE EXTRUSAO (10 KN)			
					L ₁	L ₂	L ₃	L _{MED}	F ₁	F ₂	F ₃	F _{MED}
9	23	0,01	0,4	918,2	108,1	111,6	114,7	111,6	26,6	27,5	28,3	27,5
14	23	0,01	0,4	918,2	129	117	113	119,7	30	28,9	27,9	29,2
25	23	0,01	0,4	918,2	184,3	189,3	189,3	187,7	46,4	47,7	47,7	47,3
9	23	0,56	80	918,2	116,6	111,6	115,8	114,7	28,8	27,5	28,6	28,3
14	23	0,56	80	918,2	123,5	125	120	122,8	30,6	31	29,7	30,4
25	23	0,56	80	918,2	193,1	202,4	195	196,9	48,7	51,1	49,2	49,7
9	38	0,01	0,4	1139,5	183,9	187,7	197	189,7	46,3	47,3	49,7	47,8
14	38	0,01	0,4	1139,5	197	197	211	201,7	49,7	49,7	53,4	50,9
25	38	0,01	0,4	1139,5	332,7	316,6	329,3	326,2	85	80,8	84,1	83,3
9	38	0,56	80	1139,5	200,8	189,3	200,4	196,9	50,7	47,7	50,6	49,7
14	38	0,56	80	1139,5	207,4	219,7	207,4	211,5	52,4	55,6	52,4	53,4
25	38	0,56	80	1139,5	335,4	348,5	352,4	345,4	85,7	89,1	90,1	88,3

TABELA 25b- RESULTADOS EXPERIMENTAIS DOS ENSAIOS REAIS

α (GRAUS)	ϵ_A (%)	$\dot{\varphi}$ (s ⁻¹)	TENSÃO DE EXTRUSÃO (MPa)				R (MPa)	R / σ_{MED}
			σ_1	σ_2	σ_3	σ_{MED}		
9	23	0,01	290	300	308	299	18	0,06
14	23	0,01	327	315	304	318	23	0,07
25	23	0,01	505	520	520	515	15	0,03
9	23	0,56	314	299	311	308	15	0,05
14	23	0,56	333	338	322	331	16	0,05
25	23	0,56	530	557	536	541	27	0,05
9	38	0,01	406	415	436	419	30	0,07
14	38	0,01	436	436	469	447	33	0,07
25	38	0,01	746	709	738	731	37	0,05
9	38	0,56	445	419	444	436	26	0,06
14	38	0,56	460	488	460	469	28	0,06
25	38	0,56	752	782	791	775	39	0,05

onde :

$\dot{\varphi}$ = velocidade de deformação (s^{-1})

V_m = velocidade da máquina (mm/s)

h = altura do tarugo (mm)

Ao contrário da conformação a quente, a velocidade de deformação na conformação a frio, na temperatura ambiente, tem pouca influência na resistência à deformação, conforme pode ser visto na figura 62, para o material 16 Mn Cr 5 e deformação verdadeira $\varphi = 0.3$.

Os valores indicados para a velocidade de deformação em prensas hidráulicas, podem ser vistos na tabela 26. As velocidades de deformação dos ensaios de laboratório e reais, podem ser vistas na tabela 27.

5.1.3. Tensões de extrusão de laboratório calculadas através dos diversos métodos

Apresenta-se a seguir os valores das tensões de extrusão de laboratório calculadas através dos diversos métodos. Estes valores calculados posteriormente comparados aos valores medidos e já apresentados no item 5.1.2.

Nestes cálculos, como parâmetros geométricos e de processos a serem utilizados, destacam-se:

a) diâmetro inicial, $D_i = 23 \text{ mm}$

diâmetro final, $D_f = 20,2 \text{ mm}$

Assim, a relação dos raios, quociente do raio inicial pelo o raio final, é igual a $R_i / R_f = 1,14$. Da mesma maneira, a razão de extrusão, quociente da área inicial pela final, é igual a $B = 1,3$. A redução da área, é igual a $\epsilon_p = 23\%$.

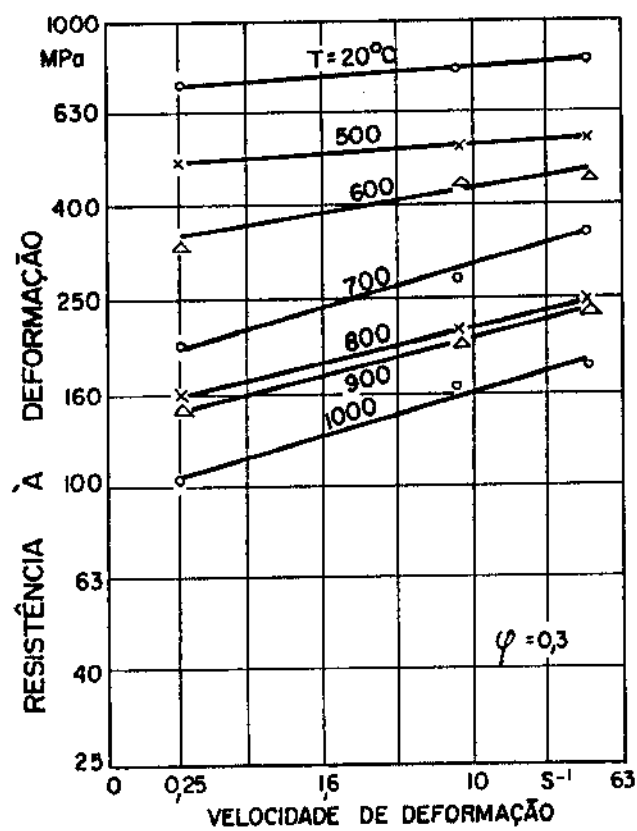


FIGURA 62- Influência da velocidade de deformação sobre a resistência à deformação⁽³⁴⁾

TABELA 26- VALORES RECOMENDADOS PARA A VELOCIDADE DE DE-
FORMAÇÃO EM PRENSAS HIDRÁULICAS

ITEM		VALORES
VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO INICIAL	(1) $\dot{\varphi}_0$ (s ⁻¹)	0,01 A 10
VELOCIDADE DA MÁQUINA	V_M (mm/s)	200 A 500
RELAÇÃO ENTRE $\dot{\varphi}_0$ E $\dot{\varphi}_0$	-	1,3 A 1,6
VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO MÉDIA	$\bar{\dot{\varphi}}_0$ (s ⁻¹)	0,01 A 16

OBS:

(1) $\dot{\varphi}_0 = V_M / h_0$

ONDE:

h_0 : ALTURA INICIAL DO TARUGO (mm)

TABELA 27- RESULTADOS DAS VELOCIDADES DE DEFORMAÇÃO DOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO E REAIS

ITEM		ENSAIO	
		LABORATÓRIO	REAL
VELOCIDADE DA MÁQUINA	V_M (mm /s)	0,4	0,4
			80
ALTURA INICIAL DO TARUGO	h_0 (mm)	50	180
VELOCIDADE MÉDIA DE DEFORMAÇÃO	$\dot{\bar{\varphi}}$ ⁽¹⁾ (s ⁻¹)	0,01	0,01
			0,56

OBS:

(1) $\dot{\bar{\varphi}} = \frac{V_M}{h_0} \text{ (s}^{-1}\text{)}$

b) Semi-ângulo de conicidade da matriz, $\alpha = 5^\circ, 9^\circ, 14^\circ$ e 25° .

c) Material do tarugo, aço 8620 (modificado).

Limite tensão de escoamento igual a $\sigma_e = 340$ MPa, de acordo com os ensaios de tração realizados.

Resistência a deformação igual a $K_f = 750$ MPa e resistência à deformação média $K_{f_m} = 690$ MPa.

d) Comprimento da região cilíndrica da matriz, $L = 2,5$ mm.

Esse comprimento foi definido no projeto da matriz de extrusão; quando possível, ele deve ser minimizado para que se reduza a força de atrito.

e) Coeficiente de atrito pelo método da camada limite, $m = 0,1$.

Esse coeficiente foi assumido considerando-se um tarugo fosfatizado com fosfato de zinco e ensaboado com sabão hidróxido de sódio. Esse mesmo coeficiente de atrito pelo método de Coulomb, é igual a $\mu = 0,02$, calculado pela equação abaixo:

$$\mu = \sqrt{\frac{m^2}{\alpha_a}} \quad (m < 0,2) \quad (89)$$

onde:

$$m = 0,1$$

$$\alpha_a = 19,8 \text{ (para aço)}$$

Utilizando-se os valores apresentados acima nas equações (4) a (20) e (77) do capítulo 3, tem-se os seguintes resultados, que podem ser vistos na tabela 28.

TABELA 28a - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DAS TENSÕES DE EXTRUSÃO MEDIDAS E CALCULADAS DOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO

α (GRAUS)	TENSÃO MÉDIA MEDIDA (MPa)	TENSÃO MÉDIA CALCULADA (MPa)				DESVIO (%)			
		MÉTODO DA ENERGIA UNIFORME	MÉTODO DA DIVISÃO EM ELEMENTOS	MÉTODO DAS LINHAS DESLIZAM.	MÉT. DIV. EM ELEMENTOS CONSID. TRAB. REDUND.	MÉTODO DA ENERGIA UNIFORME	MÉTODO DA DIVISÃO EM ELEMENTOS	MÉTODO DAS LINHAS DESLIZAM.	MÉT. DIV. EM ELEMENTOS CONSID. TRAB. REDUND.
5	289	178	221	65	260	38	24	78	10
9	308	178	180	111	253	42	34	64	18
14	325	178	186	157	311	45	43	62	4
25	532	178	180	260	409	67	66	51	23

TABELA 28b - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DAS TENSÕES DE EXTRUSÃO MEDIDAS E CALCULADAS DOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO

α (GRAUS)	TENSÃO MÉDIA MEDIDA (MPa)	TENSÃO MÉDIA CALCULADA (MPa)				DESVIO (%)			
		HAUTTMANN	HILL	DRAKE & THROOP	SIEBER (SEM A VAR. DE α)	HAUTTMANN	HILL	DRAKE & THROOP	SIEBER (SEM A VAR. DE α)
5	289	366	275	238	359	(27)	5	18	(24)
9	308	366	275	296	359	(19)	11	4	18
14	325	366	275	349	359	(13)	16	(7)	(10)
25	532	366	275	433	359	31	48	19	33

OBS: () O VALOR MEDIDO É MENOR DO QUE O CALCULADO

TABELA 28c - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DAS TENSÕES DE EXTRUSÃO MEDIDAS E CALCULADAS DOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO

TABELA 28c - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DAS TENSÕES DE EXTRUSÃO MEDIDAS E CALCULADAS									
α (GRAUS)	TENSÃO MÉDIA MEDIDA (MPa)	TENSÃO MÉDIA CALCULADA (MPa)				DESVIO (%)			
		GRÜNNING	LECLERC	UNKSOW	SIEBEL	GRÜNNING	LECLERC	UNKSOW	SIEBEL
5	289	320	238	792	465	(11)	18	(174)	(61)
9	308	342	238	445	412	(11)	23	(45)	(34)
14	325	364	238	296	409	(12)	27	9	(26)
25	532	450	238	161	467	15	55	70	12

OBS: () O VALOR MEDIDO É MENOR DO QUE O CALCULADO

TABELA 28d - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DAS TENSÕES DE EXTRUSÃO MEDIDAS E CALCULADAS DOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO

α (GRAUS)	TENSÃO MÉDIA MEDIDA (MPa)	TENSÃO MÉDIA CALCULADA (MPa)				DESVIO (%)			
		SIEBER (COM VARI- AÇÃO DE α)	BILLIGMANN & FELDMANN	COLD FORGING GROUP	VDI	SIEBER (COM VARI- AÇÃO DE α)	BILLIGMANN & FELDMANN	COLD FORGING GROUP	VDI
5	289	260	337	915	361	10	(17)	(217)	(25)
9	308	279	354	939	373	9	(15)	(205)	(21)
14	325	311	390	963	392	4	(20)	(196)	(21)
25	532	405	494	1083	421	24	7	(104)	21

OBS: () O VALOR MEDIDO É MENOR DO QUE O CALCULADO

TABELA 28e - COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DAS TENSÕES DE EXTRUSÃO MEDIDAS E CALCULADAS DOS ENSAIOS DO LABORATÓRIO

α (GRAUS)	TENSÃO MÉDIA MEDIDA (MPa)	TENSÃO MÉDIA CALCULADA (MPa)			DESVIO (%)		
		MÉTODO DO LIMITE SUPERIOR DE AVITZUR			MÉTODO DO LIMITE SUPERIOR DE AVITZUR		
		SEM ENCRUAMEN- TO		COM ENCRUAMEN- TO E ATRITO	SEM ENCRUAMEN- TO		COM ENCRUAMEN- TO E ATRITO
		TO	TO	TO E ATRITO	TO	TO	TO E ATRITO
5	289	178	287	315	38	1	(9)
9	308	171	275	323	45	11	(5)
14	325	183	294	373	44	10	(15)
25	532	226	364	544	57	32	(2)

OBS: () O VALOR MEDIDO É MENOR DO QUE O CALCULADO

5.1.4. Tensões de extrusão reais calculadas através do método do limite superior por Avitzur

Apresenta-se a seguir os valores das tensões de extrusão reais calculadas através do método do limite superior por Avitzur. Esses valores calculados serão posteriormente comparados aos valores medidos e já apresentados no item 5.1.2.

Nestes cálculos, como parâmetros geométricos e de processos a serem utilizados, destacam-se:

$$\begin{aligned} \text{a) diâmetros iniciais, } D_i &= 34,2 \text{ mm e } 38,1 \text{ mm} \\ \text{diâmetro final, } D_f &= 30 \text{ mm} \end{aligned}$$

Assim a relação dos raios, quociente do raio inicial pelo raio final, é igual a $R_i / R_f = 1,14$ e $1,27$, respectivamente. Da mesma maneira, a razão de extrusão, quociente da área inicial pela área final é igual a $B = 1,3$ e $1,61$, respectivamente. A redução de área, é igual a $\epsilon = 23\%$ e 38% , respectivamente.

$$\text{b) Semi - ângulo de conicidade da matriz, } \alpha = 14^\circ$$

c) Material do tarugo, aço 8620 (modificado)

Tensão limite de escoamento igual a $\sigma_s = 340$ MPa, conforme já descrito no item 5.1.3.

$$\text{d) Comprimento da região cilíndrica da matriz, } L = 4,5 \text{ mm.}$$

e) Coeficiente de atrito pelo método da camada limite, $m = 0,1$

Utilizando-se os valores apresentados acima na equação do método do limite superior de Avitzur, equação (77) do capítulo 3, Tem-se os seguintes resultados mostrados na tabela 29.

5.1.5 Determinação do fator de correlação pelo método da simulação

O fator de correlação entre a tensão de extrusão real e a tensão de extrusão de laboratório pode ser determinado pela expressão (85) descrita abaixo:

$$K_{\sigma} = f [K_{\dot{\varphi}}, K_{\alpha}, K_{\varepsilon_A}, K_M]$$

a) Cálculo de $K_{\dot{\varphi}}$

O fator de correlação da velocidade de deformação pode ser encontrado a partir da tabela 30. Nessa tabela estão apresentados os valores das tensões de laboratórios e reais para valores constantes do semi - ângulo de conicidade de matriz e redução de área, e para valores variáveis da velocidade de deformação.

O fator de correlação da velocidade de deformação é calculado através da relação entre a velocidade de deformação e os quocientes das tensões de laboratório e reais. Admitindo-se que essa relação seja linear, na tabela 30 encontram-se as equações da reta para os quatro casos considerados. A equação indicada para esse fator é aquela que apresenta a maior diferença ($|K_{\dot{\varphi}_1} - K_{\dot{\varphi}_2}|$) entre os valores dos quocientes das tensões de laboratório e reais. Dessa forma, a equação escolhida está apresentada abaixo:

$$K_{\dot{\varphi}} = 0,97 + 0,09 \dot{\varphi} \quad (90)$$

TABELA 29- COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DAS TENSÕES DE EXTRUSÃO MEDIDAS E CALCULADAS DOS ENSAIOS REAIS										
α	ϵ_A	V_M	φ	TENSÃO MÉDIA MEDIDA (MPa)	TENSÃO MÉDIA CALCULADA (MPa)			DESVIO (%)		
					MET. LIM. SUP. DE AVITZUR			MET. LIM. SUP. DE AVITZUR		
					SEM ENCRUAM.	COM ENCRUAM.	COM ENCRUAM. E ATRITO	SEM ENCRUAM.	COM ENCRUAM.	COM ENCRUAM. E ATRITO
14	23	0,4	0,01	318	186	298	380	42	6	(19)
14	38	0,4	0,01	447	276	472	550	38	(6)	(23)
14	23	80	0,56	331	186	298	380	44	10	(15)
14	38	80	0,56	469	276	472	550	41	(1)	(17)

OBS: () O VALOR MEDIDO É MENOR DO QUE O CALCULADO

TABELA 20 - TENSÃO DE DEFORMAÇÃO
VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO

ENSAIO	α (GRAUS)	ϵ_A (%)	$\dot{\varphi}$ (S ⁻¹)	σ_{MED} (MPa)	(1) $K \dot{\varphi}_1$	(1) $K \dot{\varphi}_2$	(2) $K \dot{\varphi}$	VARIAÇÃO $ K \dot{\varphi}_1 - K \dot{\varphi}_2 $
L (3)	9	23	0,01	308	0,97	1	0,97 + 0,05	0,03
R (4)	9	23	0,01	299				
R	9	23	0,56	308				
L	14	23	0,01	325	0,98	1,02	0,98 + 0,07	0,04
R	14	23	0,01	318				
R	14	23	0,56	331				
L	14	38	0,01	461	0,97	1,02	0,97 + 0,09	0,05
R	14	38	0,01	447				
R	14	38	0,56	469				
L	25	23	0,01	532	0,97	1,02	0,97 + 0,09	0,04
R	25	23	0,01	515				
R	25	23	0,56	541				

OBS:

(1) $K \dot{\varphi} = \frac{\sigma_{MED.REAL}}{\sigma_{MED.LAB.}}$

(2) $K \dot{\varphi} = a + b \dot{\varphi}$

$\dot{\varphi}$ (S ⁻¹)	$K \dot{\varphi}$
0,01	$K \dot{\varphi}_1$
0,56	$K \dot{\varphi}_2$

(3) L : LABORATÓRIO

(4) R : REAL

Porém ao analisar as tabelas 24 e 25b, vê-se que os valores da relação entre a amplitude e a tensão de extrusão média encontram-se entre 0,02 a 0,07 ($0,02 \leq R / \sigma_{med} \leq 0,07$); dessa maneira a variação $K_{\dot{\psi}_1} - K_{\dot{\psi}_2}$, que representa a equação (90) acima proposta, que é igual a 0,05 (vide tabela 30), encontra-se no intervalo acima 0,02 a 0,07; conclui-se então, que o fator de correlação da velocidade de deformação é melhor representado pela relação numérica abaixo:

$$K_{\dot{\psi}} = (1. a 1,06) \quad (91)$$

Na expressão acima (91) o valor de $K_{\dot{\psi}}$ será igual a 1 quando as tensões de extrusão reais estiverem na mesma velocidade de deformação, enquanto que o valor de $K_{\dot{\psi}}$ será igual a 1,06, resultado da divisão das tensões de extrusão dos ensaios reais, (σ_2 / σ_1) considerando-se os dados obtidos na tabela 25b para o semi-ângulo de conicidade da matriz igual a 25% e da redução de área igual a 38%. Nessa tabela (Tabela 25b) quando a velocidade de deformação for igual a $0,01 \text{ s}^{-1}$, a tensão de extrusão correspondente será igual a 731 MPa (σ_1); da mesma forma, quando a velocidade de deformação for igual a $0,56 \text{ s}^{-1}$, a tensão de extrusão correspondente será igual a 775 MPa (σ_2). Então a divisão σ_2 / σ_1 será igual a $775 \text{ MPa} / 731 \text{ MPa} = 1,06$.

b) Cálculo de K_α

O fator de correlação do semi-ângulo de conicidade da matriz pode ser determinado a partir da tabela 31. Essa tabela apresenta os valores das tensões de laboratório e reais para valores constantes da redução de área e da velocidade de deformação, e para valores variáveis do semi-ângulo de conicidade da matriz.

O fator de correlação do semi-ângulo é calculado através da relação entre o semi-ângulo e os quocientes das tensões de laboratório e reais. Admitindo-se que essa relação seja linear, na tabela 31 encontra-se as equações da reta para os três casos considerados. As equações escolhidas são aquelas que apresentam a maior diferença ($|K_{\alpha_1} - K_{\alpha_2}|$) entre os valores dos quocientes das tensões de laboratório e reais. Dessa forma, as equações são:

$$K_\alpha = 0,85 + 0,75 \alpha, \quad 9^\circ \leq \alpha < 14^\circ \quad (92)$$

$$K_\alpha = 0,26 + 3,2 \alpha, \quad 14^\circ \leq \alpha \leq 25^\circ \quad (93)$$

Conforme já observado no item 5.1.5a, os valores da relação entre a amplitude e a tensão de extrusão média encontram-se entre 0,02 a 0,07 (vide tabelas 24 e 25b); vê-se que a variação $K_{\alpha_1} - K_{\alpha_2}$, que representa a equação (92) no intervalo do semi-ângulo entre 9° e 14° ($9^\circ \leq \alpha < 14^\circ$), é igual a 0,06 (vide tabela 31) encontra-se no intervalo acima 0,02 a 0,07; conclui-se então, que o fator de correlação nesse caso é melhor representado dado pela relação numérica abaixo:

TABELA 3I- TENSÕES DE EXTRUSÃO PARA O CALCULO DO FATOR DE CORRELAÇÃO DO SEMI-ÂNGULO

ENSAIO	α (GRAUS)	ϵ_A (%)	$\dot{\varphi}$ (S ⁻¹)	σ_{MED} (MPa)	(1) K_{α_1}	(1) K_{α_2}	(1) K_{α_3}	(2) K_{α}	VARIAÇÃO $ K_{\alpha_1} - K_{\alpha_2} $
L (3)	9	23	0,01	308	0,97	1,03	1,67	0,85 + 0,75 α	0,06
R (4)	9	23	0,01	299					
R	14	23	0,01	318				0,26 + 3,2 α	0,64
R	25	23	0,01	515					
L	14	23	0,01	325	0,92	0,98	1,58	0,80 + 0,75 α	0,06
R	9	23	0,01	299					
R	14	23	0,01	318				0,26 + 3 α	0,60
R	25	23	0,01	515					
L	14	38	0,01	461	0,91	0,97	1,59	0,79 + 0,75 α	0,06
R	9	38	0,01	419					
R	14	38	0,01	447				0,23 + 3,1 α	0,62
R	25	38	0,01	731					

OBS:

(1) $K_{\alpha_i} = \frac{\sigma_{MED.REAL}}{\sigma_{MED.LAB.}}$

(2) $K_{\alpha} = a + b\alpha$

α	(rd)	K_{α}
0,16		K_{α_1}
0,24		K_{α_2}
0,44		K_{α_3}

(3) L: LABORATÓRIO

(4) R: REAL

$$K_{\alpha} = (0,97 \text{ a } 1,03) \text{ para } 9^{\circ} \leq \alpha < 14^{\circ} \quad (94)$$

Na expressão acima (94) valor de K_{α} será igual a 0,97, resultado da divisão das tensões de extrusão dos ensaios reais e de laboratórios (σ_1 / σ_2), considerando-se os dados obtidos na tabela 31 para a redução de área igual a 23% e velocidade de deformação igual a $0,01 \text{ s}^{-1}$. Nessa tabela (Tabela 31) quando o semi-ângulo de conicidade da matriz for igual a 9° , a tensão de extrusão do ensaio real correspondente será igual a 299 MPa (σ_1); da mesma forma, quando o semi-ângulo for igual a 9° , a tensão de extrusão do ensaio de laboratório correspondente será igual a 308 MPa (σ_2). Então a divisão σ_1 / σ_2 será igual a $299 \text{ MPa} / 308 \text{ MPa} = 0,97$. Nessa mesma expressão (94) o valor de K_{α} será igual a 1,03, resultado de divisão das tensões de extrusão dos ensaios reais e de laboratório (σ_3 / σ_4), considerando-se também os dados obtidos na tabela 31 para a redução de área igual a 23% e velocidade de deformação igual a $0,01 \text{ s}^{-1}$. Nessa tabela (tabela 31) quando o semi-ângulo de conicidade da matriz for igual a 14° , a tensão de extrusão do ensaio real correspondente será igual a 318 MPa (σ_3); da mesma forma, quando o semi-ângulo for igual a 9° , a tensão de extrusão do ensaio de laboratório correspondente será igual a 308 MPa (σ_4). Então a divisão σ_3 / σ_4 será igual a $318 \text{ MPa} / 308 \text{ MPa} = 1,03$.

Por outro lado, a equação (93) para o intervalo do semi-ângulo entre 14° e 25° ($14^{\circ} \leq \alpha \leq 25^{\circ}$) apresenta uma variação de 0,64, estando esse valor acima dos observados nas tabelas 19 e 20. Dessa forma, a equação (93) pode representar o fator de correlação do semi-ângulo entre 14° e 25° .

c) Cálculo de K_{ϵ_A}

O fator de correlação da redução de área é encontrado observando-se a tabela 32. Nessa tabela estão apresentados os valores das tensões de laboratório e reais para valores constantes do semi-ângulo de conicidade da matriz e velocidade de deformação, e para valores variáveis da redução de área.

Esse fator de correlação é calculado através da relação entre a redução de área e os quocientes das tensões de laboratório e reais. Admitindo-se a equação representante desse fator como linear, pode-se vê-la na tabela 32. A equação escolhida é a que apresenta a maior diferença ($|K_{\epsilon_{A_1}} - K_{\epsilon_{A_2}}|$) entre os valores dos quocientes das tensões de laboratório e reais. Dessa forma, a equação escolhida encontra-se abaixo:

$$K_{\epsilon_A} = 0,37 + 2,7 \epsilon_A \quad (95)$$

A diferença $K_{\epsilon_{A_1}} - K_{\epsilon_{A_2}}$, utilizando-se a equação (95) é igual a 0,40 (vide tabela 32), sendo esse valor acima dos observados nas tabelas 24 e 25b (valores entre 0,02 e 0,07). Dessa forma, a equação (95) acima escolhida representa o fator de correlação da redução de área.

d) Cálculo de K_M

O fator de correlação do material é a relação entre as tensões do laboratório e reais, considerando-se o semi-ângulo de conicidade da matriz, a velocidade de deformação e a redução de área constantes, e materiais diferentes nos ensaios de laboratório e reais. Neste trabalho, tanto o material utilizado nos ensaios do laboratório, como nos ensaios reais, foi o aço 8620 (modificado); dessa forma o fator de correlação do material encontra-se representado abaixo:

TABELA 32- TENSÕES DE EXTRUSÃO PARA O CÁLCULO DO FATOR DE CORRELAÇÃO DA REDUÇÃO DE ÁREA

ENSAIO	α (GRAUS)	ϵ_A (%)	$\dot{\varphi}$ (S ⁻¹)	σ_{MED} (MPa)	(1) $K_{\epsilon_{A1}}$	(1) $K_{\epsilon_{A2}}$	(2) K_{ϵ_A}	VARIAÇÃO $\left \frac{K_{\epsilon_A} - K_{\epsilon_{A1}}}{K_{\epsilon_{A1}}} \right $
L (3)	9	23	0,01	308	0,97	1,36	0,37 + 2,6 ϵ_A	0,39
R (4)	9	23	0,01	299				
R	9	38	0,01	419				
L	14	23	0,01	325	0,98	1,38	0,37 + 2,7 ϵ_A	0,40
R	14	23	0,01	318				
R	14	38	0,01	447				
L	25	23	0,01	532	0,97	1,37	0,36 + 2,7 ϵ	0,40
R	25	23	0,01	515				
R	25	38	0,01	731				

OBS:
 (1) $K_{\epsilon_{Ai}} = \frac{\sigma_{MEDREAL}}{\sigma_{MEDLAB.}}$
 (2) $K_{\epsilon_A} = a + b\epsilon_A$

ϵ_A (%/100)	K_{ϵ_A}
0,23	$K_{\epsilon_{A1}}$
0,38	$K_{\epsilon_{A2}}$

(3) L = LABORATÓRIO
 (4) R = REAL

$$K_M = 1$$

Dessa forma, substituindo-se as expressões(91) a(96) na expressão(85) e propondo-se que o fator de correlação da tensão seja o produto dos fatores de correlação da velocidade de deformação, do semi-ângulo, da redução de área e do material, tem-se:

$$K_\sigma = K_{\dot{\psi}} K_\alpha K_{\epsilon_A} K_M \quad (97)$$

Na expressão acima (97) $K_{\dot{\psi}} = (1,0 \text{ a } 1,06)$ considerando-se que o intervalo da velocidade de deformação esteja entre os valores $0,01 \text{ a } 0,56 \text{ s}^{-1}$ ($0,01 \leq \dot{\psi} \leq 0,56$, com $\dot{\psi} \text{ (s}^{-1}\text{)}$) ou, de outra forma que o intervalo de velocidade da máquina esteja entre os valores $0,4 \text{ a } 80 \text{ mm/s}$ ($0,4 \leq V_M \leq 80$, com $V_M \text{ (mm/s)}$). Nessa mesma expressão (97) $K_\alpha = (0,97 \text{ a } 1,03)$ para o intervalo entre o ângulo ótimo * e 14° ($\alpha_{\text{ótimo}} \leq \alpha \leq 14^\circ$), enquanto que $K_\alpha = 0,26 + 3,2\alpha$ (α em radianos) para o intervalo entre os valores 14° e 25° ($14^\circ \leq \alpha \leq 25^\circ$). Ainda nessa expressão (97) $K_{\epsilon_A} = 0,37 + 2,7 \epsilon_A$ (ϵ_A em % / 100) e $K_M = 1$.

* A expressão do ângulo ótimo é a expressão (44) do capítulo 3.

5.1.6. Tensões de extrusão reais calculadas a partir das tensões de laboratório medidas

A seguir apresenta-se os cálculos das tensões de extrusão reais calculadas a partir das tensões de laboratório medidas, utilizando-se a expressão (97).

Dados:

$$\sigma_{lab} = 289 \text{ MPa}$$

$$\alpha = 5^\circ$$

$$\epsilon_A = 23\%$$

$$\dot{\varphi} = 0,01 \text{ s}^{-1}$$

Pede-se:

$$\text{a) } \sigma_{real} = ? \quad \text{b) } \sigma_{real} = ?$$

$$\alpha = 14^\circ \quad \alpha = 14^\circ$$

$$\epsilon_A = 38\% \quad \epsilon_A = 23\%$$

$$\dot{\varphi} = 0,56 \text{ s}^{-1} \quad \dot{\varphi} = 0,01 \text{ s}^{-1}$$

cálculo

a)

$$\sigma_{real_{a_{min}}} = 289 \times 1,00 \times (0,26 + 3,2 \times 0,24) \times (0,37 + 2,7 \times 0,38) \times 1 = 417 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{real_{a_{max}}} = 289 \times 1,06 \times (0,26 + 3,2 \times 0,24) \times (0,37 + 2,7 \times 0,38) \times 1 = 442 \text{ MPa}$$

b)

$$\sigma_{real_{b_{min}}} = 289 \times 1,00 \times (0,26 + 3,2 \times 0,24) \times (0,37 + 2,7 \times 0,23) \times 1 = 295 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{real_{b_{max}}} = 289 \times 1,06 \times (0,26 + 3,2 \times 0,24) \times (0,37 + 2,7 \times 0,23) \times 1 = 312 \text{ MPa}$$

Dessa forma, os resultados das tensões de extrusão reais calculadas pelo método da simulação a partir das tensões de laboratório e pelo método do limite superior por Avitzur com a hipótese de encruamento, bem como as tensões de extrusão reais medidas nos ensaios reais podem ser vistas na tabela 33.

5.2. ANÁLISE DOS RESULTADOS

5.2.1. Análise das características dos tarugos extrudados nos ensaios de laboratório e reais

A análise das características metalúrgicas, mecânicas e dimensionais foi efetuada observando-se as tabelas 19 a 23.

Em relação aos teores dos elementos químicos a matéria-prima dos tarugos encontra-se dentro do especificado, conforme a tabela 19. Enquanto que as durezas dos tarugos, no estado recozido, tanto nos ensaios de laboratório, quanto nos reais, encontram-se também dentro do especificado, ou seja, abaixo do valor máximo (Tabela 20). Já o tamanho do grão austenítico medido na matéria prima do tarugo laminado foi de 6 a 8 ASTM, encontrando-se dentro do especificado. Os tarugos não apresentam falhas no ensaio de inspeção de trincas.

Em termos de propriedades mecânicas obtidas dos ensaios de tração (Tabela 21), pode-se observar que os limites da resistência a tração e escoamento do tarugo extrudado a frio são maiores do que esses mesmos limites, no estado recozido, devido ao encruamento provocado pela extrusão. Enquanto que a relação da estricção e o alongamento entre o tarugo extrudado e recozido sofre uma queda nos seus valores, também devido ao encruamento.

TABELA 33- COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DAS TENSÕES DE EXTRUSÃO REAIS CALCULADAS PELO MÉTODO DA SIMULAÇÃO ENTRE OS MEDIDOS NOS ENSAIOS REAIS E CALCULADOS PELO MÉTODO DO LIMITE SUPERIOR DE AVITZUR

α (GRAUS)	ϵ_A (%)	$\dot{\varphi}$ (s ⁻¹)	TENSÃO MÉDIA (MPa)			DESVIO (%)	
			① CALCULADA PELO MÉTODO DA SIMULAÇÃO	② MEDIDA NO ENSAIO REAL	③ CALCULADA PELO MÉTODO DO LIM. SUP. DE AVITZUR	①/②	①/③
14	38	0,56	417	469	472	(12)	(13)
			442			(6)	(7)
14	23	0,01	295	318	298	(8)	(1)
			312			(2)	(4)

OBS:() O VALOR CALCULADO PELO MÉTODO DA SIMULAÇÃO É MENOR DO QUE O MEDIDO OU DO QUE O CALCULADO PELO MÉTODO DO LIMITE SUPERIOR DE AVITZUR

A análise das características dimensionais dos tarugos extrudados baseia-se nas tabelas 22 e 23, respectivamente, referentes às tolerâncias dimensionais e à rugosidade superficial longitudinal. Na tabela 22, observa-se que as tolerâncias dimensionais dos tarugos, em termos de diâmetro final, apresentaram um campo de variação igual a 0,02 mm, na escala de laboratório e 0,08 mm, na escala real. Essa variação centesimal somente é possível para um lote pequeno de tarugos extrudados; caso o lote fosse de produção (1000 a 10000 tarugos) essa variação seria decimal (0,1 mm) em virtude de se adotar uma vida maior para as matrizes de extrusão (50000 tarugos para matrizes com núcleo de aço rápido ou 200000 tarugos para matrizes com núcleo de metal duro).

A tabela 23 apresenta os resultados das rugosidade R (desvio médio aritmético). Esses valores encontram-se dentro dos limites da extrusão a frio. Nessa tabela (Tabela 23) a rugosidade do tarugo extrudado a frio foi comparada com a do tarugo laminado e com a dos demais processos, tais como : torneamento, retificação, furação e fresamento); observa-se que a rugosidade do tarugo extrudado a frio encontra-se na faixa de produtos retificados.

5.2.2. Comparação entre os resultados experimentais e os calculados

Este item refere-se à comparação dos resultados experimentais de laboratório com os resultados calculados através dos diversos métodos apresentados no capítulo 3 e também à comparação dos resultados experimentais reais com os resultados calculados através do método do limite superior por Avitzur, também apresentado no capítulo 3. Finalmente, compara-se os resultados pelo método da simulação e os resultados calculados através do método do limite superior por Avitzur e também com os resultados dos ensaios reais.

os resultados calculados através dos diversos métodos

Os resultados das tensões dos ensaios de laboratório e os resultados calculados através dos diversos métodos encontram-se nas tabelas 28a/28e. Analisando-se os desvios encontrados ao se comparar os resultados do laboratório com os resultados calculados pelos diversos métodos, observa-se que alguns desses métodos de cálculo aproximam-se mais dos valores medidos, enquanto outros afastam-se desses mesmos valores. Numa análise final observa-se que o método mais completo, em relação aos apresentados, que considera o trabalho de deformação uniforme, o de atrito e o redundante, a variação do semi-ângulo da conicidade da matriz e cujos resultados de cálculo aproximam-se mais estreitamente dos resultados experimentais é o método do limite superior de Avitzur com as hipóteses de encruamento e atrito.

b) Comparação entre os resultados dos ensaios reais e os resultados calculados através do método do limite superior por Avitzur

Os resultados das tensões dos ensaios reais foram comparados com os resultados das tensões calculadas através do método do limite superior por Avitzur. Esses resultados foram analisados apenas por esse método, por se tratar do método mais completo para cálculos das tensões de extrusão a frio, conforme já discutido no item 5.2.2a. Esses resultados encontram-se na tabela 29; observando-os conclui-se que o método do limite superior por Avitzur na hipótese de não encruamento apresentou um desvio médio relativamente alto, ou seja, 40%, quando a velocidade da máquina foi igual a 0,4 mm/s e foi de 43% para a velocidade da máquina foi igual a 80 mm/s (os resultados calculados, nesse caso, encontram-se abaixo dos resultados medidos); já na hipótese, desse mesmo método, com encruamento, o desvio médio foi relativamente pequeno, ou seja, apresentou o valor igual a 6% ($V_m = 0,4 \text{ mm/s}$) e igual a 7,5% ($V_m = 80 \text{ mm/s}$) (os resultados calculados, nesse caso, também encontram-se abaixo dos resultados medidos, exceto para a redução de área igual a 38%); ao se considerar a hipótese, desse mesmo método, com encruamento e atrito na região cilíndrica e cônica da matriz, o desvio médio encontrado foi igual a 21% ($V_m = 0,4 \text{ mm/s}$) e igual a 12,5% ($V_m = 80 \text{ mm/s}$) (os resultados calculados encontram-se acima dos resultados medidos).

Comparando-se os resultados medidos e calculados dos ensaios de laboratório e reais em relação ao método do limite superior por Avitzur, verifica-se que o desvio médio dos ensaios de laboratório oscilou entre 8% a 13,5%, respectivamente nas hipóteses de encruamento/atrito e encruamento (vide tabela 28e); da mesma maneira, verifica-se que o desvio médio dos ensaios reais oscilou entre 5% a 18,5%, respectivamente nas hipóteses de encruamento e encruamento/atrito (vide tabela 29). Observa-se, finalmente, que na hipótese de encruamento do método do limite superior por Avitzur, os resultados calculados são inferiores aos medidos, enquanto que na hipótese de encruamento/atrito desse mesmo método, os resultados calculados são superiores aos medidos.

c) Comparação entre os resultados calculados pelo método da simulação e os resultados calculados através do método do limite superior por Avitzur e os resultados dos ensaios reais

Na tabela 33 apresentam-se os resultados comparativos entre os resultados calculados pelo método da simulação e os resultados calculados através do método do limite superior por Avitzur com a hipótese de encruamento e os resultados medidos nos ensaios reais. Observa-se que o desvio médio dos resultados obtidos no método da simulação (utilizando-se a equação (97) proposta) comparado aos resultados medidos nos ensaios reais é de 15%, (Tabela 33), enquanto que quando esses mesmos resultados calculados pelo método da simulação são comparados aos resultados pelo método do limite superior por Avitzur na hipótese de encruamento, o desvio médio é de 12%.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

As conclusões extraídas do presente trabalho, com a aplicação do método da simulação da determinação da tensão de extrusão a frio, são as seguintes:

1) Foi possível estabelecer que o fator de correlação entre a tensão real e a tensão de laboratório é uma função dos fatores de correlação da velocidade de deformação, do semi-ângulo de conicidade da matriz e da redução de área. O fator de correlação da velocidade de deformação é representado numericamente. Por outro lado, o fator de correlação do semi-ângulo de conicidade da matriz é representado numericamente ou através de uma expressão literal, dependendo do intervalo em que se encontra o semi-ângulo. Enquanto que, o fator de correlação da redução de área também é representado através de uma expressão literal;

2) O método do limite superior da determinação da tensão de extrusão a frio, com a hipótese de enorramento, foi entre os demais métodos empíricos e teóricos o que apresentou o menor desvio (1 a 10%) em relação aos resultados medidos nos ensaios reais e de laboratório;

3) O método da simulação da determinação da tensão de extrusão a frio apresentou resultados com um desvio médio de 2 a 10% inferiores aos resultados determinados pelo método do limite superior por Avitzur;

4) O método da simulação da determinação da tensão de extrusão a frio apresentou resultados com um desvio médio de 5 a 9% inferiores aos resultados medidos nos ensaios reais;

5) Os tarugos obtidos nos ensaios de laboratório e reais apresentaram as tolerâncias dos diâmetros, as rugosidades superficiais e os ensaios de micrografia, dentro da especificação dos produtos industriais.

No decorrer do presente trabalho foi observado que seria importante as seguintes propostas para futuros trabalhos:

1) Encontrar novos fatores de correlação, considerando-se diferentes materiais entre a escala de laboratório e a escala real;

2) Ampliar o estudo do comportamento da redução de área e da velocidade de deformação em relação aos esforços da extrusão a frio;

3) Estudar os fenômenos tribológicos para tarugos fosfatizados.

- 1) AVITZUR, B. , Journal of Engineering for Industry, Fev. 1963, pp.89-96.
- 2) AVITZUR, B. , HANN, W. C. e MORI, M. , Journal of Engineering for Industry, Maio 1976, pp. 438-445.
- 3) AVITZUR, B. , Metal Forming Process and Analysis, Mc Graw-Hill, N. Y. , 1977, p. 63.
- 4) SIEBER, K. , Source Book on Cold Forming Cold Extruding in Europe, Sieber Fabrik, Hamburg, ASM, 1975, pp. 35-39.
- 5) DELIJAICOV, S. , Influência do Atrito na Força de Extrusão a Frio de uma Liga de Alumínio, Dissertação de Mestrado, EPUSP, 1982, p.1.
- 6) ALTAN, T. , OH, S. I. e GEGEL, H. L. , Introduction to Cold and Warm Forging, Metal Progress, Set. 1983, p. 59.
- 7) BILLIGMANN, J. e FELDMANN, H.D. , Estampado y Prensado a Máquina, Ed. Reverté, Barcelona, 1979, p. 126.
- 8) MANTOANELI, I. Fosfatização no Forjamento a Frio, III Congresso de Conformação UFRGS, Porto Alegre, 1983, p. 57.
- 9) DIETER, G. E. , Metalurgia Mecânica, Ed. Guanabara Dois, 2 Edição, R.J. 1981, p. 556.
- 10) VDI 3164 e3165, Lubrificantes para a Conformação a Frio, p. 7.
- 11) FORD WERKE AG, Fosfatação de Zinco e Ensaboamento para a Extrusão a Frio, p. 2.

- 12) REIMÃO, C. A. e AMARO, J. P. M., Critérios de Formabilidade a Frio e Aspectos Metalúrgicos Envolvidos, III Congresso de Conformação UFRGS, Porto Alegre, 1983, pp. 265-276 .
- 13) Idem ibidem Ref. (7), pp. 3-72.
- 14) Idem ibidem Ref. (7), p. 206.
- 15) Idem ibidem Ref. (7), p. 325.
- 16) Idem ibidem Ref. (7), p. 525.
- 17) BRESCIANI FILHO, E. et alli, Conformação Plástica dos Metais, Unicamp, 1986, p. 181 .
- 18) ROWE, G.W. , Conformado de los Metales, Ediciones Urno, Bilbao, 1972, pp. 152-156, pp. 214-218.
- 19) Idem ibidem Ref. (18), pp. 178-180.
- 20) DRAKE, R. J. e THROOP, J. W. , How to Predict Cold Extrusion Forces, Source Book on Cold Forming, ASM, Ohio, 1977, pp. 212-215.
- 21) CFG (Cold Forging Group) e ISME (Institute of Sheet Metal Engineering), pp. 277- 284.
- 22) Norma VDI 3138.
- 23) Idem ibidem Ref. (7), p.514.
- 24) CIOLO, R. , Processos e Limitações do Forjamento a Frio, III Congresso de Conformação, Porto Alegre, 1983, pp. 220-244.
- 25) GRÜNING, K., Técnica da Conformação, Polígono Editora, SP., 1973, pp.103-106.
- 26) AVITZUR, B. , Metal Forming, Process and Analysis, Tata Mc Graw Hill Publishing Company Ltd, New Delhi, 1977, pp. 158-162.

- 27) WILSON, W.R.D. , Friction and Lubrification in Bulk Metal Forming Process,
J. of App. Metalworking, Vol. 1, n 1, 1979, pp. 7-9.
- 28) AVITZUR, B., Analysis of Wire Drawing and Extrusion Through Conical Dies
of Large Cone Angle, Journal of Engineering for Industry,
Nov. 1964, pp. 305-316.
- 29) AVITZUR, B., Analysis of Wire Drawing and Extrusion Through Conical Dies
of Small Cone Angle, Journal of Engineering for Industry, Fev.
1963, pp. 81-86.
- 30) Idem ibidem Ref. (26), pp. 196-200.
- 31) GUKHMAN, A.A. , Introduction to the Theory of Similarity, Academic Press,
N.Y. and London, 1982 , pp.181-196.
- 32) Idem ibidem Ref. (9), p.173.
- 33) AGOSTINHO, D. L. , RODRIGUES, A.C.S. e LIRANI, J. , Tolerâncias, Ajustes,
Desvios e Análise de Dimensões, Editora Edgard Bluchet, 1 edição,
SP., 1977, p. 214.
- 34) Idem ibidem Ref. (7). p. 84.
- 35) Idem ibidem Ref. (25), p. 48.
- 36) Idem ibidem Ref. (7), p. 525.
- 37) Idem ibidem Ref. (7), p. 514.
- 38) Idem ibidem Ref. (5), p. 54.

BIBLIOGRAFIA

- AGOSTINHO, D. L., RODRIGUES, A.C.S. e LIRANI, J., Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões, Editora Edgard Blucher, 1ª edição, S.P., 1977.
- ALMAND, E., Aptitude a Deformation à Froid et Usinabilité à l'état Déformé des Aciers Spéciaux, Paris, Agosto 1979.
- AVITZUR, B., Analysis of Metal Extrusion, Journal of Engineering for Industry, Fevereiro 1965.
- AVITZUR, B., Analysis of Wire Drawing and Extrusion Through Conical Dies of Large Cone Angle, Journal of Engineering for Ind., Novembro 1964.
- AVITZUR, B., Analysis of Wire Drawing and Extrusion Through Conical Dies of Small Cone Angle, Journal of Engineering for Ind., Fevereiro 1963.
- AVITZUR, B., Hardening and Strain Rate Effects in Plastic Flow Through Conical Converging Dies, Journal Engineering for Ind., 1977.
- AVITZUR, B., Metal Forming Process and Analysis, Tata McGraw Hill, N.Y., 1977.
- BAQUE, P. et alli, Mise en Forme des Métaux, Dumond, Paris, 1978.
- BLICKWEDE, D. J., Metal Progress, Maio 1970.
- BILLIGMANN, J. e FELDMANN, H.D., Estampado y Prensado a Maquina, Editorial Reverte, 1979.

BOETZ, V., Lo stampaggio a Fredo dell'Acciaio e dei Metalli Non Ferrosi

Oerlikon Italiane; Milano, 1963.

BOJIKIAN, R.S., Desenvolvimento em Forjamento a Frio, III Congresso de Con-

formação, UFRGS, Porto Alegre, 1983.

BRESCIANI Fº, E. et alli, Conformação Plástica dos Metais, Editora Unicamp,

1986.

BRIGANTI, C.A. , Controle de Inclusões para Forjamento a Frio do Aço, Semi-

nário do Curso Refino e Desoxidação de Aço, EPUSP, 1981.

BUTTON, S. T., Desenvolvimento de uma Máquina de Laboratório para a

Extrusão Hidrostática de Metais Não Ferrosos, Dissertação de Mes-

trado, UNICAMP-FEC-DEM, Campinas, 1985.

Catálogo de Aços Mannesmann, 1987.

Catálogo de Aços para Trabalho a Quente e a Frio, Aços Vilares

S.A., 1980.

Catálogo da Lebow - EATON , Load Cell and Torque Sensor n 500, 1988.

Catálogo da Sodmex, Extensometria, 1987.

DELIJAICOV, S., Influência do Atrito na Força de Extrusão a Frio de uma

Liga de Alumínio, Dissertação de Mestrado, EPUSP, 1982.

DIETER, G.E., Metalurgia Mecânica, Editora Guanabara Dois, 2ª edição, R.J.,

1981.

DOEBELIN, E.O., Measurement Systems, Application and Design, McGraw-Hill,

International Book Company, Third Edition, 1983.

FELDMANN, H. D., Cold Faging of Steel, London, 1961.

GAYDOS, R., Making and Selecting Steel for Cold Forging, Metal

Progress, April 1965.

- GRÜNING, K., Técnica de Conformação, Polígono da Técnica Mecânica, 1973.
- GUZMAN, A. A., Introduction to the Theory of Similarity, Academic Press, N. Y. and London, 1982.
- HURLEY, J. L. , KITCHIN, A. L. e CRAWFORD, R. R. , Cold Forging of Alloy Steels, Metals Engineering, August 1971.
- KACHANDV, L. M., Fundamentals of the Theory of Plasticity, Mir Publishers Moscou, 1974.
- LEME, R. A. S. , Curso de Estatística, Editora do Livro Técnico, 1963.
- LEVY, B. S. , Guidelines for Selecting a Cold Extruding Steel, Metals Engineering Quarterly, May 1973.
- LIMA, M. A. e SILVA, I. B. , A Evolução da Conformação Plástica e as Suas Tendências de Substituição da Usinagem, V ENEGER, Florianópolis, 1985.
- MASTEROV, V. e BERKOVSKY, V., Theory of Plastic Deformation and Metal Working, Mir Publishers, 1975.
- MUNHOZ, D. Jr., Apoio Teórico para Forjamento a Frio do Aço, Equipamentos Clark Ltda., 1981.
- Normas VDI 3138, 3164, 3165 e 3200.
- OKAMOTO, T., FUKUDA, T. e HAGITA, H., Material Fracture in Cold Forging Systematic Classification of Cracking in Cold Forging, The Sumitomo Search n 9, May 1973.
- PAULINO, H. L. , Apostila de Extensômetros, Panambra-Industrial Técnica, - S.A., 1986.
- PAVENAS, B. B. et alli, Mise en Forme des Métaux et Alliages, 1976.

- PEREIRA, R. L. , Método da Conformação dos Metais, Secção de Publicação da EESCUSP, 1971.
- ROWE, G. W. , Conformado de los Metales, Ediciones Urno, Bilbao, 1972.
- SCHILDGE, R. F. , Cold Extrusion of Steel and Non-Ferrous Metals, SME, Michigan, 1976.
- SIEBER, K., Cold Extruding in Europe, Metal Progress, Janeiro 1971.
- SILVA, I. B. , Conceitos de Forjamento a Frio, 1ª Semana de Engenharia, FEI-PUCSP, Maio 1984.
- SILVA, I. B. , Introdução ao Forjamento a Frio, I Simpósio de Conformação Unicamp, Julho 1984.
- SILVA, I. B. , Introdução ao Forjamento a Frio, Revista Mundo Mecânico, Maio 1986.
- SILVA, I. B. , O Forjamento em Substituição às Operações de Usinagem. V Seminário sobre Forjamento, UFRGS, P. Alegre, Junho 1984.
- SILVA, I. B. , Os Aspectos Gerais do Projeto de um Forjado a Frio, 1 Seminário sobre Tecnologia de Forjamento, ABM, S.P., Setembro 1985.
- STICKELS, C. A. e SAMANTA, S. K. , Cold Forming in Gear Manufacture, Ford Motor Co. , Michigan, 1971.
- WARD, M. E. , Analytical Approach to Cold Extrusion, SME, Michigan, 1976.
- WATKINS, M. T. , Cold Forming and Extrusion of Steel, Vol I, II e III, International Metallurgical Reviews, Setembro 1973.
- WATKINS, M. T. , Cold Forming and Extrusion of Steel, Properties and Tooling, International Metallurgical Reviews, Dezembro 1973.

RELAÇÃO DE FIGURAS

<u>FIGURA</u>	<u>Pag.</u>
1 Esquema do processo de extrusão para frente.....	5
2 Esquema da extrusão para frente simples, dupla e tripla.....	7
3 Esquema do processo de extrusão para trás.....	7
4 Esquema do processo de extrusão combinada (modelo 1).....	8
5 Esquema do processo de extrusão combinada (modelo 2).....	8
6 Esquema do processo de extrusão livre.....	9
7 Esquema do processo de extrusão forçada.....	9
8 Ilustração do defeito de falta de coesão interna na forma de " V " na extrusão a frio	14
9 Matriz de extrusão a frio	28
10 Esquema do dimensionamento de uma peça extrudada a frio.....	35
11 Esquema de um extrudado a frio com as respectivas reduções de área.....	36
12 Gráfico de resistência à deformação versus redução de área.....	39
13 Esquema do plano de conformação.....	39

14	Principais componentes de um ferramental para extrusão a	192
	frio.....	41
15	Ilustração do conjunto do ferramental para extrusão a frio.....	42
16	Plano de conformação a quente de um eixo em recalçadora.....	43
17	Plano de conformação a frio de um eixo em prensa hidráulica.....	43
18	Plano de conformação a frio de um eixo com um furo de centro e	
	estrias em prensa hidráulica.....	43
19	Esquema do ferramental em uma recalçadora para conformação	
	a quente de um eixo.....	45
20	Esquema do ferramental em uma prensa hidráulica vertical	
	para conformação a frio de um eixo.....	46
21	Sequência de usinagem para um eixo conformado a quente.....	47
22	Sequência de usinagem para um eixo conformado a frio com fu-	
	ro de centro e estrias extrudadas.....	48
23	Sequências de eixos conformados a frio.....	50
24	Exemplos de peças conformadas a frio (eixos pilotos e princi-	
	pais).....	51
25	Exemplos de peças conformadas a frio (aplicações diversas).....	51
26	Nomograma para determinação da pressão de extrusão pelo	
	Cold Forging Group.....	58
27	Correção da geometria da matriz.....	59
28	Correção da geometria do tarugo.....	59
29	Nomograma para cálculo da força na extrusão a frio.....	61
30	Eficiência de deformação em função da geometria do tarugo e	
	da deformação logarítmica.....	66

	193
31 Processo de extrusão a frio numa matriz cônica.....	70
32 Modelo da zona plástica de deformação.....	70
33 Modelo do campo de velocidade.....	71
34 Geometria da zona de deformação.....	71
35 Esquema de atrito de Coulomb.....	73
36 Esquema de atrito da camada limite.....	73
37 Esquema de montagem da extrusão dos ensaios do laboratório....	110
38 Punção para extrusão dos ensaios de laboratório.....	111
39 Matriz de guia para extrusão dos tarugos dos ensaios do laboratório.....	111
40 Matriz de extrusão dos tarugos dos ensaios do laboratório.....	112
41 Esquema de montagem para extração dos tarugos extrudados dos ensaios de laboratório.....	113
42 Máquina e sistema de ferramental dos ensaios do laboratório.....	114
43 Prensa hidráulica vertical SMG-Schuler de 1400 toneladas, utilizada nos ensaios reais.....	117
44 Esquema de montagem da extrusão dos ensaios reais.....	119
45 Porta-matriz dos ensaios reais.....	120
46 Sistema do ferramental de extrusão dos ensaios reais.....	121
47 Célula de carga com quatro extensômetros montadas num punção de compressão.....	121
48 Esquema de um punção de compressão com uma ponte de Wheatstone.....	122
49 Ponte de excitação Philips PR 9307 "Carrier Frequency Bridge".....	123
50 Célula de carga montada num dispositivo especial.....	126

	194
51 Esquema da ligação da célula de carga na ponte de excitação e multímetro.....	127
52 Microestrutura da secção transversal e longitudinal dos tarugos recozidos dos ensaios de laboratório.....	138
53 Microestrutura da secção transversal dos tarugos recozidos dos ensaos reais.....	139
54 Microestrutura da secção longitudinal dos tarugos recozidos dos ensaos reais.....	140
55 Microestrutura da secção transversal e longitudinal dos tarugos extrudados dos ensaios do laboratório.....	141
56 Microestrutura da secção transversal dos tarugos extrudados dos ensaos reais.....	142
57 Microestrutura da secção longitudinal dos tarugos extrudados dos ensaos reais.....	143
58 Linhas de fluxo dos tarugos extrudados dos ensaios do laboratório e reais.....	145
59 Inspeção de falhas internas dos tarugos extrudados dos ensaios reais, através de ultrassom.....	146
60 Sequência da extrusão a frio dos tarugos dos ensaios do laboratório e reais.....	148
61 Comparação dos tarugos extrudados das escalas do laboratório e reais.....	149
62 Influência da velocidade de deformação sobre a resistência à defor- mação.....	156

RELAÇÃO DAS TABELAS

<u>TABELA</u>	<u>Pag.</u>
1 Comparação entre extrusão para frente livre e foçada.....	11
2 Seleção de aços para extrusão a frio.....	22
3 Comparação do estado recozido versus o extrudado a frio.....	23
4 Parâmetros para prensas de extrusão a frio segundo a norma DIN 3145.....	25
5 Valores limites para as pressões interiores na matriz de extru- são.....	31
6 Valores limites da tensão superficial para punções.....	31
7 Sobremetal no raio, para um eixo extrudado a frio, em função das operações subsequentes.....	35
8 Reduções de área para os diâmetros sucessivos de um eixo extruda- do a frio.....	36
9 Fator de conversão do aço/chumbo (aço equivalente).....	57
10 Composição química do aço 8620 (modificado) e dos materiais equi- valentes.....	105
11 Tolerância dimensional dos diâmetros dos tarugos utilizados nos ensaios do laboratório e reais.....	107

	196
12 Dados do reconhecimento dos tarugos utilizados nos ensaios do laboratório e reais.....	107
13 Fosfatização e ensaboamento dos tarugos dos ensaios do laboratório e reais.....	108
14 Características da máquina de ensaios universal (Tinius Olsen).....	110
15 Semi-ângulo de conicidade da matriz de extrusão, redução de área e número de ensaios do laboratório.....	116
16 Característica da prensa hidráulica vertical SMG-Schuler utilizada nos ensaios reais.....	118
17 Resultados dos ensaios de calibragem da célula de carga.....	128
18 Semi-ângulo de conicidade da matriz de extrusão, redução de área e número de ensaios reais.....	132
19 Análise química da matéria prima dos tarugos dos ensaios do laboratório e reais.....	134
20 Medição da dureza dos tarugos extrudados dos ensaios do laboratório.....	135
21 Resultados dos ensaios de tração dos tarugos e materiais similares.....	137
22 Diâmetros e comprimentos inicial dos tarugos dos ensaios do laboratório e reais.....	147
23 Rugosidade superficial longitudinal dos tarugos dos ensaios do laboratório e reais, comparada com outros processos.....	151
24 Resultados experimentais dos ensaios do laboratório.....	152
25 Resultados experimentais dos ensaios reais.....	153
26 Valores recomendados para a velocidade de deformação em prensas hidráulicas.....	157

27 Resultados das velocidades de deformação dos ensaios de laboratório e reais.....	158
28 Comparação dos resultados das tensões de extrusão medidas e calculadas dos ensaios do laboratório.....	160
29 Comparação dos resultados das tensões da extrusão medidas e calculadas dos ensaios reais.....	167
30 Tensões de extrusão para o cálculo do fator de correlação da velocidade de deformação.....	168
31 Tensões de extrusão para o cálculo do fator de correlação do semi-ângulo.....	171
32 Tensões de extrusão para o cálculo do fator de correlação da redução de área.....	174
33 Comparação dos resultados das tensões de extrusão reais calculadas pelo método da simulação entre os medidos nos ensaios reais e calculados pelo método do limite superior de Avitzur.....	178

PROGRAMA DE COMPUTAÇÃO

```

AVITZUR[1]
  AVITZUR
  D+ 'Valor de R1 [mm]: '
  R1+00
  D+ 'Valor de Rf [mm]: '
  RF+00
  D+ 'Valor de α [°]: '
  ALFA+00
  ALFAR+(ALFA*3.1415926535)/180
  D+ 'Valor de m [ ]: '
  M+00
  D+ 'Valor de L [mm]: '
  L+00
  D+ 'Valor de τ [kg/mm', DAV[242], ']: '
  SIGMA0+00
  D+ 'Valor de Kf [kg/mm', DAV[242], ']: '
  RD+00
  R1112+((11+12)*0.5
  X+((1+(132*0.5))*0.((1+R1112)+((R1112*2*ALFAR)+(1-(11+12)*(1*ALFAR)*2)))
  X+X+1-2*(ALFAR*(1+(11+12)*(1*ALFAR)*2)*0.5)
  FALFA=X+(1*ALFAR)*2
  X+M*((1+3*ALFAR)*0.((RI+RF))+(L+RF))
  X+(2+3*0.5)*(X+XX+((ALFAR*(1*ALFAR)*2)-1+3*ALFAR))
  A+2*FALFA*(0.((RI+RF))+X
  SIGMAEF1+SIGMA0
  FI+0.((RI+RF)*2)
  BETA+(RD-SIGMA0)/(SIGMA0*FI)
  EPSON+((RI*2)-(RF*2))/(RI*2)
  SIGMAEF2+SIGMA0*(1+BETA*FALFA*(RI+RF))
  X+((1+3*0.5)*XX)+FALFA*(RI+RF)
  SIGMAEF22+SIGMA0*(1+BETA*X)
  F1+X*SIGMAEF1*3.1415926535*RI*2
  F2+X*SIGMAEF2*3.1415926535*RI*2
  F3+X*SIGMAEF22*3.1415926535*RI*2
  ALFAOF=(3*M*((RI+RF))+2)*0.5
  X+1-(2+3*0.3)*XX+M*L+RF
  X+X*(2*FALFA+M*(1+3*ALFAR)+3*0.5)
  RIRFMAX=X
  'RAIO INICIAL DA BARRA=' ,RI
  'RAIO FINAL DO PRODUTO=' ,RF
  'SEMI-ANGULO DO CONE DA MATRIZ=' ,FALFA
  'COEFICIENTE DE ATRITO=' ,M
  'COMPRIMENTO DE ATRITO NA SAIDA DE MATERIAL DA MATRIZ=' ,L
  'TENSÃO DE ESCOAMENTO=' ,SIGMA0
  'RESISTENCIA A DEFORMAÇÃO=' ,RD
  'DEFORMAÇÃO DE ENGENHARIA=' ,EPSON
  'DEFORMAÇÃO LOGARITMICA OU REAL=' ,FI
  'FUNÇÃO DE AVITZUR=' ,FALFA
  'COEFICIENTE LINEAR DE ENCRUAMENTO=' ,BETA
  'TENSÃO EFETIVA (TEF1) =' ,SIGMAEF1
  'TENSÃO EFETIVA (TEF2) =' ,SIGMAEF2
  'TENSÃO EFETIVA (TEF3) =' ,SIGMAEF22
  'FORÇA DE EXTRUSÃO (F1) =' ,F1
  'FORÇA DE EXTRUSÃO (F2) =' ,F2
  'FORÇA DE EXTRUSÃO (F3) =' ,F3
  'ANGULO OTIMO DE EXTRUSÃO =' ,ALFAOF
  'REDUÇÃO MÁXIMA DE EXTRUSÃO =' ,RIRFMAX

```