

Este exemplar corresponde a
Redação final de Tese defendida
por Sérgio Luiz Button e aprovada
pela comissão julgadora em 11/12/90

a) *Miriam*

ESTUDO DA LUBRIFICAÇÃO HIDRODINÂMICA NA
EXTRUSÃO HIDROSTÁTICA

BUTTON

032/90

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

Tese de: DOUTORADO

Título da Tese: Estudo da lubrificação hidrodinâmica na
extrusão hidrostática

Autor: SÉRGIO TONINI BUTTON *mt-*

Orientador: PROF. DR. ETTORE BRESCIANI FILHO *d.*

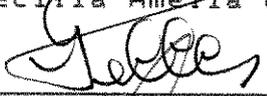
Aprovado por



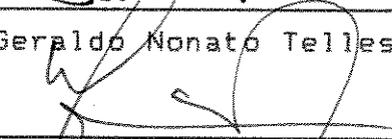
Prof. Dr. Ettore Bresciani Filho (Presidente)



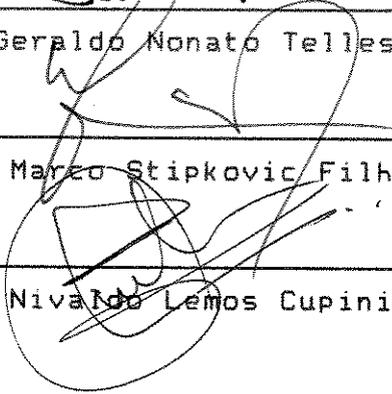
Profa. Dra. Cecília Amélia Carvalho Zavaglia



Prof. Dr. Geraldo Nonato Telles



Prof. Dr. Marco Stipkovic Filho



Prof. Dr. Nivaldo Lemos Cupini

Campinas, 11 de dezembro de 1.990.

AGRADECIMENTOS

No ensejo desta apresentação, gostaria de agradecer o apoio recebido das seguintes pessoas e instituições:

Prof. Dr. Ettore Bresciani Filho, orientador deste trabalho.

Professores e funcionários do DEMa-FEM-UNICAMP.

Prof. Loir Afonso Moreira, do DPM-FEM-UNICAMP.

Alunos Oscar Gundim Júnior, Hélio Ferraz Rosa Júnior e Antonio Machado Torquato.

Centro de Tecnologia da UNICAMP.

Centro de Pesquisas e Desenvolvimento (CPqD - Telebrás).

Também gostaria de dedicar este trabalho aos meus pais, a Vera e a meus filhos.

RESUMO

Este trabalho apresenta o estudo da lubrificação hidrodinâmica no processo de extrusão hidrostática.

É apresentado um modelo físico-matemático desenvolvido para analisar as condições de processamento ideais para o estabelecimento do regime hidrodinâmico que é associado a condições mínimas de atrito entre peça-trabalho e ferramenta e conseqüentemente, a pressões de extrusão mínimas.

Finalmente, são apresentados os resultados teóricos da simulação do modelo e os resultados de ensaios experimentais. Esses resultados são comparados e conclui-se determinando as condições ideais de processamento.

ABSTRACT

This work presents a study on the hydrodynamic lubrication in hydrostatic extrusion processes.

To analyze the process parameters and determine the optimal conditions, it is shown a mathematical model related to the hydrodynamic lubrication that defines minimum friction and reduced extrusion pressures.

Finally, there are shown theoretical results from the simulation of the model and the experimental results. These results are compared and determine the optimal parameters for the hydrostatic process.

ERRATA

Solicita-se anotar as seguintes correções a este texto:

- pg. 12 - segundo parágrafo: mínimo ao invés de niinimo
pg. 15 - último parágrafo: nos itens IV.2. e IV.2.3...
pg. 20 - segundo parágrafo: ... estado hidrostático...
pg. 24 - décima-sexta linha: ...alumínio...
pg. 27 - última linha: ...condições...
pg. 29 - sétima linha: ...relativo à tensão...
pg. 30 - terceiro parágrafo: retirar um)
pg. 39 - sexta linha:a expressão...
pg. 48 - quinta linha: ...condições...
nas pgs. 61, 84, 85, 90 e 91 ao invés da expressão

$$\eta = \eta_0 \cdot (\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T)$$

empregar a expressão correta:

$$\eta = \eta_0 \cdot \exp(\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T)$$

- pg. 75 - expressão correta:

$$\theta_m = \frac{1}{h} \cdot \int_0^h \theta \cdot dz$$

- pg. 75 - abaixo dessa expressão: Da expressão IV.16...

- pg. 77 - expressão correta:

$$+ \frac{1}{(k_b \cdot \rho \cdot c \cdot \Pi)^{0.5}} \cdot \frac{1}{h} \cdot \left[\frac{\eta \cdot U^2}{2} + k_L \cdot (\theta_d - \theta_b) \right] \cdot 2 \cdot T^{0.5}$$

- pg. 82 - quinta linha: ao invés de SACHS, leia-se von KARMAN

- pg. 130 - ordenada: pressão [MPa]

- pg. 135 - terceiro parágrafo, última linha: ...viscosidade inicial (η_0)

- pg. 147 - quarto parágrafo, primeira linha: (Figura VI.11)

- pg. 148 - terceiro parágrafo, segunda linha (Figura VI.13)

ÍNDICE

	página
Capítulo I - Objetivos e justificativas	
I.1 - Objetivos	01
I.2 - Justificativas	01
Capítulo II - O processo de extrusão hidrostática	
II.1 - Introdução	04
II.2 - Histórico	04
II.3 - Descrição do processo	06
II.4 - Vantagens e desvantagens do processo hidrostático	08
II.5 - Parâmetros do processo hidrostático	11
II.6 - Extrusão hidrostático de fios finos para microeletronica	17
Capítulo III - Tribologia da conformação plástica dos metais	
III.1 - Introdução	23
III.2 - Caracterização e influência do atrito	24
III.3 - A lubrificação nos processos de conformação	30
III.4 - Lubrificação no processo de extrusão hidrostática	39
Capítulo IV - Modelagem do processo de extrusão hidrostática	
IV.1 - Introdução	53
IV.2 - O modelo físico-matemático	53
Capítulo V - Procedimento experimental	
V.1 - Introdução	92
V.2 - Ensaio realizados	92
Capítulo VI - Resultados e análise dos resultados	
VI.1 - Introdução	110
VI.2 - Resultados obtidos na simulação	110

	página
VI.3 - Resultados experimentais	125
VI.4 - Análise dos resultados obtidos por simulação	135
VI.5 - Análise dos resultados experimentais	141
Capítulo VII - Conclusões e propostas para trabalhos futuros	
VII.1 - Conclusões	149
VII.2 - Propostas para trabalhos futuros	150
Referências bibliográficas	151
Bibliografia	158
Apêndices	164

CAPÍTULO I

OBJETIVOS E JUSTIFICATIVAS

I.1 - OBJETIVOS

Este trabalho tem por objetivo principal, o estudo da tribologia aplicada à extrusão hidrostática de metais não-ferrosos, através da análise do regime (ou regimes) de lubrificação e as condições de atrito presentes durante o processo.

Outros objetivos do trabalho a destacar, que se relacionam diretamente com o estudo acima mencionado, são o desenvolvimento de um modelo físico-matemático que melhor represente as condições tribológicas a serem analisadas, e a pesquisa das condições ótimas de processamento que conduzam à obtenção dos produtos extrudados com a qualidade exigida, associada à necessidade de uma menor quantidade de energia a ser dispendida pelo equipamento de produção.

O estudo que será desenvolvido faz parte de um conjunto de temas de pesquisa proposto por BRESCIANI^[1] relativos à tribologia nos processos de conformação plástica de metais, baseando-se em recomendações para pesquisa indicadas por KALPAKJIAN^[2].

I.2 - JUSTIFICATIVAS

A realização deste trabalho justifica-se amplamente no contexto da pesquisa em desenvolvimento no país e no exterior, já que o processo em estudo apresenta uma importância acentuada para a obtenção de produtos manufaturados, sendo que a âmbito nacional poucas pesquisas científicas têm sido realizadas sobre o assunto.

O estudo da lubrificação em processos por conformação plástica apresenta-se multidisciplinar já que envolve campos como a mecânica dos fluidos, a transferência de calor e a mecânica dos sólidos (elasticidade e plasticidade).

Este trabalho torna-se importante também por apresentar-se como referência e solução não só para problemas relacionados à extrusão hidrostática, mas, também, para outros processos de manufatura em que as condições de processamento sejam semelhantes (trefilação, laminação, extrusão convencional).

A elaboração de um modelo físico-matemático representativo dos fenômenos tribológicos envolvidos no processo de extrusão hidrostática, justifica-se desde que seja conduzida de forma a resolver casos genéricos de processamento, abrangendo as condições mais distintas possíveis e que permita que se determine as melhores condições de processamento, otimizando o processo, a fim de permitir a obtenção de produtos com elevada qualidade.

Assim, serão determinados parâmetros como temperatura, velocidade, geometria e dimensões de ferramentas e dispositivos, características de lubrificantes e potência do equipamento a ser empregado.

Como exemplo de desenvolvimento de interesse particular do autor deste trabalho e do grupo de pesquisas do qual participa, em que este tipo de estudo faz-se necessário, cita-se a produção de fios metálicos finos que posteriormente trefilados, serão utilizados como elementos de ligação na confecção de micro-circuitos integrados^[3]. Nesse caso, o uso da extrusão hidrostática apresenta-se vantajoso pois a obtenção dos fios extrudados permite uma grande deformação numa só etapa de processo à temperatura ambiente. Por outro lado, há a necessidade do conhecimento e controle precisos dos parâmetros de processamento a fim

de evitar que imperfeições causadas no produto, inviabilizem sua transformação posterior e em última análise, sua utilização^[4-6].

Esse é apenas um exemplo, outros mais poderiam ser analisados, se considerada a gama de tipos de produtos possíveis de obter-se pelo processo hidrostático, cada qual com suas particularidades.

CAPÍTULO II

O PROCESSO DE EXTRUSÃO HIDROSTÁTICA

II.1 - INTRODUÇÃO

Neste capítulo será feita a análise do processo de extrusão hidrostática nos seus aspectos mais importantes. Assim, será apresentado um breve histórico da evolução do processo, seguindo-se a análise de suas variações operacionais, equipamentos e ferramentas utilizadas, materiais extrudáveis e tipos de produtos obtidos.

Todos esses aspectos serão pormenorizados a fim de permitir que nos próximos capítulos, as análises ora mencionadas, sejam úteis quando da proposição, elaboração e verificação de um modelo físico-matemático que possibilite avaliar os fenômenos presentes durante a extrusão hidrostática.

II.2 - HISTÓRICO

Preliminarmente à descrição do processo de extrusão hidrostática, cabe um breve histórico a respeito do desenvolvimento observado tanto a nível de produção quanto de pesquisa.

A primeira tentativa de utilizar produtivamente o princípio hidrostático para transferir potência e promover deformação de materiais metálicos, foi conduzida por ROBERTSON [7] em 1893, resultando numa patente britânica, onde o autor apresentava a possibilidade de confecção de diversos tipos de produtos metálicos (barras, tubos, placas) por extrusão ou trefilação, combinando a ação convencional de aplicação de tensões com a ação hidrostática, seja por superposição dos efeitos em termos de deformação, seja simplesmente

pelo efeito lubrificante do fluido pressurizado atuando na região de deformação.

Como descreve ALEXANDER^[8], o trabalho de ROBERTSON apresentava inovações tecnológicas ainda hoje modernas e que continuam a ser pesquisadas porém, carecia de um caráter científico no qual suas proposições fossem fundamentadas.

O primeiro estudo realizado com rigor e método científico sobre o assunto foi conduzido em 1.952 por BRIDGMAN^[9]. Seus estudos basearam-se na avaliação da qualidade dos produtos extrudados hidrostáticamente, comparando-os aos produtos obtidos por trefilação. As restrições feitas ao seu trabalho referem-se à pequena quantidade de ensaios realizados e à impossibilidade de controle da velocidade de extrusão e de ejeção dos produtos.

A grande contribuição científica foi dada por PUGH e sua equipe de pesquisadores do Laboratório Nacional de Engenharia do Reino Unido, que a partir de 1.961 realizaram diversos estudos sobre o assunto, ressaltando-se a determinação do valor da pressão de extrusão, a avaliação da conformabilidade de vários materiais metálicos, a análise das propriedades dos produtos e, mais importante, a elaboração de um modelo teórico para o estudo do processo. Os trabalhos da equipe podem ser resumidamente apreciados em sua revisão geral do processo de extrusão hidrostática^[10].

Concomitantemente, outros laboratórios de pesquisas voltados para o estudo de pressões elevadas, desenvolviam estudos em extrusão hidrostática como é o caso da equipe da Academia de Ciências de Moscou, liderada por BERESNEV, cujo compêndio de seus trabalhos pode ser observado no livro "Alguns Problemas das Grandes Deformações Plásticas de Metais sob Altas Pressões"^[11].

A partir desses primeiros trabalhos, muitos outros se desenvolveram já que a utilização do processo era mais do que justificada - como será analisado posteriormente. Grande parte desses trabalhos foram dedicados ao estudo de variações do processo hidrostático convencional. Uma descrição detalhada dessas variações de processo foi efetuada por BUTTON^[12].

Exauridas as possibilidades de variações, muitos estudos passaram a ser realizados, pesquisando-se as propriedades dos produtos extrudados e mais recentemente, o objetivo de pesquisa tem se voltado para a análise das condições de lubrificação, sempre com a perspectiva final de otimização do processo.

II.3 - DESCRIÇÃO DO PROCESSO

O processo hidrostático de extrusão de produtos metálicos pode ser analisado descrevendo-o em sua forma convencional (Figura II.1.b), a de concepção e operação mais simples.

O tarugo do material a ser extrudado é envolvido por um fluido, ambos contidos num recipiente de extrusão. O fluido é pressurizado através da movimentação de um êmbolo (deslocado pelo movimento do pistão hidráulico do equipamento) no interior do recipiente. Atendida a pressão de extrusão, o tarugo é extrudado através do orifício da matriz que define a forma e as dimensões da seção transversal do produto. Na figura II.2 observa-se as diversas formas de seção que podem ser obtidas nesse processo, ressaltando-se que por se tratar de extrudados, os comprimentos obtidos apesar de relativamente longos, são limitados.

A presença de um fluido pressurizado facilita a deformação do material, seja através do estabelecimento de um estado de tensão favorável^[13], seja pela redução do atrito entre as superfícies do

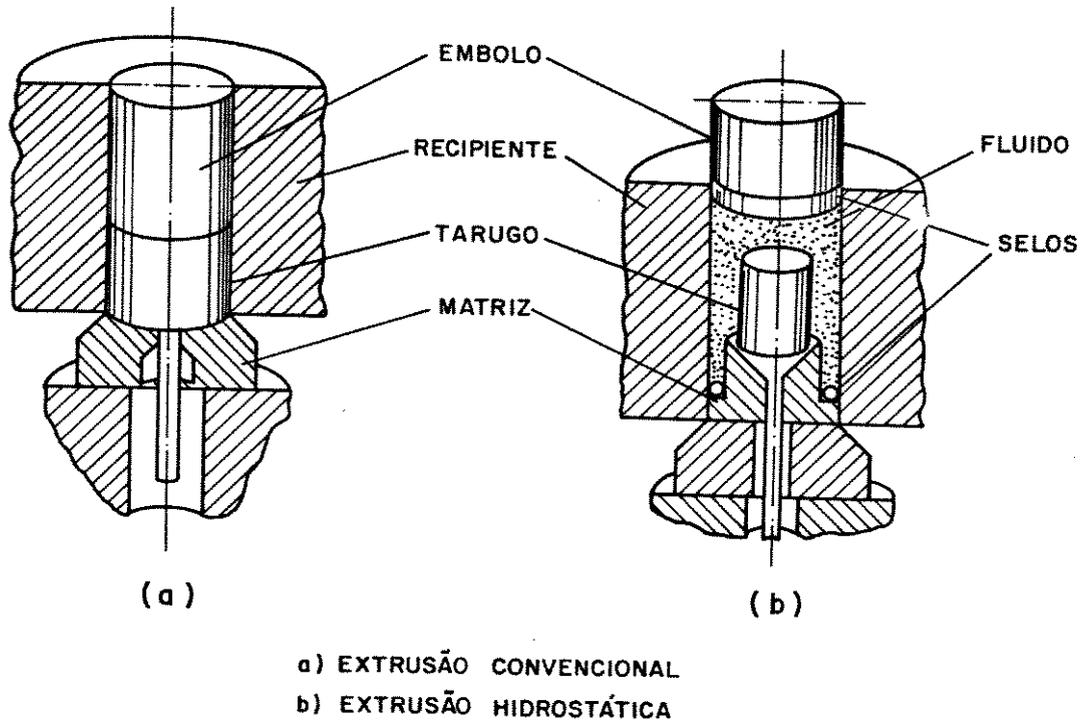


Figura II.1 - Representação dos processos de extrusão convencional e extrusão hidrostática.

tarugo e da matriz. A efetivação de grandes reduções de seção transversal (da ordem de 400 vezes, para ligas de metais não-ferrosos) é conseguida com elevadas pressões que chegam a atingir valores da ordem de 2000 MPa^[14].

II.4 - VANTAGENS E DESVANTAGENS DO PROCESSO HIDROSTÁTICO

Associadas às condições descritas, observa-se que o processo hidrostático quando comparado ao processo de extrusão convencional (Figura II.1.a) apresenta características vantajosas e também desvantajosas.

Dentre as vantagens, destaca-se a grande variedade de seções de produtos e de materiais extrudáveis (Quadro II.1), o uso de tarugos de formas diversas - sem necessidade de dimensões controladas, a flexibilidade dos sistemas de extrusão e a obtenção de produtos com qualidade geral superior (tolerâncias dimensionais, acabamento superficial e homogeneidade interna)^[15].

A quase completa eliminação do atrito, associada à facilidade de deformação plástica causada pelo aumento de ductilidade induzida pelo estado hidrostático possibilita que se efetue grandes reduções de seção sem que seja necessário aquecer o material a extrudar a temperaturas que permitam sua recristalização e maior trabalhabilidade, como ocorre no processo convencional^[16].

A condução do processo à temperatura ambiente, traz como conseqüências, a maior rapidez na operação de preparação do sistema de ferramentas, o uso de materiais menos nobres para a confecção das matrizes, que passam a ter uma maior vida útil e finalmente, uma maior homogeneidade das propriedades do tarugo a extrudar e do produto obtido, visto que quando um processo é efetuado a quente, existe a

QUADRO II.1 - MATERIAIS METÁLICOS EXTRUDÁVEIS HIDROSTATICAMENTE^[19]

- Alumínio e suas ligas
- Magnésio e suas ligas
- Cobre e suas ligas
- Aços
- Ligas de ouro
- Molibdênio, Nióbio, Tântalo, Titânio, Vanádio, Zinco, Zircônio e suas ligas dúcteis

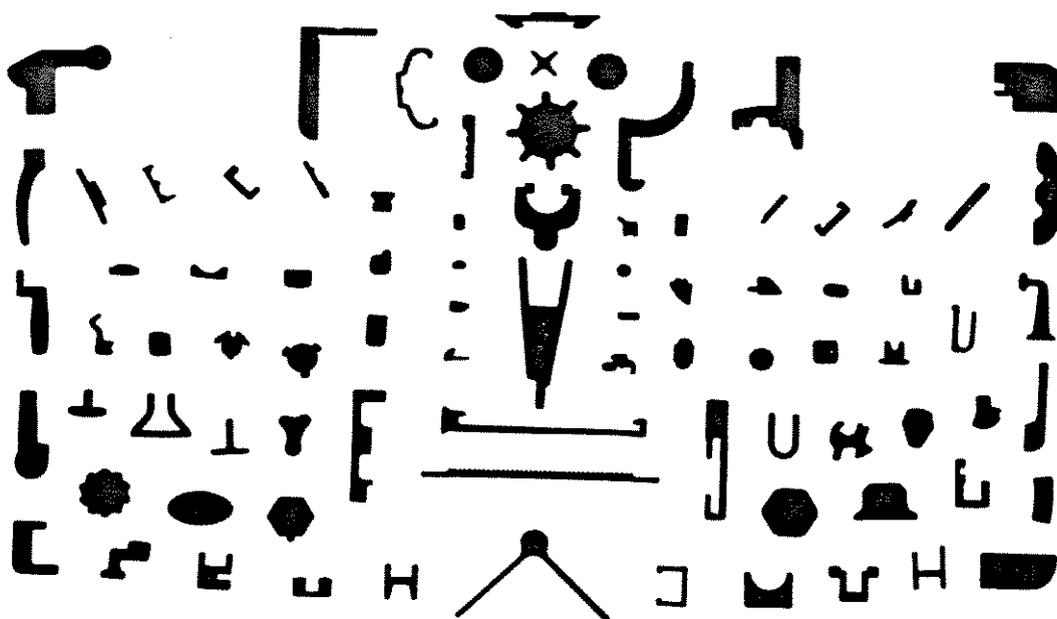


Figura II.2 - Seções transversais de produtos extrudados hidrostáticamente.

dificuldade de controlar-se o gradiente de temperaturas ao longo desses corpos.

Por outro lado, as elevadas pressões observadas são responsáveis pelos aspectos desvantajosos que caracterizam o processo. A energia acumulada no recipiente devida à compressão do fluido atinge valores elevados, conduzindo à insegurança de operação, à necessidade de usinagem da extremidade do tarugo a fim de promover a vedação inicial do fluido, à escolha de vedadores efetivos e finalmente, à dificuldade de controle das velocidades de extrusão e de saída do produto que podem ocasionar a instabilidade do processo e a queda na qualidade do extrudado [18].

Tendo por base o processo convencional de extrusão hidrostática, HAYASHI et al. [19] propuseram o uso do processo combinado de extrusão hidrostática e trefilação, com o objetivo de controlar a velocidade de extrusão através da tensão de tração aplicada na extremidade do produto (Figura II.3).

Para a produção de fios finos, este é o processo mais indicado já que existe a possibilidade do fio ser puxado na saída da matriz de extrusão e já ser bobinado de forma adequada.

O controle preciso da velocidade de saída do produto, que evita o fenômeno de "stick-slip" e no caso de fios finos que eles se rompam ao sair da matriz, é obtido pela ação de uma força na extremidade do produto. A pressão no interior do recipiente é elevada até um valor um pouco menor do que a pressão necessária para iniciar a extrusão. Ao se aplicar a força de tração, este valor de pressão é atingido e o processo tem início de forma controlada. O valor limite para o esforço de tração corresponde à tensão limite de escoamento do material do produto pois evita-se que ocorra a estrição do fio já com suas

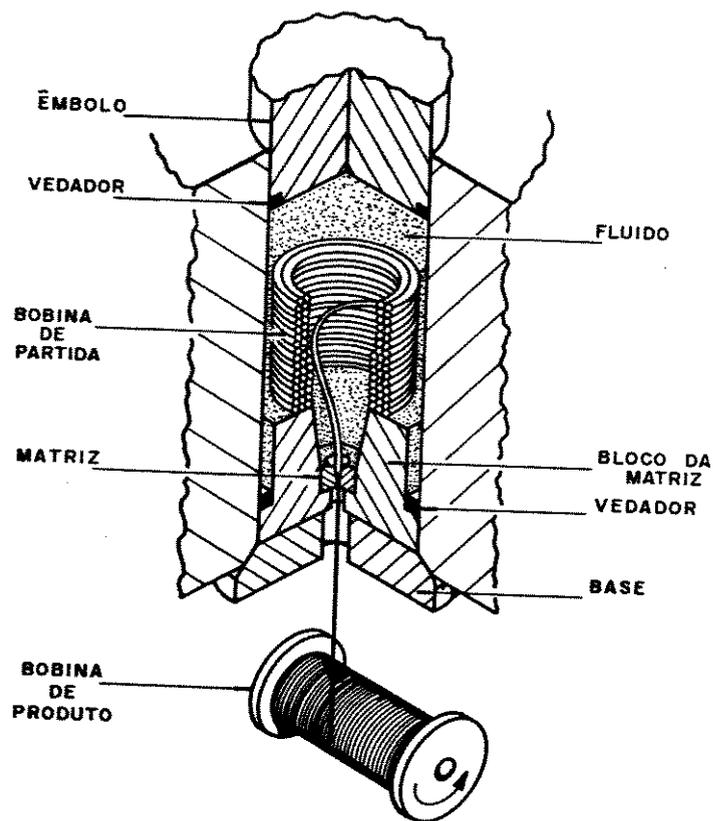


Figura II.3 - Representação do processo combinado extrusão hidrostática-trefilação (adaptado de AVITZUR^[15]).

dimensões e forma finais.

A velocidade de tração também é um fator importante visto que a execução do processo a altas velocidades facilita o estabelecimento do regime hidrodinâmico com conseqüente queda dos esforços necessários e melhoria da qualidade dos produtos. Uma análise detalhada da influência da velocidade sobre a lubrificação será apresentada no item III.3.

II.5- PARÂMETROS DO PROCESSO HIDROSTÁTICO

Conhecendo-se o material a extrudar, as dimensões e a forma do produto desejado e, considerando-se as particularidades do processo já descritas, torna-se possível a obtenção de produtos com a qualidade exigida e utilizando-se um mínimo de energia, quando define-se parâmetros de processamento adequados.

No caso da extrusão hidrostática de fios finos de materiais metálicos não-ferrosos, os parâmetros são os seguintes:

- o material a extrudar apresenta como parâmetro importante, sua tensão de escoamento que quanto maior, maior será a pressão necessária para a obtenção do produto, como se observa na figura II.4;

- a temperatura de processo é normalmente a ambiente, ou seja, nem o tarugo nem o meio hidráulico são previamente aquecidos. Isto deve-se ao fato de trabalhar-se com materiais de baixa resistência mecânica, aliado aos fatores anteriormente mencionados de ductilidade induzida e baixa resistência ao movimento (atrito reduzido).

Porém, a temperatura do fluido e do material a extrudar é consideravelmente elevada durante a deformação, como resultado da dissipação da energia ali gerada [20]. Em alguns casos, o aumento de

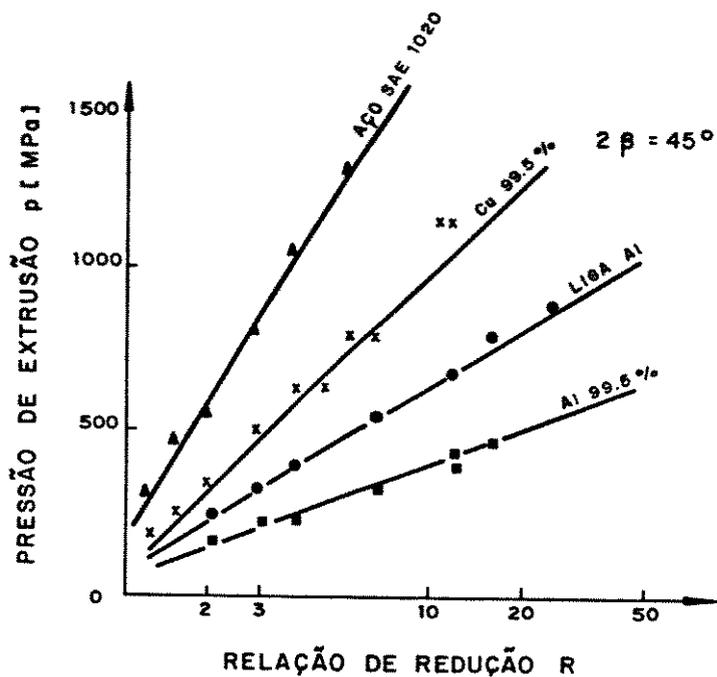


Figura II.4 - Comportamento da pressão de extrusão (p) em função da relação de redução (R) para matriz com ângulo de conicidade $2\beta = 45^\circ$ (adaptado de PUGH^[10]).

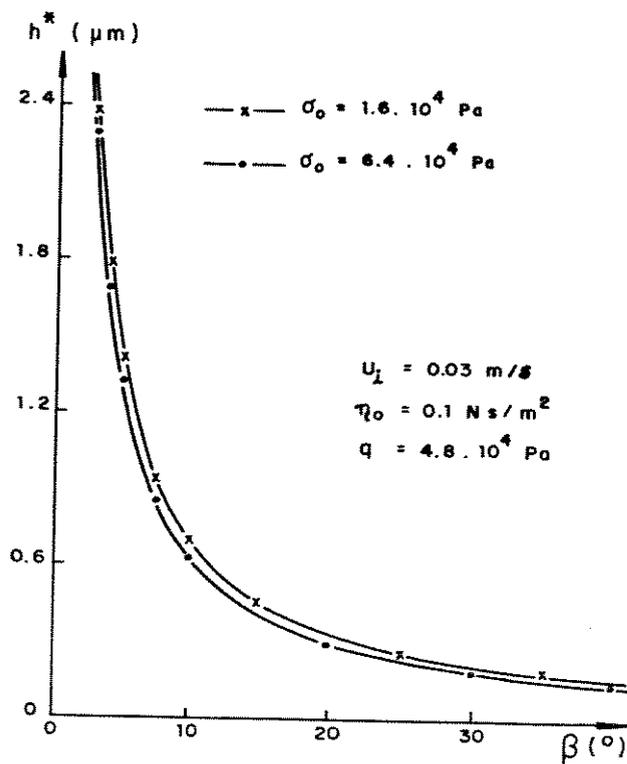


Figura II.5 - Comportamento da espessura do filme (h^*) em função do semi-ângulo de conicidade (β) (adaptado de SNIDLE^[20]).

temperatura é tão significativo que causa a recristalização dinâmica do produto ao sair da matriz^[21];

- a redução de seção transversal (relação das áreas do tarugo e do produto) é diretamente proporcional à pressão de extrusão e obedece à relação

$$p = a + b \cdot \ln R \quad [17] \quad (II.1)$$

onde p - pressão de extrusão

a e b - constantes

R - redução de seção transversal

A figura II.4 apresenta a relação entre p e R na extrusão hidrostática de vários materiais metálicos.

Ao se relacionar a grandes pressões, valores elevados de redução conduzem ao estabelecimento do regime hidrodinâmico de lubrificação, desta forma, reduzindo a resistência devida ao atrito (vide item III.4);

- o ângulo de conicidade da matriz de extrusão relaciona-se diretamente ao regime de lubrificação que se fará presente no processo. Pequenos ângulos facilitam a interposição de um filme de lubrificante entre as superfícies do tarugo e da matriz, estabelecendo a lubrificação hidrodinâmica^[22]. A figura II.5 apresenta a relação entre a espessura do filme e o ângulo de conicidade.

Considerando que a energia dispendida para vencer o atrito seja pequena no regime hidrodinâmico, a escolha correta do ângulo de conicidade deve verificar a minimização da soma dessa parcela com aquela relativa à distorção interna do material devida ao seu modo de escoamento (trabalho redundante). Quando se efetua essa análise,

observa-se a existência de um ângulo ótimo em que a pressão de extrusão é mínima^[23] (Figura II.6);

- a velocidade de extrusão é preponderante para a efetivação da lubrificação hidrodinâmica. Existe um valor mínimo abaixo do qual somente uma pequena quantidade de lubrificante é carregada para a região de contacto e desta forma, não se estabelece um filme contínuo entre as superfícies^[22] (Figura II.7);

- as propriedades do fluido hidráulico em termos de viscosidade e compressibilidade em altas pressões, devem garantir que o fluido não solidifique durante o processo e o mais importante, que juntamente com outras variáveis do processo como a redução de seção e o ângulo de conicidade, possibilite a lubrificação hidrodinâmica. Uma descrição mais detalhada da influência da viscosidade sobre a lubrificação e da escolha adequada do lubrificante encontra-se no item III.4.4.

Da análise acima, verifica-se que parâmetros como o tipo de material, a redução de seção transversal, a velocidade de extrusão, o ângulo de conicidade e as propriedades do fluido podem ser definidas de forma a se otimizar o processo.

Outros parâmetros como a pressão de extrusão, o coeficiente de atrito entre tarugo e matriz e a temperatura na região de deformação são dependentes entre si e diretamente relacionados aos primeiros.

No item V.2.2, apresenta-se um procedimento auxiliado por computador para definição desses parâmetros, sendo que o Apêndice VI apresenta as rotinas computacionais desenvolvidas para esse fim.

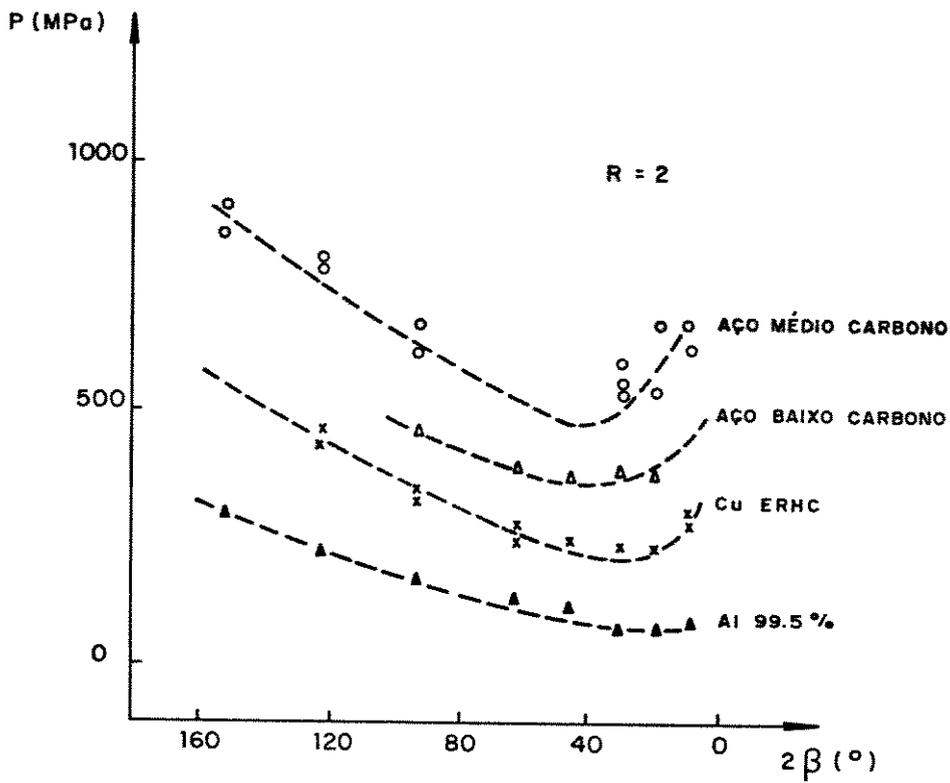


Figura II.6 - Comportamento da pressão de extrusão (p) em função do ângulo de conicidade (2β) (adaptado de PUGH^[10]).

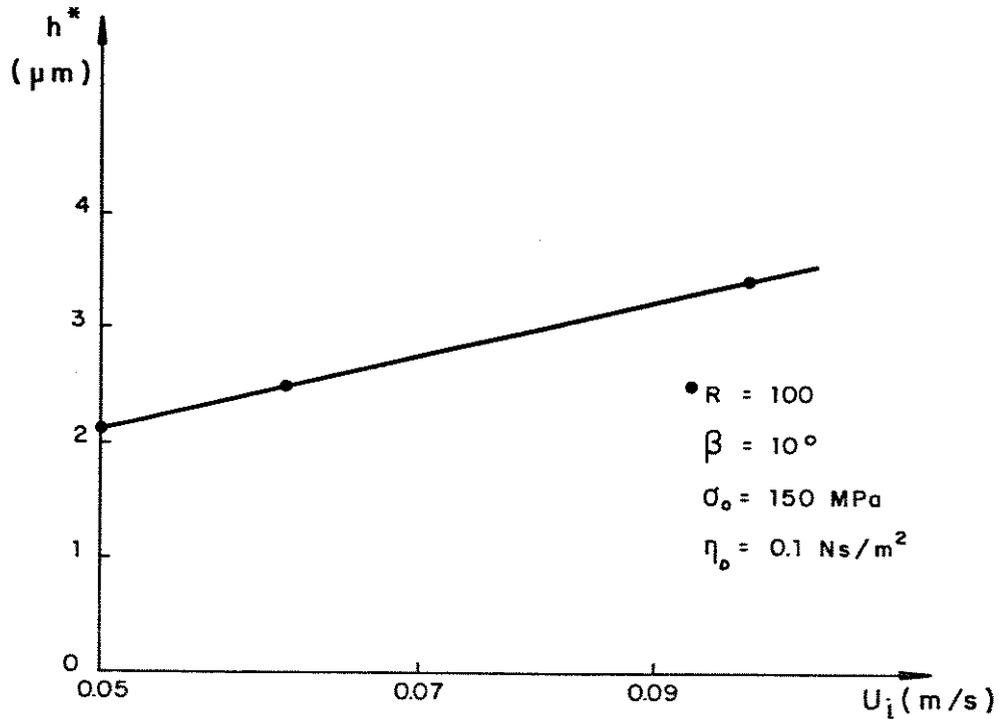


Figura II.7 - Comportamento da espessura do filme (h^*) em função da velocidade de extrusão (U) (adaptado de BUTTON^[24]).

II.6- EXTRUSÃO HIDROSTÁTICA DE FIOS FINOS PARA MICROELETRÔNICA^[4]

O uso de fios capilares de ouro e de ligas de alumínio para ligação de dispositivos utilizados na indústria microeletrônica, exige características especiais como elevada pureza e propriedades físicas (soldabilidade) e mecânicas (ductilidade e resistência) controladas.

Tais características são necessárias a fim de que a transmissão dos sinais elétricos seja eficiente e de que não haja falhas quando da soldagem dos fios.

A figura II.8 apresenta o fluxograma de processamento empregado no Laboratório de Conformação Mecânica Fina da UNICAMP. A sequência de processos foi definida considerando as características desejadas para os produtos.

A etapa de fundição deve ser conduzida sob atmosfera controlada (Nitrogênio) ou num sistema a vácuo, de forma que o fundido não seja contaminado. Já os processos de conformação serão escolhidos visando obter fios puros, homogêneos e com as propriedades indicadas.

O primeiro procedimento empregado, consistia na extrusão direta a quente da barra fundida, obtendo-se fios de 1,0 mm de diâmetro. Numa segunda etapa, esses fios eram trefilados a frio até atingir diâmetros da ordem de 25 μm .

A extrusão a quente, cujos parâmetros de processamento são mostrados no Quadro II.2, era conduzida de tal forma que uma casca de material permanecia no recipiente após o processo. Nessa casca eram retidas todas as impurezas formadas na superfície do tarugo devidas à oxidação do material, bem como sua contaminação pelo lubrificante utilizado e pelo material do recipiente.

A remoção da casca através de uma longa sequência de etapas, tornava-se demorada; a repurificação do material - no caso do ouro -

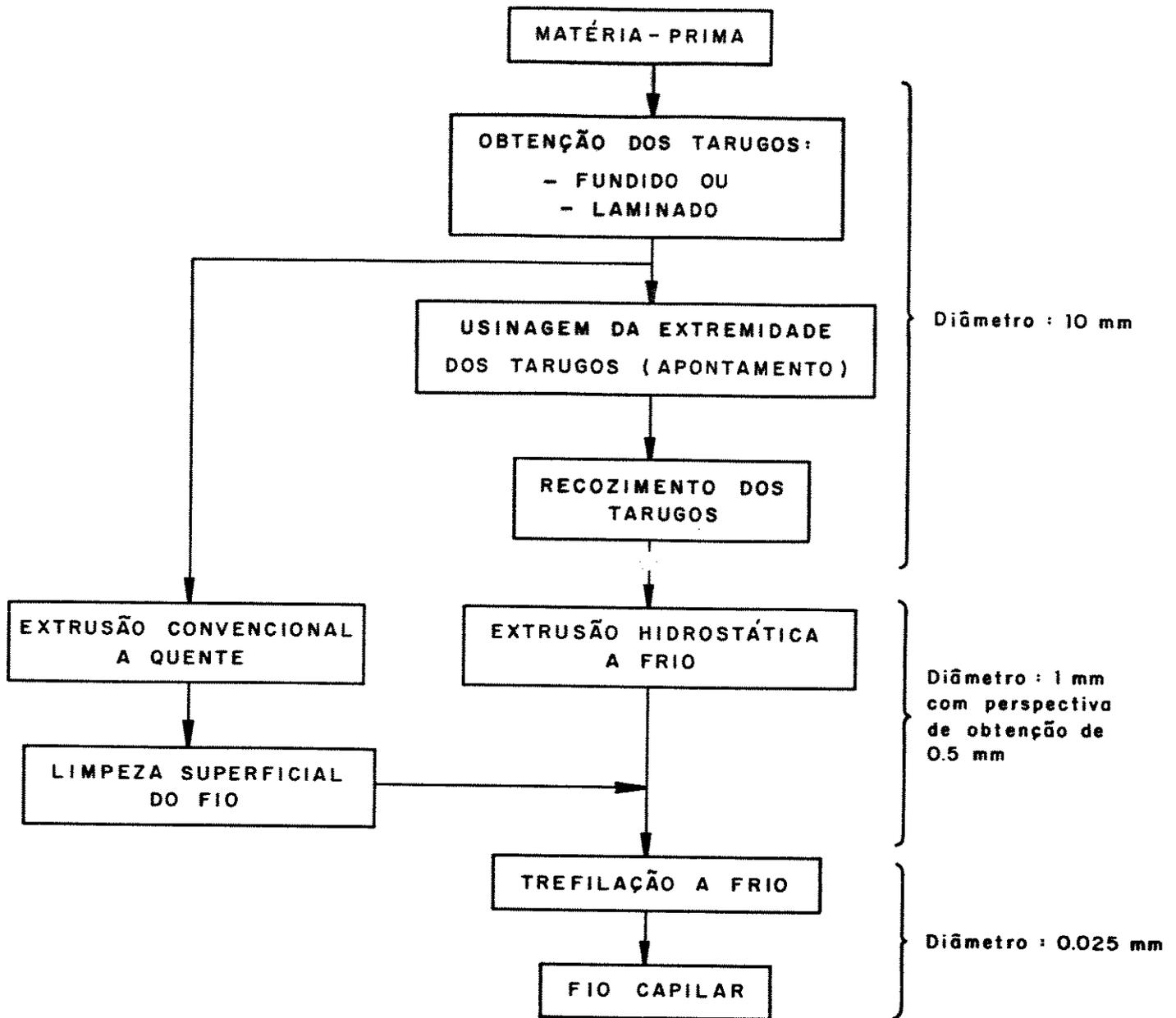


Figura II.8 - Fluxograma do processamento para obtenção de fios capilares.

QUADRO II.2 - PARÂMETROS DO PROCESSAMENTO DE FIOS
POR EXTRUSÃO A QUENTE^[4]

- velocidade de avanço do êmbolo: 10 mm/s
- temperatura de aquecimento do tarugo:
 - Ouro (99,995% Au) - 600 °C
 - Alumínio (99,5% Al) - 400 °C
- razão de extrusão: 100:1 - diâmetro do tarugo: 10 mm
 - diâmetro do fio: 1 mm
- lubrificante utilizado: bissulfeto de molibdênio
- extrusão com formação de casca - espessura: 0,1 mm
- ângulo de conicidade da matriz: 90°

QUADRO II.3 - PARÂMETROS DO PROCESSAMENTO DE FIOS
POR EXTRUSÃO HIDROSTÁTICA^[4]

- velocidade de avanço do êmbolo: 1 mm/s
- temperatura: 25 °C
- razão de extrusão: 100:1 - diâmetro do tarugo: 10 mm
 - diâmetro do fio: 1mm
- velocidade de saída do produto: 100 mm/s
- fluido hidráulico: óleo mineral SAE 20
- lubrificante: bissulfeto de molibdênio, teflon

representava outra desvantagem no que diz respeito à operacionalidade do processo.

O aquecimento do recipiente e da matriz durante a extrusão exige o emprego de materiais resistentes à temperatura, mais caros e de usinagem difícil, além de reduzir a vida das ferramentas.

As características apresentadas nos itens anteriores para o processo de extrusão hidrostática, tornam-o indicado para a produção de fios finos. A baixa resistência à deformação devida ao atrito e o estado de hidrostático de tensão, possibilitam a obtenção de fios mais finos, trabalhados à temperatura ambiente, usando-se matrizes com pequeno ângulo de conicidade. O Quadro II.3 apresenta as condições de processamento utilizadas na extrusão hidrostática de fios finos.

A baixas temperaturas, os inconvenientes apresentados pela extrusão direta a quente são eliminados, não há contaminação do tarugo (todo o material pode ser extrudado) e as ferramentas apresentam vidas úteis elevadas. O uso de pequenos ângulos de conicidade, leva a uma deformação mais homogênea, o que torna as propriedades do produto mais uniformes [25].

A possibilidade de grandes reduções de seção transversal, possibilita primeiro, que a etapa posterior de trefilação seja mais rápida - destaque-se que grande parte do tempo de produção dos fios capilares relaciona-se à preparação da trefiladora - segundo, como os materiais extrudados apresentam elevada pureza, a temperatura de recristalização é reduzida a altas taxas de deformação. Experimentos mostraram que sob condições adequadas de processamento, os produtos extrudados hidrostaticamente deixam a matriz com temperatura suficiente para que sejam recristalizados dinamicamente [21].

QUADRO II.4 - COMPARAÇÃO QUALITATIVA DOS PROCESSOS ALTERNATIVOS
PARA A PRODUÇÃO DE FIOS METÁLICOS^[26]

PROCESSO	CARACTERÍSTICAS			
	COMPRIMENTO DO PRODUTO	REDUÇÃO POSSÍVEL	VELOCIDADE	QUALIDADE SUPERFICIAL DO PRODUTO
Laminação	Ilimitado	Pequena	Alta	Baixa
Extrusão Convencional	Pequeno	Grande	Moderada	Razoável
Trefilação	Ilimitado	Pequena	Alta	Boa
Processo Combinado	Elevado	Elevada	Restrita	Muito boa
Lingotamento Contínuo	Ilimitado	Não se aplica	Alta	Baixa

Ao se obter produtos recristalizados, evita-se que os mesmos sejam recozidos para posterior trefilação, o que seria necessário caso a extrusão fosse realizada frio, com os consequentes inconvenientes desse tratamento térmico.

O Quadro II.4 extraído de AVITZUR^[26] apresenta comparativamente as possibilidades de diversos processos para a fabricação de fios metálicos, considerando características como comprimento do produto, máxima redução possível, velocidade, eficiência, complexidade de projeto de equipamento e qualidade dos produtos. Como pode ser observado, o processo de extrusão hidrostática apresenta características mais adequadas para a produção de fios quando comparado a processos como a laminação, a extrusão convencional e a trefilação.

CAPÍTULO III

TRIBOLOGIA DA CONFORMAÇÃO PLÁSTICA DOS METAIS

III.1 - INTRODUÇÃO

Em todos os processos de fabricação de peças metálicas (laminação, forjamento, extrusão, trefilação e estampagem) ocorrem fenômenos associados à íntima interação existente entre as superfícies das ferramentas e da peça-trabalho, mantidas em contacto sob pressões elevadas.

O atrito que surge quando do movimento relativo entre essas superfícies durante a deformação da peça, influencia diversas características do processo e dos produtos obtidos.

- aumento no nível de esforços necessários para a realização do processo, causado pelo acréscimo de uma parcela de energia devida à resistência ao movimento relativo e conseqüentemente, à deformação. Como conseqüências, tem-se a necessidade do uso de equipamentos mais potentes, de ferramentas fabricadas com materiais mais resistentes e o mais grave, a limitação da conformabilidade do material a deformar, o que impõe a necessidade de realização de diversas etapas de conformação ou o emprego de temperaturas elevadas para as quais verifique-se um aumento na conformabilidade;

- no caso de processos onde se utiliza lubrificação, a existência do atrito pode levar à instabilidade da deformação da peça-trabalho, causando variações nos esforços de conformação e a dificuldade no controle do processo. Tal instabilidade trará como conseqüências

indesejáveis, a falta de continuidade nas propriedades mecânicas dos produtos e a perda de sua qualidade geral (tolerâncias dimensionais, acabamento superficial e desvios de forma).

III.2 - CARACTERIZAÇÃO E INFLUÊNCIA DO ATRITO

O atrito pode ser analisado considerando-se as superfícies reais de contacto como mostrado na figura III.1. A rugosidade apresentada pelas superfícies é composta de picos e vales.

A interação se dá entre as asperezas, que suportam as pressões aplicadas deformando-se plasticamente. Assim, a área de contacto é apenas uma porção da área aparente das superfícies da ferramenta e da peça-trabalho.

O atrito verificado pelo interação das asperezas, bem como o desgaste das superfícies depende basicamente das propriedades físicas dos materiais em contacto e pode ser explicado através de dois mecanismos, como analisados por BOWDEN e TABOR^[27].

No processo de extrusão hidrostática de fios de alumínio usando matrizes de aço, exemplifica-se o segundo caso apontado pelos autores ou seja, o deslocamento de uma superfície mole sobre uma superfície dura estática. Nessa situação, os dois mecanismos estão presentes, contribuindo para a modificação das duas superfícies em contacto:

1) o contacto sob pressão, entre a superfície mais dura da ferramenta e mais mole da peça-trabalho em movimento, faz com que as asperezas da superfície da ferramenta penetrem na peça formando ranhuras, num mecanismo conhecido como "aragem" (do inglês "plowing").

Em casos onde a profundidade das ranhuras é pequena, a superfície da peça torna-se brilhante e livre de sujidades, o que pode se tornar

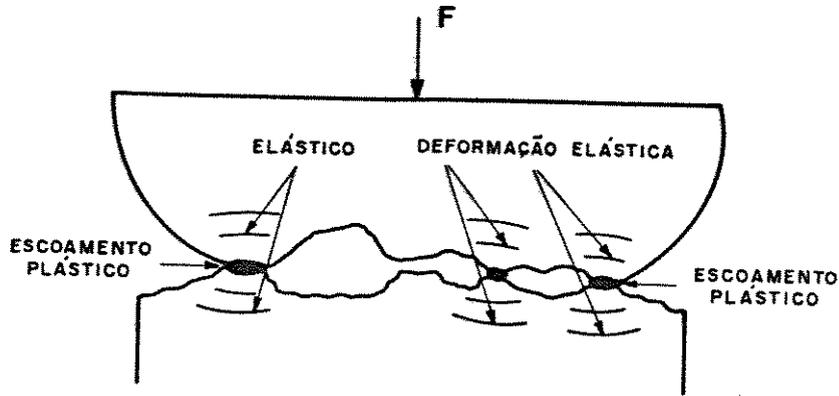


Figura III.1 - Representação do contacto real entre superfícies em movimento relativo (adaptado de THOMPSEN^[28]).

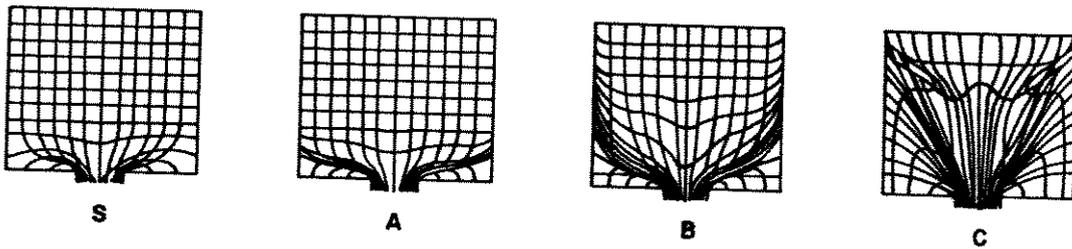


Figura III.2 - Representação dos modos de escoamento em extrusão (extraído de LAUE^[29]).

interessante em termos de acabamento superficial. Já para ranhuras mais profundas, o mecanismo torna-se inaceitável devido ao aumento da rugosidade superficial da peça.

2) A aplicação de pressões elevadas sobre as asperezas das superfícies, pode fazer com que elas se soldem. Devido ao movimento relativo, as regiões soldadas são cisalhadas e a superfície da ferramenta passa a apresentar fragmentos da peça-trabalho.

Nesse mecanismo, tanto a superfície da ferramenta quanto a da peça são modificadas, a superfície da ferramenta que anteriormente à aderência apresentava-se polida, adquire uma aparência semelhante à da peça. Com a continuidade do processo, o mecanismo de aderência prossegue com queda da qualidade superficial do produto e em situações extremas, os desvios dimensionais podem superar as tolerâncias de fabricação.

O efeito de sulcagem é preponderante na modificação da superfície de materiais moles e praticamente não é observado nas superfícies de materiais mais duros. Para esses materiais, a maior resistência mecânica faz com que a junção de asperezas e seu cisalhamento prevaleçam como mecanismo de desgaste.

Os dois mecanismos citados fazem com que a ferramenta deva ser repolida ou mesmo trocada a fim de que a qualidade dos produtos seja mantida.

A solução para eliminação dos problemas descritos é o uso de lubrificantes que promovam a separação das superfícies, evitando o seu desgaste durante o processo de conformação.

A resistência ao movimento relativo das superfícies devida ao atrito, é mais pronunciada nas regiões próximas à superfície da peça, o

que faz com que o escoamento do material durante a deformação apresente campos de velocidades distorcidos, sendo tal distorção mais acentuada quanto maior for o atrito e conseqüentemente, a resistência ao movimento.

Devido a essa resistência, surgem gradientes de deformação ao longo das seções longitudinais e transversais da peça, acarretando variações nas propriedades dos produtos ao longo dessas seções, o que pode causar a presença de defeitos internos nos produtos obtidos. A figura III.2 mostra alguns desses perfis de velocidade e defeitos surgidos em produtos extrudados, devidos ao efeito do atrito [29].

O modo de escoamento ideal, com ausência total de atrito entre tarugo e ferramentas é representado pelo modo S, situação próxima da que ocorre na extrusão hidrostática em regime hidrodinamico de lubrificação. Já o escoamento A é característico de processos onde não há atrito entre tarugo e recipiente, sendo significativo entre tarugo e matriz, exemplo do que ocorre na extrusão convencional inversa. O modo B ocorre quando há atrito considerável entre o tarugo e a matriz e entre o tarugo e o recipiente. A formação de uma zona morta acentuada pode causar o surgimento de defeitos superficiais no produto. Semelhante ao modo B, porém com níveis de atrito superiores, no modo C tem-se a formação da zona morta em toda a extensão do tarugo, o que pode levar à descontinuidade do produto.

A quantificação do atrito através da determinação de um coeficiente que represente as condições reais existentes no processo torna-se muito difícil, desde que a instrumentação é dificultada pela impossibilidade de acesso à interface. O que se faz é definir alguns modelos de atrito e realizar ensaios simplificados de fabricação [30]. Desta forma, determina-se coeficientes de atrito relativos a condições

de processamento aproximadas daquelas encontradas nos processos de conformação.

Um primeiro modelo, conhecido como modelo de Coulomb ou Amonton estabelece que a tensão cisalhante (τ) necessária para provocar o movimento relativo entre as superfícies em contacto, é diretamente proporcional à pressão aplicada (p):

$$\tau = \mu . p \quad (\text{III.1})$$

O coeficiente de proporcionalidade μ é constante ao longo do processo, dependendo apenas das propriedades dos materiais em contacto e do lubrificante, sendo independente da geometria e da velocidade com que se efetua o movimento relativo.

Esse modelo apresenta resultados confiáveis quando aplicado a processos em que ocorre a lubrificação de camada limite a níveis de pressão baixos.

Para níveis de pressão elevados, como os que ocorrem nos processos por conformação, no qual a aderência entre peça e ferramenta é total, o valor de τ necessário para ocorrer o movimento relativo atinge um máximo igual à tensão limite de escoamento sob cisalhamento do material da peça (k).

Assim, a expressão III.1 torna-se

$$\mu = k/p \quad (\text{III.2})$$

A partir da situação de aderência total, quanto maior a pressão aplicada, menor o coeficiente de atrito entre as superfícies, o que fisicamente é incorreto.

Como a maioria dos processos de conformação plástica ocorre sob altas pressões de contacto e com diferentes regimes de lubrificação, inclusive o de camada limite, desenvolveu-se para esses casos um outro modelo.

Nesse outro modelo, define-se um fator de atrito na interface de contacto (m) que independe da pressão aplicada e que relaciona a tensão cisalhante necessária ao movimento relativo e à tensão limite de escoamento sob cisalhamento do material menos resistente em contacto (k), geralmente, o material da peça-trabalho.

Assim

$$\tau = m \cdot k \quad (\text{III.3})$$

O fator m pode variar de valores próximos a zero (deslizamento quase perfeito) a valores próximos a unidade (aderência total - cisalhamento sob a interface peça-ferramenta).

O fator de atrito m independe da pressão exercida na interface, somente sendo afetado por fatores como as propriedades dos materiais em contacto e do lubrificante.

A aplicação desses dois modelos depende de fatores como o nível de pressão desenvolvido na interface e a maior ou menor eficiência dos lubrificantes.

Como exemplo, em processos onde o acesso do lubrificante à interface de contacto é dificultado e os níveis de pressão são elevados (forjamento a quente em matriz fechada), o uso do modelo do fator de atrito na interface fornece resultados mais confiáveis do que o modelo de Coulomb. Já em processos onde os níveis de pressão são menores e o a presença de lubrificante na região de deformação é constante (trefilação de fios), este último modelo pode ser aplicado

com confiabilidade de resultados.

Para processos onde se estabelece o regime de lubrificação hidrodinâmica (filme espesso), pode se utilizar o modelo da tensão de cisalhamento viscoso, proposto por NEWTON para fluidos denominados "newtonianos"[31], que apresentam comportamento como indicado pela expressão:

$$\tau = \frac{\eta \cdot v}{h} \quad (\text{III.4})$$

onde η - viscosidade cinemática do lubrificante

v - velocidade relativa entre peça e ferramenta

h - espessura do filme lubrificante

III.3 - A LUBRIFICAÇÃO NOS PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO

O objetivo principal do emprego de lubrificantes em processos de conformação plástica nos quais sua utilização é possível, é o de evitar que as superfícies da ferramenta e da peça-trabalho entrem em contacto assim, diminui-se o atrito entre as superfícies e previne-se o seu desgaste.

A escolha correta de um lubrificante baseia-se em parâmetros como o tipo de materiais usados na ferramenta e na peça), a temperatura e a velocidade de processo. A eficiência do lubrificante está relacionada à sua capacidade de formar uma película estável sob as condições de processo, que previna o contacto entre as superfícies.

A formação da película pode ocorrer através de reação química ou por afinidade física com os materiais envolvidos.

Essa película apresenta uma tensão limite de cisalhamento inferior

às dos materiais da ferramenta e da peça. Assim sendo, quando do movimento relativo entre as superfícies, a tendência será de cisalhar a película, reduzindo a tensão cisalhante necessária e como consequência, a resistência ao movimento e à deformação.

Associada à espessura do filme de lubrificante existente entre as superfícies, WILSON^[32] define os regimes de lubrificação descritos a seguir.

III.3.1 - Regimes de lubrificação

a) No regime de filme espesso (Figura III.3.a), as superfícies são totalmente separadas por um filme muitas vezes superior à rugosidade das superfícies envolvidas e ao tamanho molecular do lubrificante empregado. Assim, o lubrificante pode ser estudado como um meio contínuo entre superfícies lisas. Nesse regime, a resistência ao movimento relativo é definida pelas propriedades físicas do lubrificante. O coeficiente de atrito é pouco útil nesse caso, porém de modo grosseiro são medidos coeficiente menores que 0,05. Como as superfícies são completamente separadas pelo filme, o desgaste das superfícies inexiste. Entretanto, pode ocorrer corrosão ou erosão devida à cavitação ou à presença de partículas estranhas no lubrificante.

b) No regime de filme fino (Figura III.3.b), a espessura do filme apresenta-se entre três a dez vezes do valor da rugosidade superficial média das superfícies. A espessura do filme é sempre maior que o tamanho molecular do lubrificante e desta forma, a interação entre as saliências é responsável por uma pequena parcela da carga atuante na

P - PEÇA - TRABALHO

L - LUBRIFICANTE

F - FERRAMENTA

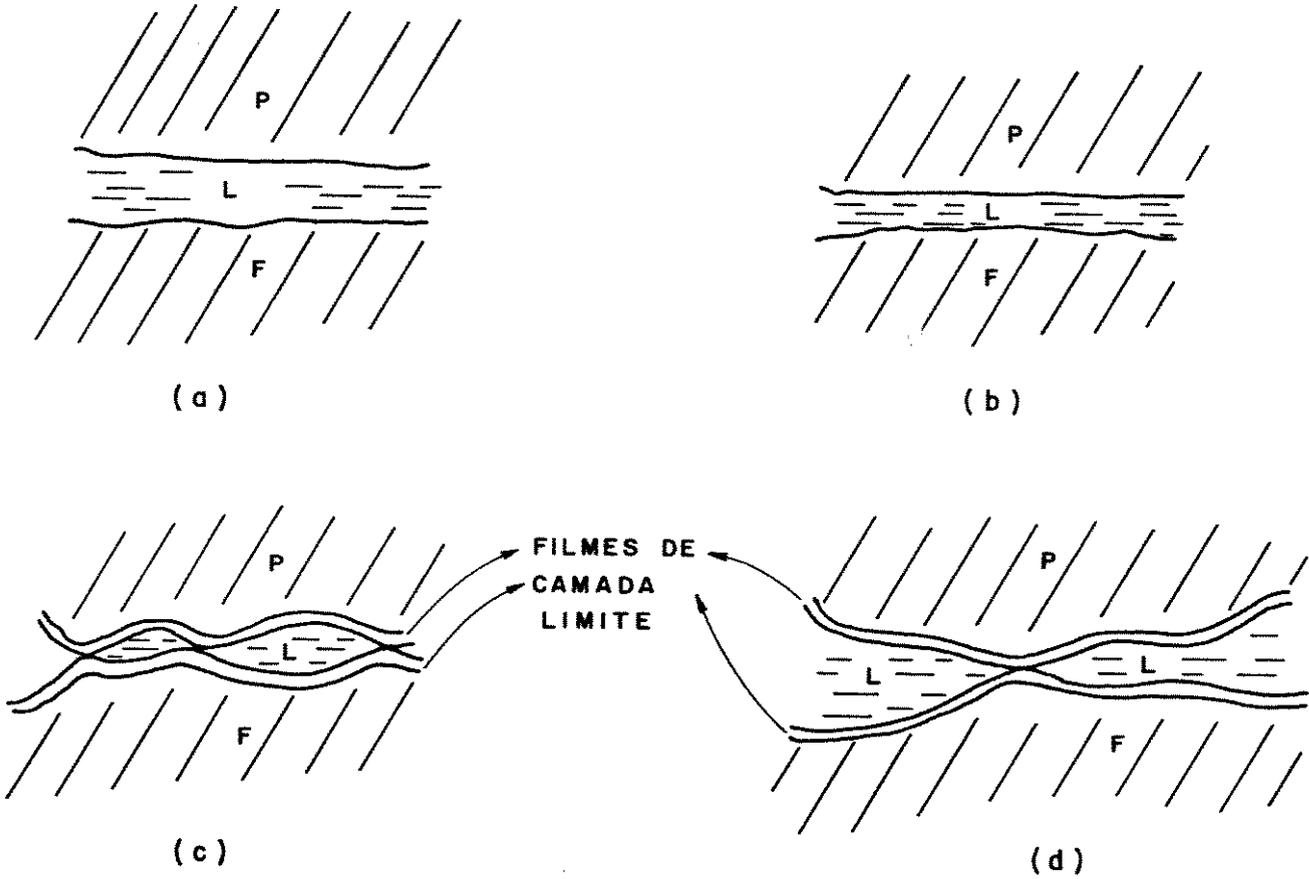


Figura III.3 - Representação dos regimes de lubrificação em processos de conformação (adaptado de WILSON^[27]).

interface. O comportamento da resistência ao movimento relativo é similar ao do regime de filme espesso, exceto que no regime de filme fino, a não uniformidade da rugosidade superficial pode apresentar uma influência preponderante sobre o atrito.

O estabelecimento do regime de filme fino (ou espesso), caracterizando a lubrificação hidrodinâmica, pode ser alcançado pela pressurização do lubrificante numa região anterior à de deformação de forma que as superfícies da peça-trabalho e da ferramenta sejam separadas por um filme com espessura suficiente para sobrepor os valores de rugosidade de ambas as superfícies. Como artifícios empregados para esse fim, destaca-se o emprego de velocidades elevadas de processo, ferramentas com geometria apropriada na região de entrada, grandes deformações, materiais de baixa resistência e o uso de lubrificantes com viscosidade elevada. Tais condições foram equacionadas e apresentam-se como o que se denomina número de Sommerfeld^[33]:

$$S_o = \frac{U \cdot \eta}{\sigma_o} \cdot R \quad (\text{III.5})$$

onde S_o - número de Sommerfeld

U - velocidade do movimento relativo entre superfícies

η - viscosidade do fluido lubrificante

R - deformação provocada

σ_o - tensão limite de escoamento do material da peça-trabalho

Nos regimes de filme fino e espesso, que caracterizam a lubrificação hidrodinâmica, a rugosidade superficial da ferramenta tem pouca influência sobre a rugosidade do produto. Nesse caso, a

rugosidade da peça deformada pode ser afetada por perturbações que ocorram na pressão atuante no filme na região de deformação. A essas perturbações estão associados dois mecanismos distintos de modificação da textura superficial do tarugo, como mostrado por RATNAGAR et al. [34]:

- com o uso de lubrificantes de baixa viscosidade, a rugosidade é modificada pela deformação diferencial de cristais individuais observada pelo delineamento nítido de contornos de grão e pela presença de linhas de deslizamento no interior desses grãos. Tal deformação diferencial é justificada pela existência de um filme contínuo de lubrificante e pelo comportamento anisotrópico dos grãos na superfície do tarugo que não têm sua deformação restrita pela ação direta da ferramenta de conformação;

- com o uso de lubrificantes de elevada viscosidade, o mecanismo anterior também está presente porém o que prepondera é a deformação diferencial em toda a superfície do tarugo, sendo que as regiões mais deformadas sofrem um processo de indentação localizada, por "bolsões" de lubrificante viscoso sob pressão. As deformações provocadas na superfície nesse caso, são bem maiores que as observadas quando o mecanismo anterior é preponderante.

Assim, a rugosidade da peça conformada pode ser controlada através da escolha correta do lubrificante de tal forma que as peças conformadas possam ser utilizadas em aplicações que exijam elevado grau de acabamento superficial.

c) No regime de camada limite (Figura III.3.c), o filme que separa as superfícies apresenta espessuras da ordem de algumas vezes o tamanho molecular do lubrificante. A mecânica de deformação das asperezas em contacto e o comportamento físico-químico da superfície da película formada entre o lubrificante e os materiais, são fatores de extrema importância.

A definição de um coeficiente de atrito constante é razoável nesse regime e sob condições ideais de processo, obtém-se coeficientes da ordem de 0,1. Já sob condições severas em que o fornecimento de lubrificante é dificultado, os coeficientes podem atingir valores da ordem de 0,4 ou ainda maiores, se as condições de solicitação conduzirem à ruptura das películas formadas.

Com o rompimento da película, pode ocorrer um desgaste elevado, se ela não for recomposta e acarretar na colisão entre saliências e no contacto metálico direto.

Se as películas são efetivas, a rugosidade superficial da peça deformada tende a diminuir porém, caso essas películas sejam rompidas e eliminadas, os mecanismos descritos no item III.1.2 tornam-se presentes e a qualidade superficial dos produtos é prejudicada.

d) No regime de lubrificação mista (Figura III.3.d), a espessura do filme é menor que três vezes o valor da rugosidade média das superfícies. Nesse caso, uma parcela significativa da carga aplicada atua no contacto entre as saliências, sendo o restante relacionado à pressão verificada no filme de lubrificante existente próximo a essas saliências.

Se o lubrificante é escolhido corretamente, ele formará nas superfícies, finíssimas películas aderentes (camada limite), que

apesar da reduzida espessura, podem prevenir o contacto metálico direto.

Nos vales, os filmes são relativamente espessos e essa situação pode ser analisada como um regime modificado de filme fino. Entretanto, nos picos, torna-se necessário analisar os efeitos físico-químicos que conduzem ao surgimento da película, fazendo com que a análise se realize como num regime de camada limite.

Os coeficientes de atrito podem variar de valores abaixo de 0,05 (regime de filme espesso) a valores acima de 0,4 (regime de camada limite).

A rugosidade superficial da peça conformada tende a ser reduzida nesse regime cabendo porém o mesmo tipo de análise caso a película de lubrificante seja rompida nos picos.

A característica vantajosa desse tipo de regime sobre o de camada limite, reside no fato de que o filme de lubrificante existente no vale, apesar de não suportar cargas elevadas, fornece lubrificante para que a película nos picos seja reposta logo após ser rompida, o que não ocorre no regime de camada limite.

O estabelecimento de um ou mais regimes de lubrificação durante o desenvolvimento de um processo de conformação, está relacionada a fatores como a velocidade do processo, a viscosidade do lubrificante e a força aplicada nas superfícies.

A figura III.4 ("Curva de Stribeck") apresenta a variação da resistência ao cisalhamento da interface de contacto, representada por um coeficiente de atrito devida ao aumento do parâmetro S (velocidade \times viscosidade/força - $U \cdot \eta / F$). Representa-se a passagem dos diversos regimes:

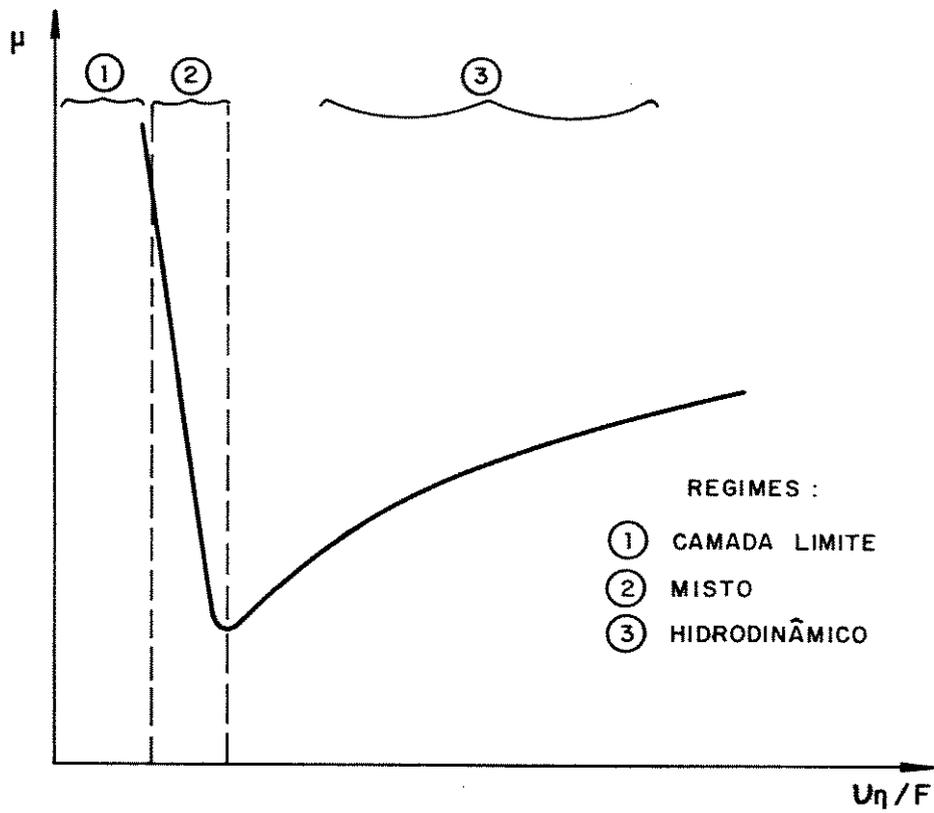


Figura III.4 - Curva de Stribeck (adaptada de HERSEY^[35]).

- camada limite, para pequenos valores de S ;
- misto, para valores de S um pouco maiores e,
- hidrodinâmico, para valores de S acima de um ponto crítico.

A baixas velocidades, a quantidade de lubrificante carregada para a região de contacto é mínima, somente algumas poucas camadas atômicas de lubrificante aderem às superfícies, caracterizando o regime de camada limite (Figura III.3.c); a possibilidade de contacto metálico é grande, bem como o coeficiente de atrito.

Com o aumento da velocidade, assumindo que viscosidade e força permaneçam constantes, uma maior quantidade de lubrificante é trazida à região de contacto, preenchendo os vales, separados por passagens estreitas entre picos. Com o decorrer do processo, mais e mais lubrificante é trazido para os vales até que se estabelece um regime misto (Figura III.3.d). As camadas de filme lubrificante são continuamente supridas pelo lubrificante existente nos vales.

O valor crítico de S , onde ocorre a passagem para um regime hidrodinâmico (Figura III.3.a), representa a presença de um filme contínuo entre as superfícies. A existência desse filme é possível graças à deformação provocada nos picos, que ao torná-los mais planos faz com que o lubrificante existente nos vales seja distribuído ao longo das superfícies, separando-as totalmente.

A queda do coeficiente de atrito, durante a substituição dos regimes presentes no processos é facilmente explicada pela crescente separação das superfícies.

Já o aumento do coeficiente após atingir-se o regime hidrodinâmico, pode ser explicado observando-se a quantidade de lubrificante presente entre as superfícies, bem como a pressão a que estará submetido o filme. O aumento de velocidade acarreta numa maior

quantidade de lubrificante carregada para a região de contacto, a espessura do filme tende a crescer porém, também a pressão atuante sobre o filme se eleva, o que exige uma maior tensão para promover o cisalhamento do filme e conseqüentemente, ocorre um aumento do coeficiente de atrito^[36].

A afirmação acima pode ser constatada analisando-se a expressão III.4. Para uma elevação na velocidade, associada à maior pressão submetida no filme que eleva sua viscosidade, mesmo que a espessura seja aumentada, a tensão cisalhante tende a crescer e desta forma, o que se denominou coeficiente de atrito.

III.4 - LUBRIFICAÇÃO NO PROCESSO DE EXTRUSÃO HIDROSTÁTICA

III.4.1 - O fenômeno de "pico de pressão"

Devido às características do processo hidrostático, o regime de lubrificação pode ser modificado durante o decorrer da extrusão.

O processo tem início com a pressurização do fluido até que se inicie a extrusão. Caso a extremidade do tarugo em contacto com a matriz, não esteja recoberta com uma camada lubrificante ou o seu ângulo de cone não seja menor que o da matriz de extrusão, pode ocorrer o que se denomina de fenômeno de "pico de pressão", como mostrado na figura III.5.

Tal fenômeno pode instabilizar o processo, já que está associado à passagem de um estado de elevado coeficiente de atrito (contacto metal-metal) a um regime de lubrificação hidrodinâmica, causada pelo elevado gradiente de pressão devido à pressurização do fluido.

Ao regime hidrodinâmico correspondem reduzidos coeficientes de atrito, desta forma, o produto extrudado pode ser acelerado de forma

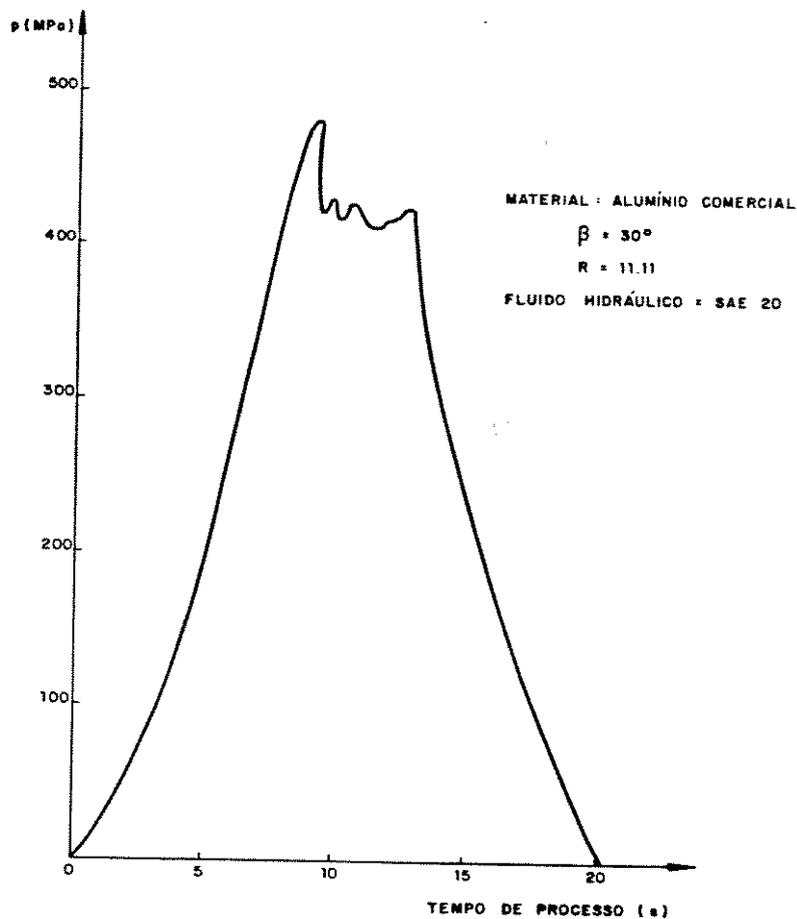


Figura III.5 - Ocorrência do fenômeno de pico-de-pressão, em extrusão hidrostática de alumínio comercial (adaptado de BUTTON^[24]).

incontrolada, causando riscos para a operação e danos ao produto.

Como descrito, esse fenômeno pode ser facilmente evitado com o uso de tarugos lubrificados e apontados com um ângulo de cone pouco inferior ao da matriz de extrusão.

III.4.2 - O estabelecimento do regime hidrodinâmico de lubrificação

A presença de filmes de lubrificante caracterizando o regime hidrodinâmico, tem sido observada em processos de conformação em que a velocidade de processo é elevada^[37], confirmando a análise representada pela curva de Stribeck e que se refere à introdução de lubrificante entre as superfícies, carregado pelo efeito da elevada velocidade de processo.

Como exemplo, apresenta-se resultados obtidos em trefilação de fios de cobre realizada a velocidades da ordem de 20 m/s^[38]. No processo de extrusão hidrostática, as velocidades não são elevadas, atingem valores de duas a três ordens de grandeza menores que as observadas na trefilação. Porém, também na extrusão, é possível o estabelecimento do regime hidrodinâmico; nesse caso, a interposição do filme lubrificante é causada pela elevação abrupta da pressão sobre o filme na região de entrada da matriz próxima ao ponto onde se inicia a deformação do tarugo.

O elevado gradiente de pressão, também provoca a elevação da viscosidade do fluido, algo em torno de três ordens de grandeza^[39] e, como discutido no item III.3, este é outro fator importante para que o regime hidrodinâmico esteja presente.

A figura III.6 apresenta o comportamento da pressão de extrusão, da espessura e da temperatura do filme, em função das diversas regiões

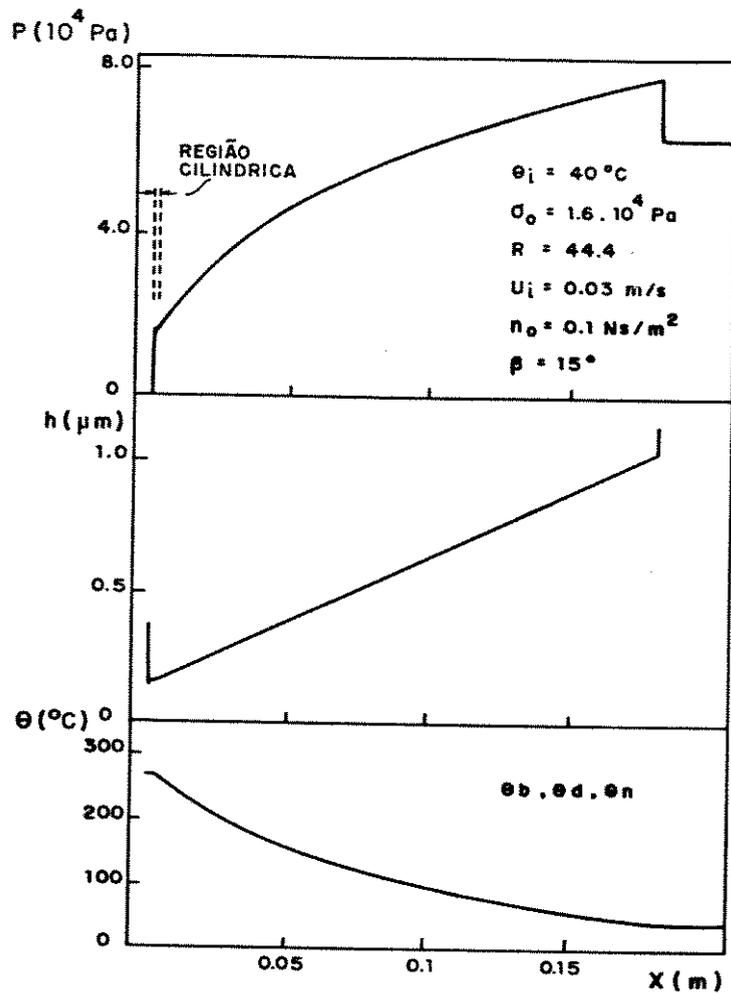


Figura III.6 - Comportamento da pressão, da espessura e da temperatura no filme lubrificante ao longo da matriz de extrusão (adaptado de SNIDLE^[20]).

da matriz de extrusão.

Também a geometria da matriz de extrusão influencia a interposição de um filme; a possibilidade de carrear lubrificante para a região de deformação é explicada pelo que se denomina "efeito cunha". A conicidade da matriz de extrusão faz com que o filme interposto no início daquela região seja pressurizado ao longo da deformação, mantendo-se contínuo. Desta forma, observa-se que a presença de um regime hidrodinâmico de lubrificação, com todas as vantagens a ele inerentes, pode ser obtida através da escolha adequada de parâmetros de processo tais como a velocidade de extrusão, o tipo de fluido hidráulico, o ângulo de conicidade da matriz e principalmente, a redução de seção a ser realizada, visto que quanto maior essa redução, maior será o gradiente de pressão verificado na região de entrada da matriz.

III.4.3 - O fenômeno de "stick-slip"

A reduzida resistência ao movimento entre tarugo e matriz, característica do regime hidrodinâmico apresenta-se extremamente interessante pois, possibilita a execução do processo com esforços menores. Assim, pode-se efetuar grandes reduções de seção transversal, obtendo-se produtos de qualidade.

O estabelecimento do regime hidrodinâmico no início do processo hidrostático, pode ser obtido com o emprego de velocidades elevadas de extrusão, como justificado pela curva de Stribeck (Figura III.4).

Outras condições de processamento também conduzem ao regime hidrodinâmico: fluidos com elevada viscosidade, grandes reduções de seção e uso de materiais com baixa resistência mecânica.

Todas essas condições fazem com que se eleve a pressão sobre o fluido na região de entrada da matriz, que como analisado no item III.4.2, faz surgir entre as superfícies do tarugo e da matriz, um filme de lubrificante suficientemente espesso para separá-las, acarretando um menor nível de esforços necessários, melhor qualidade dos produtos e maior vida útil para as ferramentas.

Apesar das características vantajosas apresentadas pelo regime hidrodinâmico, o seu estabelecimento no processo de extrusão hidrostática exige o controle da velocidade de extrusão a fim de evitar o fenômeno denominado "stick-slip" (Figura III.7). Esse fenômeno além de causar a descontinuidade do processo, também acarreta defeitos cíclicos ao longo do produto, que o inviabilizam para posterior utilização.

No início do processo, a resistência devida ao atrito é grande, o que exige uma força elevada para a deformação do tarugo; com o decorrer da deformação, a velocidade é incrementada e a quantidade de lubrificante presente entre as superfícies aumenta estabelecendo um filme contínuo (regime hidrodinâmico de lubrificação), reduzindo o atrito e os esforços necessários. À saída do produto em alta velocidade, corresponde uma descompressão do fluido.

Se o fluido não voltar a ser pressurizado na mesma taxa com que ocorre a descompressão, a velocidade de extrusão será reduzida, levando a uma diminuição da espessura do filme e ao seu rompimento, estabelecendo o contacto metal-metal, com elevado atrito; ao ser reestabelecida a pressão de regime, atingindo-se um novo pico, ocorre novamente, interposição de um filme, restaurando-se o regime hidrodinâmico e repetindo-se o ciclo.

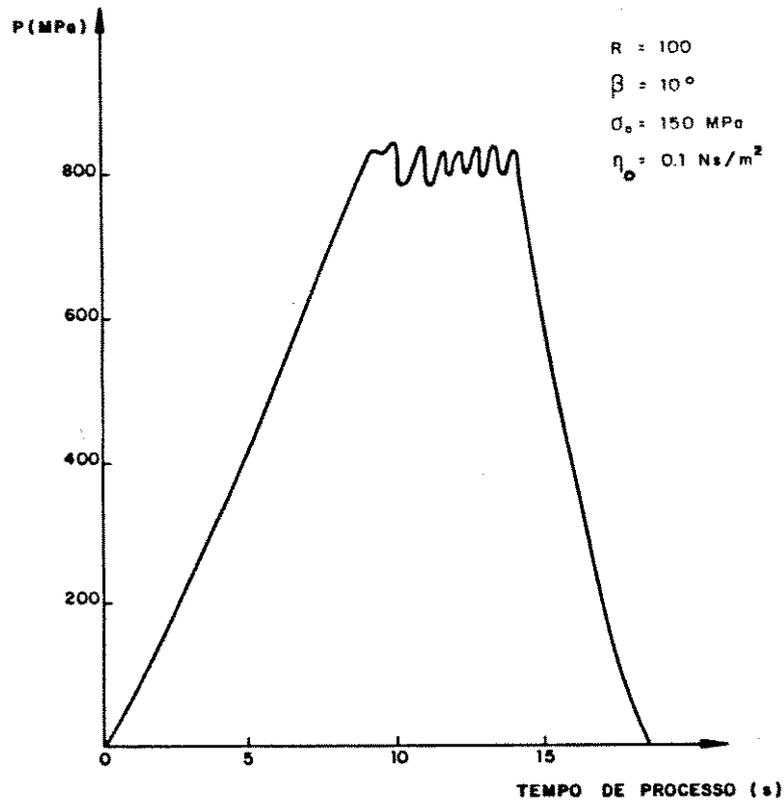


Figura III.7 - Ocorrência do fenômeno de "stick-slip" na extrusão hidrostática de alumínio comercial (adaptado de BUTTON^[24]).

PUGH^[10] relaciona ainda, esse fenômeno a processos hidrostáticos onde emprega-se volumes excessivos de fluidos que apresentam elevada compressibilidade.

A figura III.8.a apresenta as condições superficiais de um produto obtido num processo onde ocorreu o fenômeno de "stick-slip"^[40]. Nela pode-se observar que a extremidade inicial do produto apresenta-se com elevado acabamento superficial, demonstrando que no início do processo ocorreu um contacto direto entre matriz e peça-trabalho, com atrito estático elevado.

Segue-se uma região com aparência porosa causada pela ação de um regime misto de lubrificação. Do contacto metálico inicial, surgem "bolsões" de lubrificante carregados à região de deformação pelo aumento da velocidade de extrusão.

Atingida a velocidade crítica, estabelece-se um filme contínuo de lubrificante que separa totalmente as superfícies. Nessa situação, a qualidade superficial depende diretamente da viscosidade do fluido e da pressão aplicada, como descrito no item III.3.1.

O fenômeno de "stick-slip" é evidenciado pela textura superficial do produto na forma de "bambú", o que demonstra ter ocorrido um regime intermitente de lubrificação: o estabelecimento de um filme hidrodinâmico que ciclicamente é rompido (na região das protuberâncias, com contacto direto matriz-tarugo) e restabelecido (nas regiões mais profundas).

No caso da extrusão de fios finos, esse fenômeno causa a ruptura do produto, sua seção transversal reduzida não suporta as desacelerações bruscas provocadas pelas mudanças de regime de lubrificação. A descontinuidade do fio advinda com sua ruptura faz com que ele assuma a forma de "agulhas".

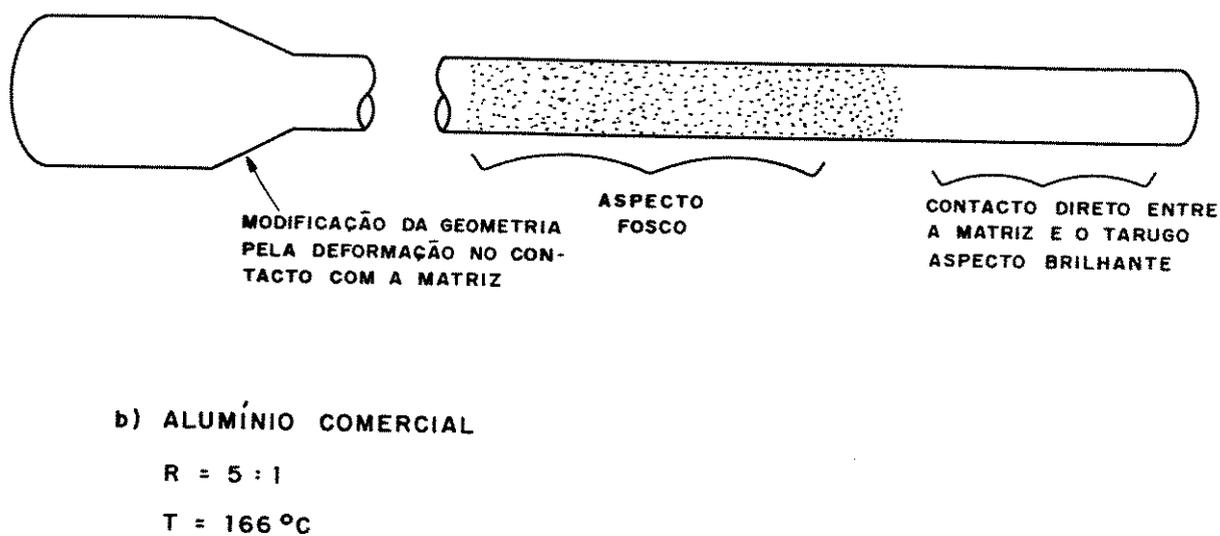
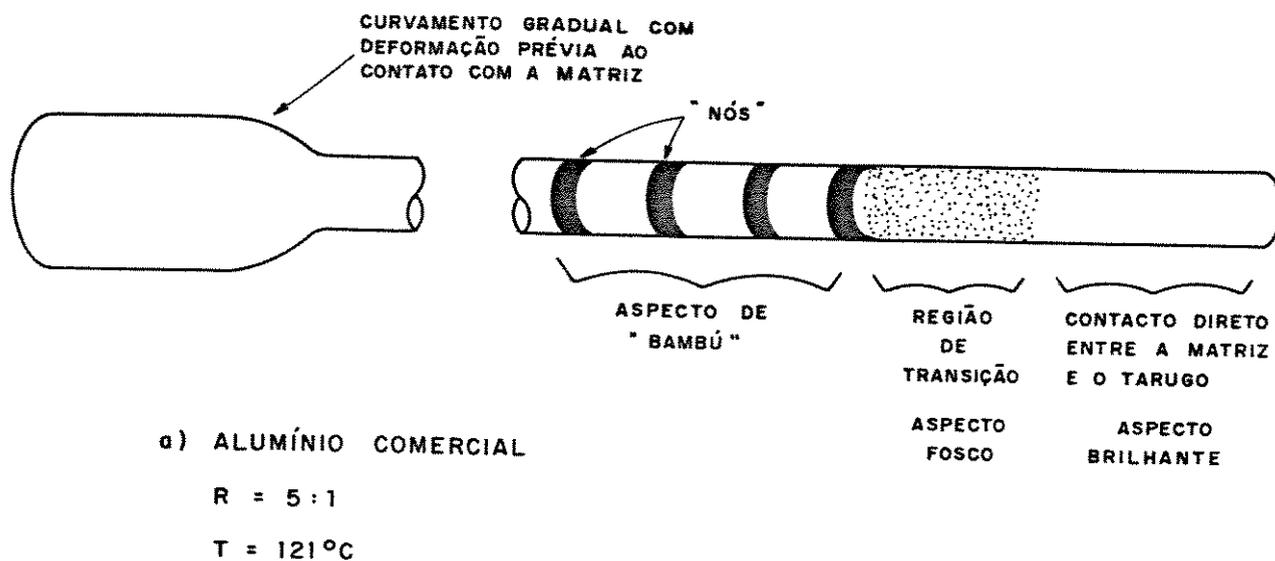


Figura III.8 - Representação da qualidade superficial de produtos extrudados (adaptado de WALLACE^[40]).

Também a geometria da passagem da região cilíndrica para a região cônica permite avaliar a presença do "stick-slip". Na figura III.8.a, observa-se um curvamento gradual da região, com deformação prévia ao contacto com a matriz. Tal fato pode ser justificado pela elevada viscosidade do fluido que nas condições de processo causa o aparecimento de um filme espesso de lubrificante, com alto gradiente de pressão que leva à deformação prévia do tarugo em sua região cilíndrica, antes de atingir a região cônica da matriz.

Já na figura III.8.b, a espessura do filme é menor, devido à baixa viscosidade do fluido. Consequentemente, o gradiente de pressão é pequeno e desta forma, observa-se que o tarugo assume a geometria cilíndrica sem ser deformado plasticamente antes de atingir a região de trabalho da matriz.

A utilização de certos arranjos construtivos permite controlar efetivamente a velocidade de extrusão e consequentemente, evitar que o fenômeno de "stick-slip" esteja presente.

Também a preparação da extremidade do tarugo que será apoiada contra a matriz para início do processo, pode reduzir o efeito de "stick-slip". Isso é conseguido pela redução do atrito estático inicial, através de soluções como o apontamento da extremidade com ângulo menor que o da matriz e o recobrimento dessa região com um lubrificante.

No primeiro caso, a condição geométrica de ângulos de conicidade diferentes faz com que no início do processo já exista um filme de fluido separando as superfícies e consequentemente, reduz-se o atrito estático inicial.

Já com o uso de lubrificantes na extremidade do tarugo, consegue-se a redução do atrito inicial pela interposição de um material

com pequena resistência ao cisalhamento.

Como se observa na figura III.7, o "stick-slip" é um fenômeno oscilatório. A redução da amplitude de oscilação e conseqüentemente, de seus efeitos sobre a qualidade geral do produto, pode ser obtida se diminuir-se a queda da pressão verificada no início do processo quando da passagem do contacto metálico (atrito estático) para a lubrificação hidrodinâmica (atrito dinâmico).

Quanto mais próxima a pressão inicial, relativa ao atrito estático, estiver do valor da pressão média do processo, menor será a possibilidade de verificar-se o "stick-slip" ou, no mínimo, menor será a amplitude de oscilação.

III.4.4 - A escolha do fluido hidráulico

Assumindo condições favoráveis de processamento, onde os fenômenos de "pico de pressão" e de "stick-slip" sejam evitados, o comportamento da pressão no interior do recipiente, apresenta-se em regime permanente, assumindo um valor constante logo após a etapa de pressurização do filme.

Um fator de elevada importância para o estabelecimento e manutenção do regime hidrodinâmico refere-se à escolha do fluido a ser empregado como meio de pressurização. Este deve apresentar algumas características compatíveis com a sua utilização:

- a viscosidade do fluido às altas pressões deve ser tal que a pressão seja transmitida e que o regime hidrodinâmico de lubrificação seja estabelecido. Assim, a escolha deve recair sobre fluidos que não solidifiquem nas condições de extrusão (pressões da ordem de 10^3 MPa).

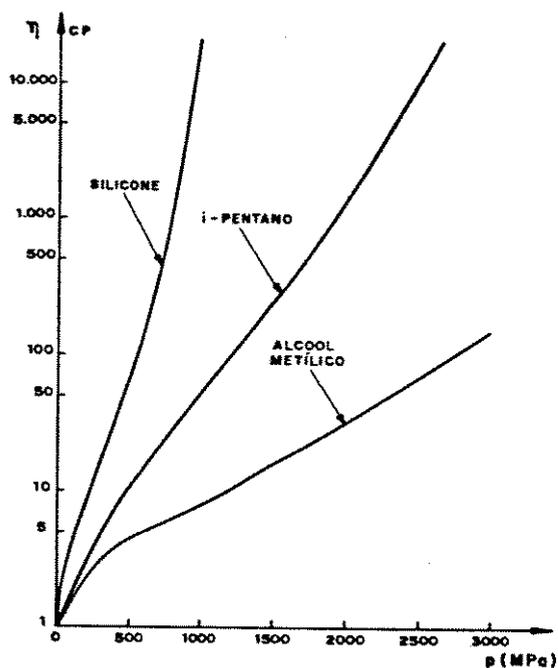


Figura III.9 - Comportamento da viscosidade em função da pressão no fluido (adaptado de CAMERON^[31]).

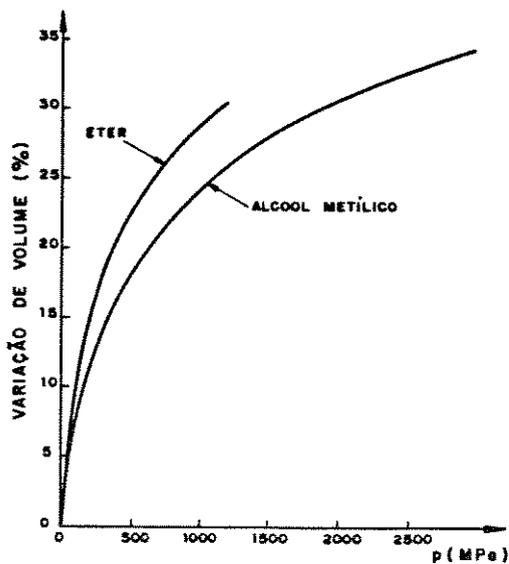


Figura III.10 - Comportamento da compressibilidade em função da pressão no fluido (adaptado de CAMERON^[31]).

QUADRO III.1 - EXPRESSÕES PARA DETERMINAÇÃO DA VISCOSIDADE E DA COMPRESSIBILIDADE DE FLUIDOS NEWTONIANOS^[31]

- Para a viscosidade

Expressão	Autor
$\eta = R \cdot \exp(-\alpha \cdot t)$	Reynolds
$\eta = \frac{S}{(a + t)^m}$	Slotte
$\eta = K \cdot \exp\left[\frac{b}{t + \theta}\right]$	Vogel
$\eta = \eta_0 \cdot \exp(\alpha \cdot p)$	Hersey e Hopkins
$\eta = \eta_0 \cdot (1 + C \cdot p)^n$	Chu e Cameron
$\eta = \eta_0 \cdot \exp(\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T)$	Crook ^[41]

- Para a compressibilidade:

$$C = \left\{ 5 - \frac{2}{3} \log_{10} \eta \right\} \cdot 10^{-6}$$

$$C = \left\{ 19.65 - 3.75 \cdot \log_{10} \left[p + a \cdot \log_{10} \eta \right] \right\} \cdot 10^{-6}$$

onde: a, b, n, C, K, R, S, α , θ - constantes

t - temperatura

p - pressão

η_0 - viscosidade na pressão e temperatura ambientes

A viscosidade ideal também deve ser mantida a temperaturas elevadas, visto que nas condições de extrusão em que são obtidos, por exemplo, fios de alumínio, atinge-se temperaturas nos produtos da ordem de 200°C [21];

- a compressibilidade do fluido deve ser tal que a pressão de extrusão seja transmitida ao tarugo, acumulando no recipiente a mínima quantidade de energia possível. Com isso, torna-se possível o uso de recipientes menores, contendo quantidades reduzidas de fluido hidráulico.

As figuras III.9 e III.10 apresentam respectivamente as características de viscosidade e de compressibilidade de alguns fluidos quando submetidos a altas pressões.

O Quadro III.1 apresenta algumas expressões obtidas para o comportamento da viscosidade e da compressibilidade de fluidos newtonianos sob a influência de pressões e temperaturas elevadas.

O fluido escolhido não deve reagir quimicamente com os materiais em contacto, prevenindo-se que sejam corroídos ou que se formem compostos metálicos em suas superfícies que possam reduzir a ductilidade do material a conformar.

CAPÍTULO IV

MODELAGEM DO PROCESSO DE EXTRUSÃO HIDROSTÁTICA

IV.1 - INTRODUÇÃO

Este capítulo trata do modelagem físico-matemática desenvolvida para analisar-se o processo de extrusão hidrostática, no que se refere ao regime de lubrificação presente no processo de acordo com as condições de processamento impostas.

Como destacado nos capítulos anteriores, o conhecimento do tipo de lubrificação atuante apresenta-se de elevada importância pois, através dele, pode-se definir qual a pressão necessária para promover a extrusão, qual a temperatura do produto que será atingida durante o processo e finalmente, indicações sobre a qualidade geral do extrudado.

O modelo físico-matemático desenvolvido apresenta-se multidisciplinar pois envolve tópicos de mecânica dos fluidos, transferência de calor e mecânica dos sólidos. As hipóteses simplificadoras assumidas relacionam-se ao processamento de fios, diretamente relacionado aos objetivos deste trabalho.

IV.2 - O MODELO FÍSICO-MATEMÁTICO

IV.2.1 - Análise do escoamento do fluidos

A figura IV.1 representa as diversas regiões da matriz de extrusão, nas quais ocorre a interação do material do tarugo com a matriz e com o fluido hidráulico.

Como se observa, o escoamento do fluido que na região de entrada (região I) é paralelo à direção de extrusão, torna-se convergente ao atingir a região de deformação (região II) e novamente paralelo na

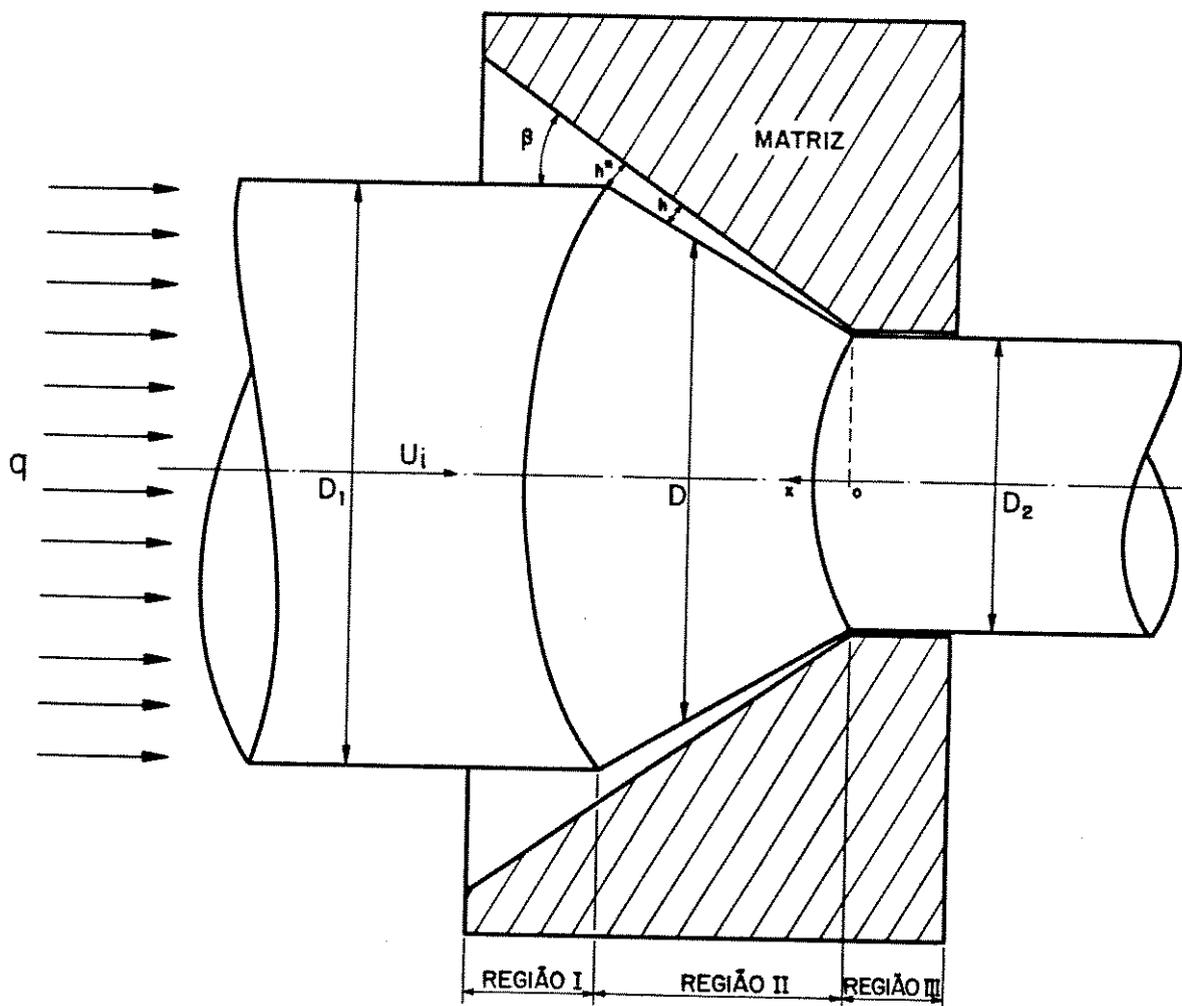


Figura IV.1 - Regiões da matriz de extrusão

região de saída (região III).

Esse escoamento pode ser analisado através da equação desenvolvida por REYNOLDS^[42], determinando-se parâmetros como a pressão exercida sobre o filme de fluido, bem como sua espessura ao longo da região II.

As hipóteses assumidas por REYNOLDS a fim de tornar tratável matematicamente o modelo por ele desenvolvido foram:

- as forças de inércia são desprezadas, ou seja, não há campos ou forças externas (gravitacional, magnético, elétrico) atuando sobre o fluido. Essa hipótese é válida quando o fluido é não-condutor;
- considera-se que a pressão é constante ao longo da espessura do filme. Essa hipótese é válida quando considera-se que a espessura do filme lubrificante é bastante pequena (da ordem de 10^{-6} m) no processo hidrostático;
- as dimensões características das superfícies em contacto são muito maiores que a espessura do filme. Desta forma, pode-se assumir que o fluxo de fluido na direção y é nulo;
- não há deslizamento entre as superfícies e o filme de lubrificante, ou seja, a velocidade de cada superfície é a mesma da camada de lubrificante adjacente;
- o lubrificante é "newtoniano", como foi discutido no item III.2. Segundo CAMERON^[31] esta hipótese é válida para os fluidos normalmente utilizados em extrusão hidrostática (óleos minerais), nas pressões observadas para o processo (da ordem de 1000 MPa);

- o escoamento é laminar. Esta hipótese é válida se considera-se que as velocidades de extrusão são elevadas e que a região de contacto tarugo-matriz (região II) é relativamente pequena;

- a inércia do fluido é desprezada. Segundo CAMERON^[43], mesmo para escoamentos com número de REYNOLDS elevado, da ordem de 1000, as pressões são modificados somente em 5% se a inércia do fluido é considerada;

- considera-se que a viscosidade do fluido é constante ao longo da espessura do filme. Essa hipótese é válida quando assume-se que a viscosidade seja influenciada pela pressão e pela temperatura do filme, que são assumidas como constantes na direcção da espessura.

Consideradas as hipóteses acima, obtém-se a expressão de REYNOLDS^[31] para o caso tridimensional (Figura IV.2):

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \cdot \left[\frac{h^3}{\eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \left[\frac{h^3}{\eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial y} \right] = \\ = 6 \cdot \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \cdot (U_1 + U_2) \cdot h + \frac{\partial}{\partial y} \cdot (V_1 + V_2) \cdot h + 2 \cdot (w_1 - w_2) \right\} \end{aligned} \quad (IV.1)$$

onde η - viscosidade absoluta (ou dinâmica) do fluido

h - espessura do filme

p - pressão no filme

V_1 e V_2 - velocidades na direcção y

U_1 e U_2 - velocidades na direcção x

w_1 e w_2 - velocidades na direcção z

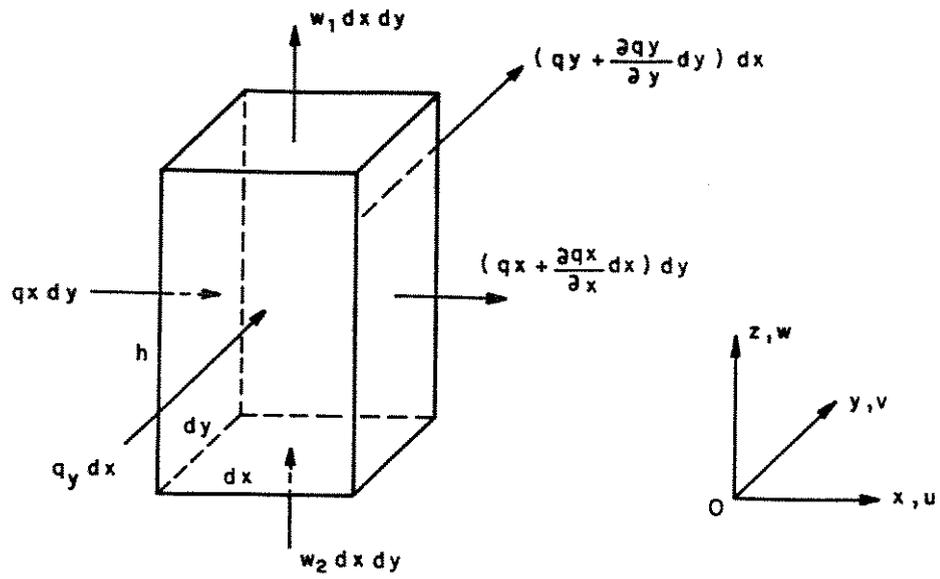


Figura IV.2 - Representação de um elemento infinitesimal de um líquido sob pressão.

IV.2.2 -Análise da região I

O estudo da lubrificação para essa região, é realizado para a determinação da variação da espessura do filme e da pressão atuante sobre o fluido na região de entrada.

Além das hipóteses já assumidas para a obtenção da expressão genérica de REYNOLDS, assume as seguintes hipóteses particulares:

- a dimensão característica na direção y é muitas vezes maior que a dimensão na direção x correspondente ao gradiente de pressão, como mostrado na figura III.6 (alço em torno de 5,0 mm em y para 0,1 mm em x), de tal forma que o escoamento em y pode ser desprezado. Para que tal ocorra, o gradiente de pressão por unidade de comprimento em y (q_y) deve ser nulo, bem como as velocidades V_1 e V_2 . Assim,

$$q_y = 0 \quad \left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial p}{\partial y} = 0 \\ V_1 = V_2 = 0 \end{array} \right.$$

- não ocorre movimento das superfícies na direção z , assim os componentes de velocidade nessa direção são nulos:

$$w_1 = w_2 = 0$$

- considera-se que a matriz seja rígida e que permaneça imóvel durante o processo, assim

$$U_2 = 0$$

Considerando-se essas hipóteses, a equação de Reynolds (expressão IV.1) assume a forma de uma expressão para o tratamento unidimensional (somente dependente da direção x):

$$\frac{d}{dx} \cdot \left[\frac{h^3}{\eta} \cdot \frac{dp}{dx} \right] = 6 \cdot \left\{ \frac{d}{dx} \cdot (U_1) \cdot h \right\} \quad (\text{IV.2})$$

Integrando-se a expressão (IV.2) em relação a x na região I, e considerando que h e η tem valores definidos para cada posição x, tem-se:

$$\frac{h^3}{\eta} \cdot \frac{dp}{dx} = 6 \cdot U_1 \cdot \eta \cdot h + C \quad (\text{IV.3})$$

Onde C é a constante de integração definida pela condição de contorno na qual a pressão sobre o fluido é máxima e conseqüentemente, a espessura do filme (\bar{h}) é mínima e o gradiente de pressão dp/dx é nulo. Introduzindo essa condição de contorno na expressão IV.3 tem-se:

$$C = - 6 \cdot U_1 \cdot \eta \cdot \bar{h}$$

Se assume-se a orientação do eixo x em sentido contrário à diminuição da espessura do filme (como mostrado na figura IV.1), a expressão final para a variação da pressão em função de x fica:

$$\frac{dp}{dx} = - 6 \cdot U_1 \cdot \eta \cdot \left[\frac{h - \bar{h}}{h^3} \right] \quad (\text{IV.4})$$

Para as condições de processamento empregadas na extrusão hidrostática de fios finos, SNIDLE et al. [44] demonstraram que o

aumento de temperatura média no filme na região de entrada da matriz, devido ao efeito do cisalhamento viscoso do fluido, pode ser calculado através da seguinte expressão:

$$\theta_m = \frac{1}{240 \cdot \eta \cdot k_\ell} \cdot \left(\frac{dp}{dx} \right)^2 \cdot h^4 + \frac{\eta \cdot U_1^2}{12 \cdot k_\ell} + \frac{\theta_d + \theta_b}{2} \quad (\text{IV.5})$$

onde

θ_m - temperatura média do filme lubrificante ao longo da espessura

k_ℓ - condutibilidade térmica do lubrificante

θ_b - temperatura do tarugo

θ_d - temperatura da matriz

O aumento da temperatura da matriz ($\Delta\theta_d$) pode ser desprezado visto que a fonte de calor (cisalhamento viscoso do fluido) pode ser considerada desprezível em face das dimensões da matriz. Assim, assume-se que essa temperatura permanecerá constante ao longo da região I.

O aumento de temperatura no tarugo ($\Delta\theta_b$) durante o período de tempo relativo à sua passagem pela região I (de $\lambda = 0$ a $\lambda = t$) é definido como:

$$\Delta\theta_b = \frac{1}{2 \cdot (\pi \cdot K_b \cdot \rho \cdot c)^{1/2}} \cdot \int_0^t \frac{q_A(\lambda)}{(t - \lambda)^{1/2}} d\lambda$$

onde K_b - condutibilidade térmica do material do tarugo

ρ - densidade do material do tarugo

c - calor específico do material do tarugo

q_A - taxa de geração de calor por unidade de área e

$$q_A = \frac{1}{\eta} \cdot \left(\frac{dp}{dx} \right)^2 \cdot \frac{h^3}{12} + \frac{\eta \cdot U_1^2}{h}$$

Assim, nessa região o comportamento da viscosidade do fluido pode ser assumida como dependente da pressão (p) e da variação de temperatura no

filme, apresentando a seguinte relação, obtida por CROOK^[41]:

$$\eta = \eta_0 \cdot (\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T) \quad (\text{IV.6})$$

onde η_0 - viscosidade absoluta do fluido à pressão e temperatura ambientes

α - coeficiente de pressão

b - coeficiente de temperatura

Porém, SNIDLE et al.^[44] mostraram que para as condições normalmente empregadas na extrusão hidrostática, esse aumento de temperatura é desprezível, da ordem de décimos de grau centígrado. Assim, a expressão IV.4 pode ser resolvida considerando somente a dependência de η em relação a p. Para tanto, utiliza-se a expressão apresentada por CAMERON^[39]:

$$\eta = \eta_0 \cdot e^{\alpha \cdot p} \quad (\text{IV.7})$$

onde α é a constante de pressão para um dado lubrificante.

$$e^{-\alpha \cdot p} \cdot \frac{dp}{dx} = -6 \cdot U_1 \cdot \eta_0 \cdot \left(\frac{h - \bar{h}}{h^3} \right) \quad (\text{IV.8})$$

A espessura h pode ser relacionada a x de forma geométrica:

$$h = x \cdot \tan \beta$$

onde β - semi-ângulo de conicidade da matriz

Integrando IV.8, tem-se:

$$e^{-\alpha \cdot p} = \frac{\delta \cdot U_1 \cdot \eta_0 \cdot \alpha}{\tan^2 \beta} \cdot \left[\frac{\bar{h}}{2 \cdot x^2 \cdot \tan \beta} - \frac{1}{x} \right] + A$$

o valor de A é obtido aplicando-se a condição de contorno:

$p = q$ para $x = x_i$, com x_i mostrado na figura IV.1 onde q é a pressão na câmara de extrusão e x_i é suficientemente afastado do ponto onde ocorre o escoamento do material.

$$\text{Assim, } A = e^{-\alpha \cdot q} - \frac{\delta \cdot U_1 \cdot \eta_0 \cdot \alpha}{\tan^2 \beta} \cdot \left[\frac{\bar{h}}{2 \cdot x_i^2 \cdot \tan \beta} - \frac{1}{x_i} \right]$$

Donde,

$$e^{-\alpha \cdot p} - e^{-\alpha \cdot q} = \frac{\delta \cdot U_1 \cdot \eta_0 \cdot \alpha}{\tan^2 \beta} \cdot \left[\frac{1}{x_i} - \frac{1}{x} + \frac{\bar{h}}{2 \cdot \tan \beta} \cdot \left(\frac{1}{x^2} - \frac{1}{x_i^2} \right) \right]$$

Assumindo que o escoamento do material ocorra em $x = x^*$, tem-se pelo critério de escoamento de von Mises para estados cilíndricos de tensão (Figura IV.3) que

$$p = \sigma_0 + q$$

com σ_0 = tensão limite de escoamento do material a extrudar

Assim,

$$e^{-\alpha \cdot q} \cdot \left[1 - e^{-\alpha \cdot \sigma_0} \right] = \frac{\delta \cdot U_1 \cdot \eta_0 \cdot \alpha}{\tan^2 \beta} \cdot \left[\frac{1}{x_i} - \frac{1}{x} + \frac{h}{2 \cdot \tan \beta} \cdot \left(\frac{1}{x^2} - \frac{1}{x_i^2} \right) \right]$$

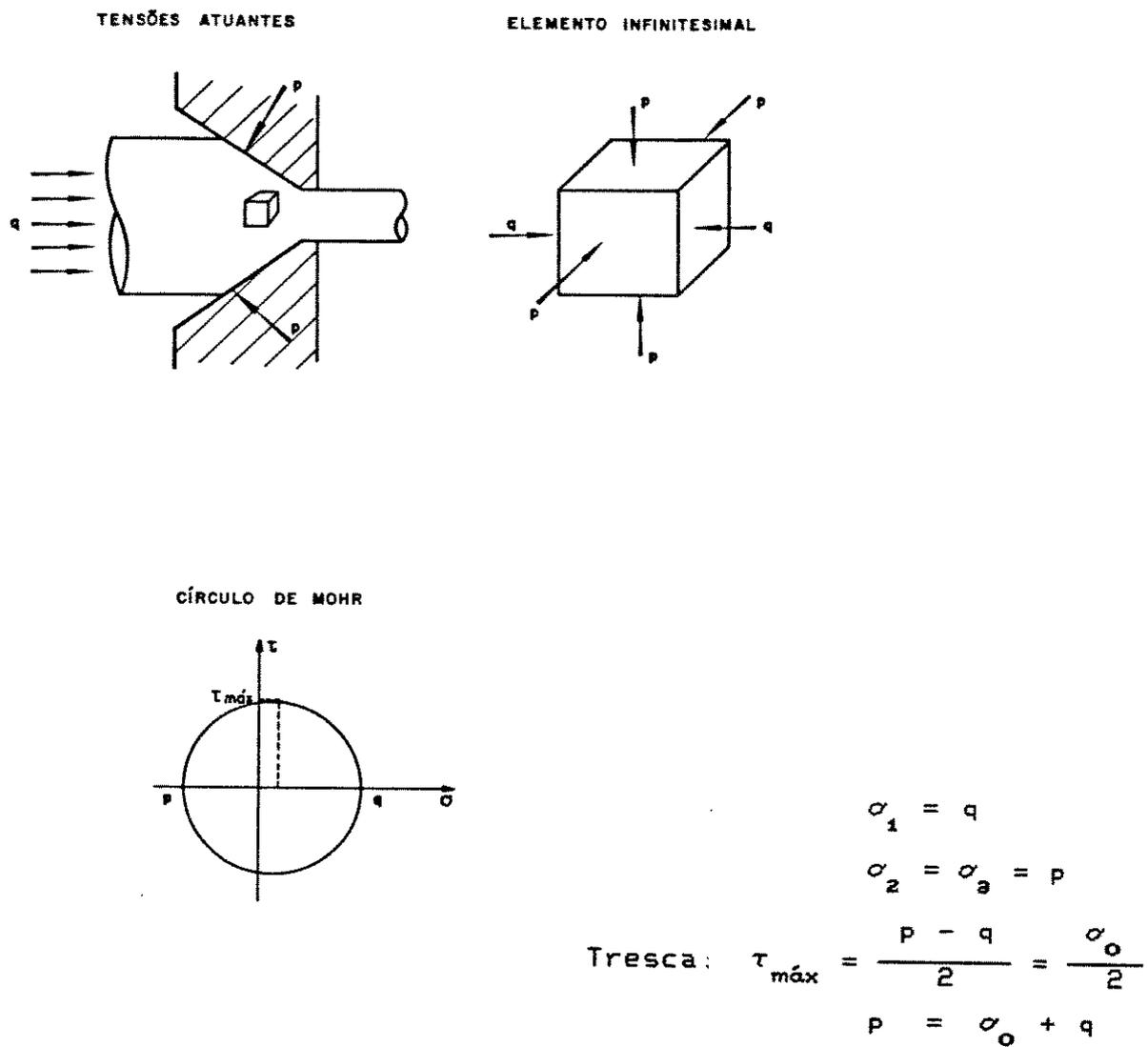


Figura IV.3 - Representação do estado cilíndrico de tensões

o que resulta substituindo $x^* \cdot \tan \beta$ por h^* em:

$$\bar{h} = \frac{2 \cdot h_i \cdot h^*}{(h^* + h_i)} - \frac{\tan \beta \cdot e^{-\alpha \cdot q} \cdot (1 - e^{-\alpha \cdot \sigma_0}) \cdot h^{*2} \cdot h_i}{3 \cdot U_i \cdot \eta_0 \cdot \alpha \cdot (h_i^2 - h^{*2})} \quad (\text{IV.9})$$

Assumindo que condições de elevada pressão e elevada viscosidade caracterizam a passagem da região I para a região II e, que o gradiente de pressão da região II é reduzido se comparado ao da região I, tem-se que o fluxo na passagem de I para II apresenta-se laminar. Assim, tem-se

$$Q_{II} = \frac{-U_{II} \cdot h_{II}}{2} \quad e \quad Q_I = \frac{-U_I \cdot h^*}{2}$$

Na passagem, as vazões (Q_{II} e Q_I) são iguais, bem como as velocidades U_I e U_{II} , concluindo-se que:

$$h^* = h_2$$

Como $(dp/dx)_I = (dp/dx)_{II}$, tem-se que

$$\bar{h} = h^*$$

Resolvendo a equação IV.9, utilizando os valores acima tem-se

$$h^* \cong \frac{3 \cdot U_i \cdot \eta_0 \cdot \alpha}{\tan \beta \cdot e^{-\alpha \cdot q} \cdot (1 - e^{-\alpha \cdot \sigma_0})} \quad (\text{IV.9.a})$$

A espessura do filme na região I é afetada pelas deformações elásticas provocadas no material do tarugo, pois essas deformações

atingem valores da mesma ordem de grandeza da espessura do filme lubrificante.

Para o cálculo dessas deformações, adotou-se o modelo proposto por CONWAY et al. [45], no qual considera-se que a superfície de um cilindro é submetida a uma banda de pressão distribuída uniformemente, como mostrado na figura IV.4.

A expressão obtida para as deformações elásticas (v) numa distância (r) igual ao raio do cilindro (a), como função de x é:

$$v_{r=a} = \frac{-p_0 \cdot a}{\pi \cdot G} \int_0^{\infty} \frac{2 \cdot (1 - \nu) \cdot I_1^2(\gamma) \cdot \sin(\gamma \cdot l/a) \cdot \cos(\gamma \cdot xl/a)}{\gamma^2 \cdot (I_0^2(\gamma) - I_1^2(\gamma)) - 2 \cdot \gamma \cdot (1 - \nu) \cdot I_1^2(\gamma)} d\gamma \quad (\text{IV.10})$$

onde G - módulo de elasticidade transversal,

ν - coeficiente de Poisson e

$I_0(\gamma)$ e $I_1(\gamma)$ são funções de Bessel dadas por

$$I_0(\gamma) = \frac{(1 + \gamma/8) \cdot e^\gamma}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot \gamma}}$$

$$I_1(\gamma) = \frac{(1 + 3\gamma/8) \cdot e^\gamma}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot \gamma}}$$

A solução da integral é feita numericamente de $\gamma_0 = 0,001$ (zero é uma singularidade em I_0 e I_1) a $\gamma_1 = 40$; de forma iterativa, por aproximações das funções de Bessel, de $\gamma_1 = 40$ a $\gamma_2 = 200$ e para valores maiores que γ_2 , pela obtenção da integral-cosseno.

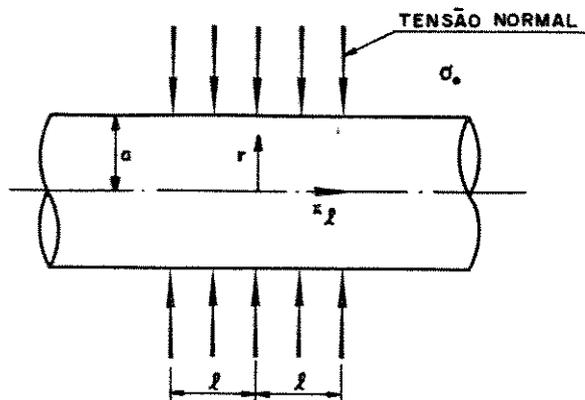


Figura IV.4.a - Representação da banda de pressão uniforme na região I da matriz de extrusão (adaptado de SNIDLE^[20]).

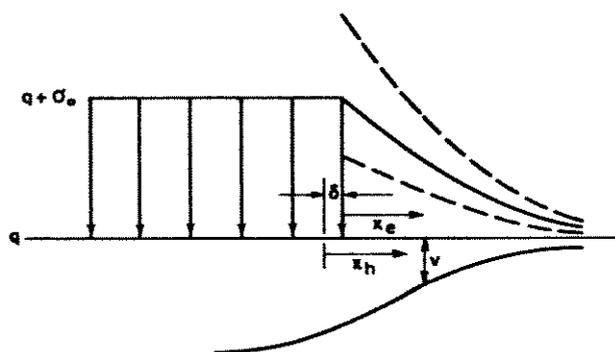


Figura IV.4.b - Representação das deformações elásticas na região I da matriz de extrusão (adaptado de SNIDLE^[20]).

$$\begin{aligned}
v_{r=a} = & \frac{-p_0 \cdot a}{\Pi \cdot G} \left\{ \int_{0.01}^{\gamma_1} \frac{2 \cdot (1 - \nu) \cdot I_1^2(\gamma) \cdot \sin(\gamma \cdot \ell/a) \cdot \cos(\gamma \cdot x\ell/a)}{\gamma^2 \cdot (I_0^2(\gamma) - I_1^2(\gamma)) - 2 \cdot \gamma \cdot (1 - \nu) \cdot I_1^2(\gamma)} d\gamma \right. \\
& + \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} \frac{2 \cdot (1 - \nu) \cdot (1 - 3/4\gamma) \cdot \sin(\gamma \cdot \ell/a) \cdot \cos(\gamma \cdot x\ell/a)}{\gamma^2 - 2 \cdot \gamma \cdot (1 - \nu) \cdot (1 - 3/4\gamma)} d\gamma \\
& + (1 - \nu) \cdot \left[\frac{\sin((\ell + x\ell) \cdot \gamma_2 \cdot a)}{\gamma_2} - \frac{\ell + x\ell}{a} \cdot C_i \left[\left(\frac{\ell + x\ell}{a} \cdot \gamma_2 \right) \right] \right. \\
& \left. + \left[\frac{\sin((\ell - x\ell) \cdot \gamma_2 \cdot a)}{\gamma_2} - \frac{\ell - x\ell}{a} \cdot C_i \left[\left(\frac{\ell - x\ell}{a} \cdot \gamma_2 \right) \right] \right] \right\} \quad (IV.11)
\end{aligned}$$

onde C_i : cosseno-integral e $C_i(x) = - \int_x^\infty \frac{\cos t}{t} dt$

Os parâmetros a , ℓ e $x\ell$ estão representados na figura IV.4.

Calculado o valor de ν , pode-se obter a espessura do filme (h) para cada posição x da região I:

$$h = x_h \cdot \tan \beta + \nu \quad (IV.12)$$

Devido às deformações elásticas, a origem das abscissas (x_0) é deslocada de δ , ou seja, $x_h = x_0 + h$, conforme mostrado na figura IV.4 e discutido no item III.4.3 para a modificação do aspecto do tarugo na passagem da região I para a II.

Definidos os valores de ν e h pode-se calcular a distribuição de pressões, tendo como condição de contorno que em $x_h = \delta$ a pressão atinja o valor relativo ao escoamento, verificando-se neste ponto que

$$\bar{h} = \delta \cdot \tan \beta + v_{x=0}$$

A equação que fornece o valor da pressão para cada valor de x (Expressão IV.4) deve ser resolvida de forma iterativa visto que existe uma dependência entre os valores de p , h e η .

O fluxograma da figura IV.5 apresenta as diversas etapas de cálculo necessárias para determinação do gradiente de pressões e da variação de espessura do filme na região de entrada da matriz:

- 1) Assume-se um valor inicial para q , como o valor ideal, definido para um processo em que tanto o atrito como o trabalho redundante sejam desprezíveis (condições de lubrificação perfeita e ângulo de conicidade da matriz quase nulo). Esse valor é igual a

$$q = 2 \cdot \sigma_0 \cdot \ln (D_1/D_2)$$

- 2) Assume-se um valor inicial para \bar{h} igual ao valor definido para o regime rígido-plástico:

$$\bar{h} = h^*$$

- 3) Assume-se o valor de $\delta = \frac{\bar{h}}{\tan \beta}$

Para cada valor de x , desde x_i até δ :

- 4) Calcula-se o valor de v para cada x_h ou seja, $x_f = l - \delta + x_h$, com $a = D_1/2$ (Expressão IV.11)
- 5) Calcula-se o valor de h (Expressão IV.12)
- 6) Calcula-se o valor de η (Expressão IV.7)
- 7) Calcula-se o valor da pressão p , integrando-se a expressão de REYNOLDS (IV.4) pelo método trapezoidal

$$P_{n+1} = P_n + \frac{(x_{n+1} - x_n) \cdot \left[(dp/dx)_{n+1} + (dp/dx)_n \right]}{2}$$

sendo condição de contorno que em $n = 1 \longrightarrow x = x_i \longrightarrow p = q$

A expressão IV.4 fica reduzida a

$$p + A.f(p) + B = 0$$

que pode ser resolvida pelo método de Newton por aproximações sucessivas.

8) Em $x_h = \delta$, a pressão deve ser igual a $\sigma_0 + q$. Caso essa igualdade não se verifique, corrige-se \bar{h} até que isto ocorra.

9) Se $\bar{h} \neq \delta \cdot \tan \beta + v_{x=0}$ então, o novo valor de δ é dado por

$$\delta = \frac{\bar{h} - v_{x=0}}{\tan \beta}$$

e retoma-se o passo de número 4, até que simultaneamente, satisfaçam-se as condições dos passos 7 e 8.

O Apêndice I apresenta as rotinas computacionais desenvolvidas para a solução de cada uma das etapas indicadas anteriormente.

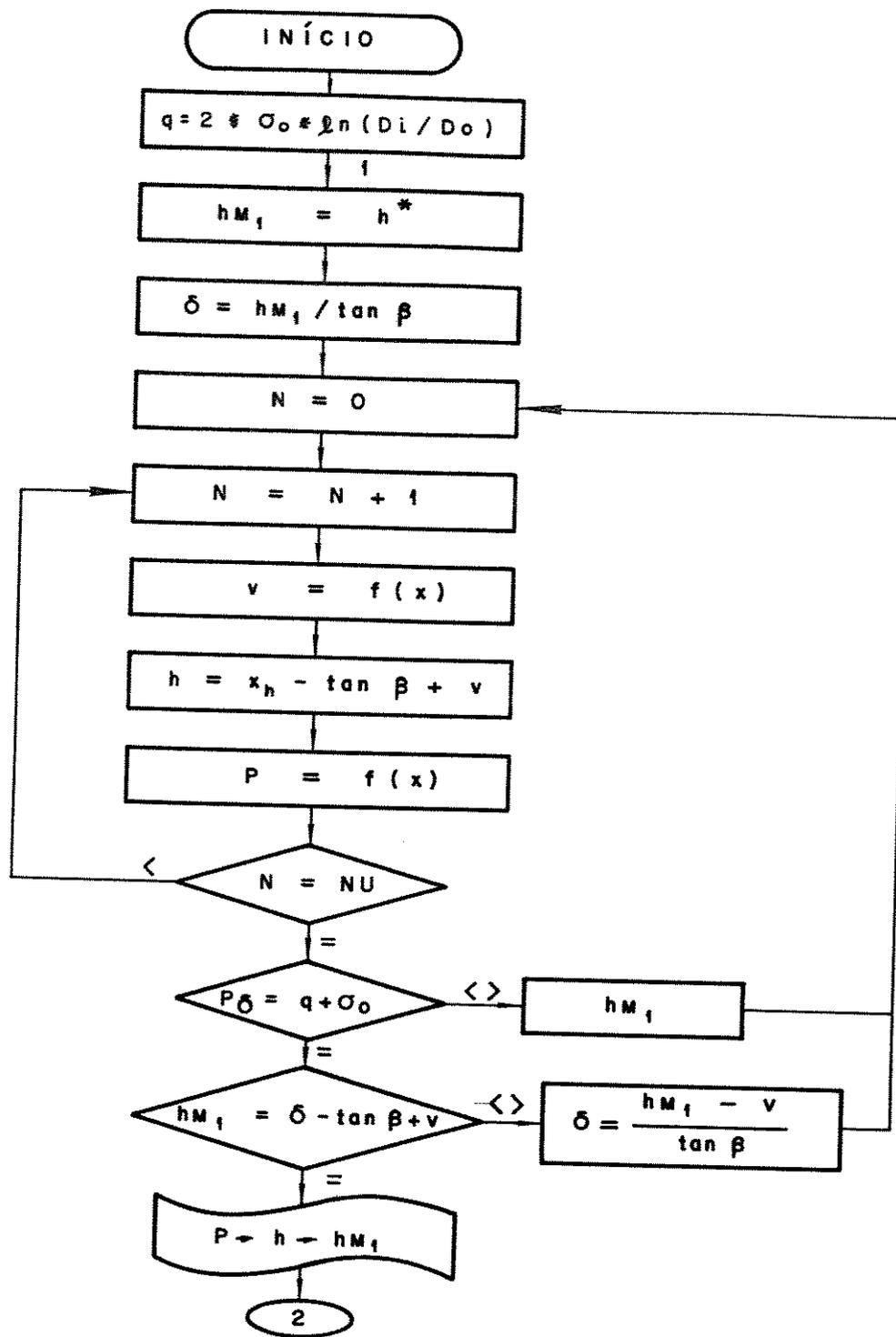


Figura IV.5 - Fluxograma de cálculos para a região I da matriz de extrusão.

IV.2.3 Análise da região II

Nessa região, denominada de trabalho, ocorrem as deformações plásticas que modificarão as dimensões do tarugo até obter-se o produto final.

A energia dispendida para promover essas deformações pode ser dividida em três parcelas:

1^a. deformação homogênea - necessária para promover a modificação do diâmetro do tarugo. Essa parcela independe da geometria da matriz de extrusão e das condições de lubrificação entre matriz e tarugo, sendo apenas função dos diâmetros do tarugo e do produto que se deseja obter e das propriedades do material a extrudar;

2^a. trabalho redundante - necessária para sobrepor o cisalhamento interno do material quando da mudança na direção do escoamento do material, quando da passagem da região I para a II e da II para a III. Na região I, o escoamento apresenta-se paralelo ao eixo longitudinal do tarugo, já na região II este converge em direção ao ápice da matriz (Figura IV.6) e volta a ser paralelo ao eixo do produto na região III.

3^a. de atrito - necessária para cisalhar o filme lubrificante presente entre as superfícies do tarugo e da matriz, considerando para cálculo da tensão de cisalhamento, a fornecida pela expressão

$$\tau = \eta \cdot \frac{U}{h} \quad (\text{III.4})$$

Para determinar os valores da pressão e da espessura do filme nessa região, assume-se as seguintes hipóteses:

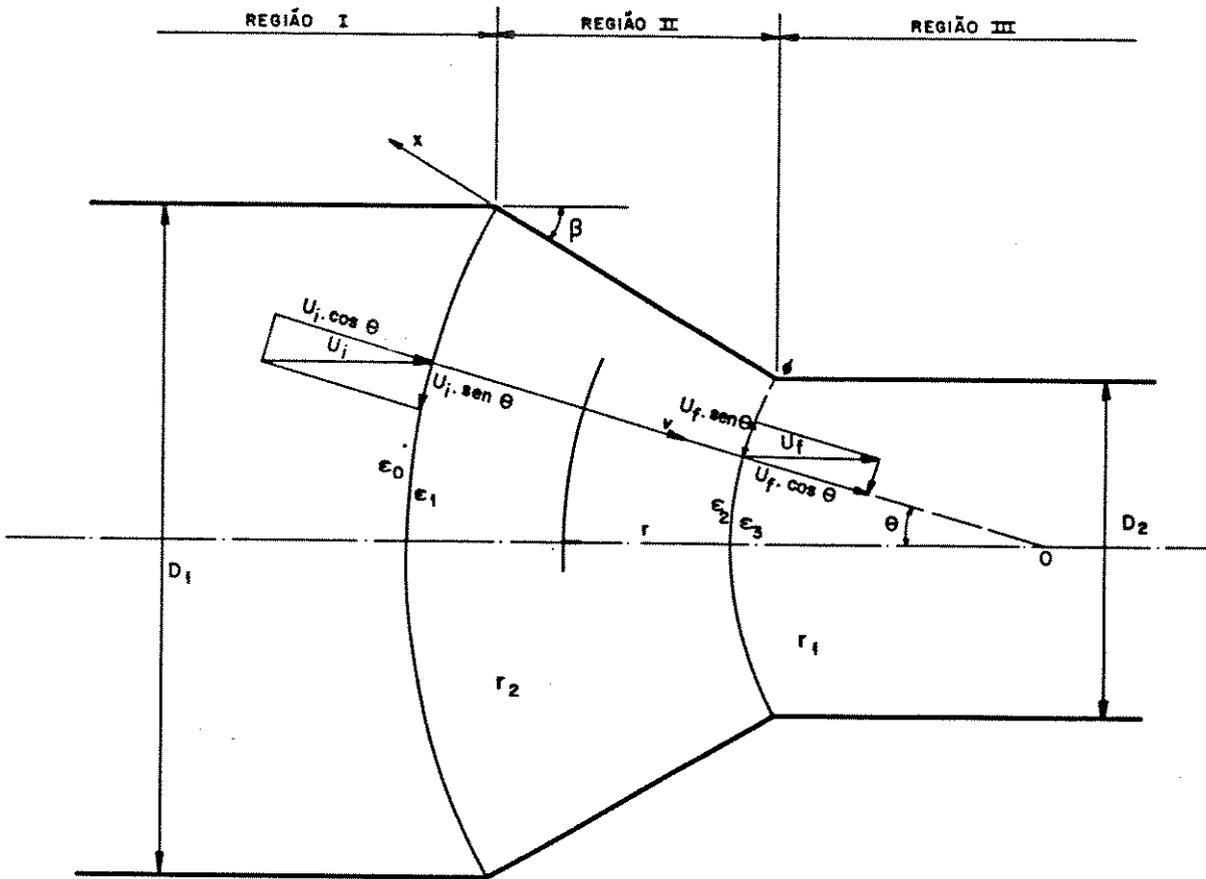


Figura IV.6 - Representação das regiões da matriz de extrusão, dos campos de velocidades e das superfícies de descontinuidade (adaptado de AVITZUR^[47]).

1) o material a deformar é isotrópico, incompressível, contínuo e uniforme. Tais condições são satisfeitas pelos materiais normalmente extrudados para a obtenção de fios (ligas de alumínio, de ouro e de cobre). Também assume-se que o material é encruável, ou seja, que apresenta um aumento da tensão de escoamento devido à deformação plástica. ALTAN e BOULGER^[46] apresentam a seguinte expressão para a tensão de escoamento (σ_y) em função da deformação:

$$\sigma_y = A \cdot \epsilon^k \quad (\text{IV.13})$$

onde

A e k - coeficientes relacionados à resistência mecânica e ao encruamento, respectivamente.

2) O calor gerado pela deformação do tarugo é dissipado no filme, predominando o regime de transferência de calor por condução. O aumento de temperatura verificado no tarugo e no filme deve ser considerado pois influencia diretamente a tensão de escoamento do material (recristalização dinâmica), desde que os materiais tornam-se sensíveis à taxa de deformação. Esse aumento de temperatura também é responsável pela queda da viscosidade do fluido do filme. A queda da tensão de escoamento (σ_y) com a temperatura (θ) pode ser determinada através da seguinte expressão^[48]:

$$\sigma_y = B \cdot \dot{\epsilon}^n \quad (\text{IV.14})$$

onde

B e n - coeficientes relacionados à resistência mecânica e à sensibilidade à taxa de deformação ($\dot{\epsilon}$).

3) A variação da viscosidade do fluido do filme depende como analisado anteriormente, da pressão e da temperatura locais ($\eta = f[p, \theta]$). Nesse caso, utilizar-se-á a formulação dada pela expressão IV.6.

4) A presença de um filme lubrificante sob alta pressão entre duas superfícies sendo uma delas de baixa resistência mecânica, como ocorre na extrusão hidrostática de fios, pode provocar a deformação diferencial dos grãos individuais que compõem a superfície do tarugo (vide item IV.2.3.b). De tal fato ocorre a modificação da textura superficial do tarugo e conseqüentemente do produto, alterando os valores de rugosidade. A análise desse fenômeno será efetuada, baseando-se no trabalho de WILSON^[49].

IV.2.3.a - Análise da condução térmica

Assumindo que o calor gerado pela deformação plástica seja transferido ao filme lubrificante apenas por condução térmica, a expressão relativa será:

$$k_f \cdot \frac{d^2 \theta}{dz^2} = - \eta \cdot \left(\frac{du}{dz} \right)^2 \quad (\text{IV.15})$$

Ao assumir-se que o escoamento do fluido nessa região é laminar, tem-se:

$$\frac{du}{dz} = \frac{U}{h}$$

Impondo-se as condições de contorno relativas à extrusão hidrostática:

$$\theta = \theta_b \quad \text{para} \quad z = 0 \quad (\text{b - tarugo})$$

$$\theta = \theta_d \quad \text{para} \quad z = h \quad (\text{d - matriz})$$

Tem-se, integrando a equação IV.13 que:

$$\theta = \theta_b + \frac{\eta \cdot U}{2 \cdot k_\ell} \cdot \bar{z} \cdot (1 - \bar{z}) - \bar{z} \cdot (\theta_b - \theta_d) \quad \text{com} \quad \bar{z} = z/h \quad (\text{IV.16})$$

A temperatura média no filme é

$$\theta_m = \frac{1}{h} \cdot \int_0^h \theta \cdot dz$$

Da expressão IV.14, tem-se que

$$\theta_m = 0,5 \cdot (\theta_b + \theta_d) + \frac{\eta \cdot U^2}{12 \cdot k_\ell}$$

O valor de θ_b é obtido considerando-se a quantidade de calor gerada pela deformação, descontada a transferência de calor entre a superfície do tarugo e o filme lubrificante. Assim,

$$\theta_b = \theta_i + \frac{\sigma_y}{\rho \cdot c} \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D} \right)^2 + \frac{1}{(k_b \cdot \rho \cdot c \cdot \Pi)^{0.5}} \cdot \int_0^\tau k_\ell \cdot \left(\frac{d\theta}{dz} \right)_{z=0} \cdot \frac{dt}{(T - t)^{0.5}} \quad (\text{IV.17})$$

onde θ_i - temperatura na entrada da região II

ρ, c - densidade e calor específico do material do tarugo

D - diâmetro do tarugo num dado instante na região II

T - tempo necessário para redução de D_1 até D

O valor de T pode ser calculado considerando-se que

$$U = \frac{dx}{dt} \quad \text{ou} \quad dt = \frac{dx}{U}$$

sendo x tomado paralelo à direção de escoamento do filme:

$$x = 0 \quad \text{quando} \quad D = D_2$$

$$x = x_{\max} \quad \text{quando} \quad D = D_1$$

$$\text{Pela geometria da região II} \quad D = 2 \cdot x \cdot \sin \beta + D_2$$

$$\text{com} \quad U = \left(\frac{D_1}{D} \right)^2 \cdot U_1 \cdot \cos \beta$$

devido à incompressibilidade do tarugo e à mudança na direção do escoamento do material, tem-se:

$$U = \left(\frac{D_1}{2 \cdot x \cdot \sin \beta + D_2} \right)^2 \cdot U_1 \cdot \cos \beta$$

Assim,

$$T = - \frac{\sec \beta}{U_1 \cdot D_1^2} \cdot \left\{ \frac{4}{3} \cdot \sin^2 \beta \cdot (x^3 - x_1^3) + 2 \cdot D_2 \cdot \sin \beta \cdot (x^2 - x_1^2) + D_2^2 \cdot (x - x_1) \right\}$$

A expressão IV.17 integrada, conhecido T fica:

$$\theta_b = \theta_i + \frac{\sigma_y}{\rho \cdot c} \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D} \right)^2 +$$

$$+ \frac{1}{(k_b \cdot \rho \cdot c \cdot \Pi)^{0.5}} \cdot \frac{1}{h} \cdot \left[\frac{\eta \cdot U^2}{2} + k_\ell \cdot (\theta_d - \theta_b) \right] \cdot Z \cdot T^{0.5}$$

Já a temperatura na superfície da matriz é obtida pela análise da transferência de calor por condução, entre a matriz e o lubrificante, em regime-permanente. Assume-se que na matriz, a uma distância Z da superfície, a temperatura retorne ao valor de θ_i , de tal forma que:

$$k_\ell \cdot \left(\frac{d\theta}{dz} \right)_{z=h} = k_d \cdot \left(\frac{d\theta}{dz} \right)_{z=h} = \frac{-k_d \cdot (\theta_d - \theta_i)}{Z}$$

Derivando a equação IV.16 e inserindo o resultado na expressão acima, tem-se:

$$\theta_d = \frac{\theta_i + Z/h \cdot (k_\ell/k_d) \cdot \theta_b + \frac{\eta \cdot U^2}{2 \cdot k_\ell} \cdot (k_\ell/k_d) \cdot \frac{Z}{h}}{1 + (k_\ell/k_d) \cdot \frac{Z}{h}}$$

Nota-se que para o cálculo de θ_b , θ_d e θ_m , há necessidade do cálculo simultâneo desses valores, bem como da pressão no filme já que o valor de η é necessário e nessa região, a viscosidade depende tanto da pressão, quanto da temperatura média do filme, como apresentado pela expressão IV.6.

IV.2.3.b Análise da modificação da textura superficial do tarugo

Como apresentado no item III.3.1, a existência de um filme lubrificante sob pressão pode causar modificações na textura

superficial do tarugo, desta forma, ter-se-á variações nos valores da rugosidade superficial bem como da espessura do filme interposto.

O modelo adotado para a análise da modificação estrutural foi o desenvolvido por WILSON^[49], adaptado para o processo de extrusão hidrostática de fios finos.

Como hipóteses assumidas para a análise, tem-se:

- a matriz e o tarugo tem inicialmente suas superfícies perfeitamente lisas;
- o escoamento do fluido é afetado somente pelos distúrbios de pressão localizados;
- os distúrbios de pressão são causados por variações na tensão de escoamento em grãos cristalinos individuais. Esses distúrbios são assumidos como ondas senoidais.

A figura IV.7 apresenta as superfícies da matriz e do tarugo, o filme que as separa, bem como uma representação do distúrbio de pressão na forma senoidal.

A pressão no filme é assumida como apresentando a forma:

$$P = P_v + a \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot x}{\lambda}\right) \quad (\text{IV.18})$$

onde

P_v - pressão no filme devida à deformação provocada

a - amplitude do distúrbio de pressão

x - abscissa relativa ao tarugo, variando de 0 a λ

λ - comprimento de onda do distúrbio de pressão, igual à dimensão característica do grão cristalino.

Como há interesse de verificar-se como ocorrem as modificações na textura superficial do tarugo ao longo do processo, emprega-se a

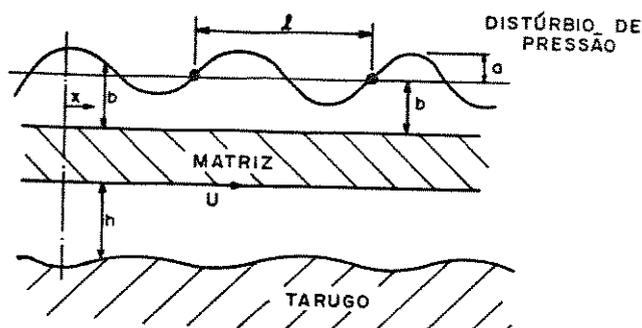


Figura IV.7 - Representação da distribuição de pressão no filme lubrificante em extrusão hidrostática (adaptado de WILSON^[49]).

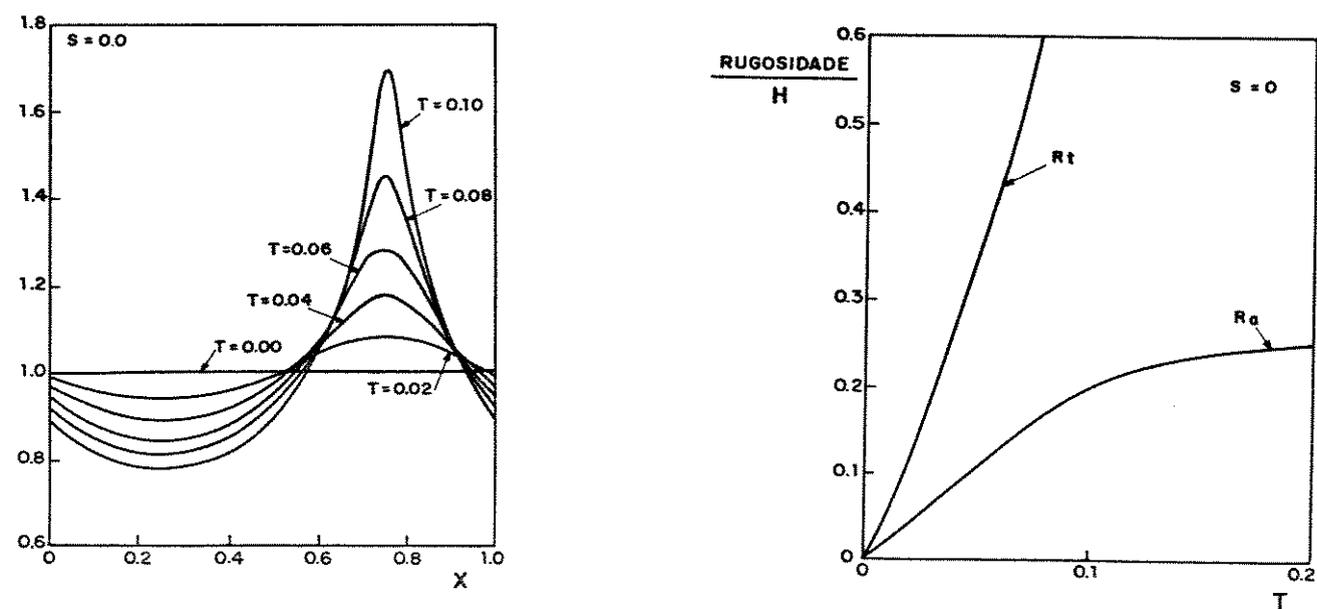


Figura IV.8 - Modificação da textura superficial de um produto conformado em função do tempo de processo (adaptado de WILSON^[49]).

equação de REYNOLDS unidimensional, em função do tempo de processo (t), necessário para percorrer a distância x .

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{h^3}{6 \cdot \eta \cdot \ell} \cdot \frac{\partial p}{\partial x} \right] = \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{U \cdot h}{2} \right] + \frac{\partial h}{\partial t} \quad (\text{IV.19})$$

Derivando a expressão IV.18 e substituindo na expressão IV.19 tem-se

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{\pi \cdot a \cdot h^3}{6 \cdot \eta \cdot \ell} \cdot \cos \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot x}{\ell} \right) \right] = \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{U \cdot h}{2} \right] + \frac{\partial h}{\partial t}$$

ou

$$\frac{\partial h}{\partial t} = \frac{\partial h}{\partial x} \cdot \left[\frac{U}{2} + \frac{\pi \cdot a \cdot h^2}{2 \cdot \eta \cdot \ell} \cdot \cos \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot x}{\ell} \right) \right] - \frac{\pi^2 \cdot a \cdot h^3}{3 \cdot \eta \cdot \ell^2} \cdot \sin \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot x}{\ell} \right)$$

Reescrita com os seguintes parâmetros adimensionais:

$$H = h/h_0 \quad S = \frac{U \cdot \eta \cdot \ell}{2 \cdot a \cdot h_0^2} \quad T = \frac{t \cdot a \cdot h_0^2}{\eta \cdot \ell^2} \quad X = x/\ell$$

tem-se

$$\frac{\partial H}{\partial T} = \frac{\partial H}{\partial X} \cdot \left[S + \frac{\pi \cdot H^2}{2} \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot X) \right] - \frac{\pi^2}{3} \cdot H^3 \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot X) \quad (\text{IV.20})$$

A condição inicial é de que no instante do início da deformação, a espessura do filme seja igual à espessura média (h_0), ou $[H]_{T=0} = 1$.

Como a solução é periódica em X , analisar-se-á a região $0 < X < 1$, sendo ainda condições de contorno que

$$[H]_{X=0} = [H]_{X=1} \quad \text{e} \quad [dH/dX]_{X=0} = [dH/dX]_{X=1}$$

A expressão IV.20 é uma equação diferencial parcial de primeira ordem, que pode ser resolvida numericamente através de aproximações pelo método de diferenças finitas^[50], obtendo-se os valores de H em função da posição X e do tempo T.

O Apêndice II apresenta o desenvolvimento desse método para o processo em estudo, bem como as rotinas computacionais desenvolvidas para a obtenção dos resultados.

Os perfis de H em função de X e T relacionam-se diretamente à textura superficial do tarugo. Com o decorrer da deformação, incremento em T, essa superfície assume um aspecto de picos arredondados separados por vales profundos e estreitos.

O valor de h obtido dessa análise será utilizado para a determinação do valor da pressão no filme na região II, prosseguindo-se os cálculos de forma iterativa, como discutido no item seguinte.

A figura IV.8 apresenta a evolução de H e dos valores de rugosidade média aritmética (Ra) e máxima (Rt) em função de T e X, onde pode-se observar a modificação da textura superficial com o decorrer da deformação, para um processo onde $S = 0$ (sem movimento relativo na direção horizontal) e com T assumido igual a 0,1.

IV.2.3.c - Determinação da pressão no filme na região II

Para o cálculo da pressão no filme, utilizar-se-á o modelo desenvolvido por von KARMAN^[51], baseado no método da divisão e equilíbrio de elementos, corrigido para considerar a energia de trabalho redundante. Esse método considera as três parcelas de energia envolvidas no processo: deformação homogênea, atrito e trabalho

redundante. Ainda nesse método, é possível introduzir a expressão para a tensão cisalhante que atua no filme (expressão III.4), bem como considerar o efeito do encruamento e da temperatura de processo sobre a tensão limite de escoamento do material a extrudar.

A correção do modelo clássico de SACHS, para considerar o efeito do trabalho redundante, é efetivada ao assumir-se o desenvolvimento de AVITZUR^[47] e PUGH^[52] baseado no método do limite superior de potências.

Nesse método, assume-se a existência de um campo de velocidades cinematicamente admissível, com superfícies de descontinuidade esféricas Γ_1 e Γ_2 (na passagem das regiões), centradas no ápice O, como mostradas na figura IV.6.

A expressão básica obtida pelo método, cujo desenvolvimento é mostrado no Apêndice III, é a seguinte:

$$\frac{dp}{dD} = \frac{d\sigma_y}{dD} + \frac{2}{D} \cdot \left[\sigma_y + \tau \cdot \cotg \beta \right] \quad (\text{IV.21})$$

PUGH^[52] mostrou que as superfícies de descontinuidade esféricas são as que mais aproximam os resultados teóricos dos experimentais. Para esse tipo de superfície, as deformações provocadas nas diversas regiões são as seguintes:

$$\epsilon = \epsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D} \right) \quad \epsilon_1 = \frac{1}{2} \cdot \left[\frac{\beta}{\sin^2 \beta} - \cotg \beta \right]$$

$$\epsilon_0 = 0 \quad \epsilon_2 = \epsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D_2} \right) \quad \epsilon_3 = 2 \cdot \epsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D_2} \right)$$

A tensão de escoamento em função da deformação provocada, pode ser definida como

$$\sigma_y = A \cdot \epsilon^k \quad (\text{IV.13})$$

quando a temperatura do tarugo for menor que a temperatura de recristalização

ou

$$\sigma_y = B \cdot \dot{\epsilon}^n \quad (\text{IV.14})$$

quando a temperatura do tarugo for maior que a temperatura de recristalização.

Na expressão IV.14, B e n são constantes características do material a extrudar e $\dot{\epsilon}$, definida como taxa de deformação é obtida pelo seguinte desenvolvimento:

$$\dot{\epsilon} = \frac{d\epsilon}{dt}$$

como ϵ é função do diâmetro D, e este por sua vez é função do tempo t, tem-se que

$$\dot{\epsilon} = \frac{d\epsilon}{dt} = \frac{d\epsilon}{dD} \cdot \frac{dD}{dt}$$

com $\frac{d\epsilon}{dD} = -\frac{2}{D}$ e $\frac{dD}{dt} = -2 \cdot U_1 \cdot \cos \beta \cdot \left[\frac{D_1}{D}\right]^2 \cdot \text{sen } \beta$
tem-se

$$\dot{\epsilon} = \frac{d\epsilon}{dt} = \frac{4 \cdot U_1 \cdot \cos \beta \cdot D_1^2 \cdot \text{sen } \beta}{D^3}$$

Assim, a expressão IV.14 apresenta-se como

$$\sigma_y = B \cdot \left[\frac{4 \cdot U_1 \cdot \cos \beta \cdot D_1^2 \cdot \sin \beta}{D^3} \right]^n$$

Para o caso em que a temperatura do tarugo é menor que a temperatura de recristalização

$$\sigma_y = A \cdot \left[\varepsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D} \right) \right]^k$$

e

$$\frac{d\sigma_y}{dD} = - \frac{2 \cdot k \cdot A}{D} \cdot \left[\varepsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D} \right) \right]^{k-1}$$

Já a tensão cisalhante no filme (τ) é dada pela expressão III.4:

$$\tau = \frac{\eta \cdot U}{h}$$

Assumindo que a viscosidade comporte-se como apresentado pela expressão IV.6

$$\eta = \eta_0 \cdot (\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T)$$

que a velocidade U seja obtida pela hipótese de fluxo constante

$$U = U_1 \cdot \left(\frac{D_1}{D} \right)^2 \cdot \cos \beta$$

e que a espessura do filme possa ser obtida, como função de D, pela expressão IV.20, a expressão III.4 torna-se:

$$\tau = \frac{\eta_o \cdot (\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T)}{h} \cdot U_1 \cdot \left(\frac{D_1}{D}\right)^2 \cdot \cos \beta$$

introduzindo as expressões de η , τ e σ_y na expressão IV.21 tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{dp}{dD} = & - \frac{2 \cdot k \cdot A}{D} \cdot \left[\varepsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D} \right) \right]^{k-1} + \\ & + \frac{2}{D} \cdot \left\{ A \cdot \left[\varepsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D} \right) \right]^k + \frac{\eta_o \cdot (\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T)}{h} \cdot U_1 \cdot \left(\frac{D_1}{D} \right)^2 \cdot \frac{\cos^2 \beta}{\sin \beta} \right\} \end{aligned} \quad (IV.22)$$

Já para o caso em que a temperatura do tarugo é maior que a temperatura de recristalização, o desenvolvimento da expressão IV.21 é o seguinte:

$$\frac{d\sigma_y}{dD} = - 3 \cdot n \cdot B \cdot \left[4 \cdot U_1 \cdot \cos \beta \cdot D_1^2 \cdot \sin \beta \right] \cdot D^{-3n-1}$$

inserindo na expressão IV.21 as expressões de η , τ e σ_y tem-se:

$$\begin{aligned} \frac{dp}{dD} = & - 3 \cdot n \cdot B \cdot \left[4 \cdot U_1 \cdot \cos \beta \cdot D_1^2 \cdot \sin \beta \right] \cdot D^{-3n-1} + \\ & + \frac{2}{D} \cdot \left\{ B \cdot \left[\frac{4 \cdot U_1 \cdot \cos \beta \cdot D_1^2 \cdot \sin \beta}{D^3} \right]^n + \frac{\eta_o \cdot (\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T)}{h} \cdot U_1 \cdot \left(\frac{D_1}{D} \right)^2 \cdot \frac{\cos^2 \beta}{\sin \beta} \right\} \end{aligned} \quad (IV.23)$$

As expressões IV.22 e IV.23 apresentam-se como equações diferenciais ordinárias de 1.^a ordem do tipo

$$\frac{dy}{dx} = f(x,y) \quad \text{ou neste caso} \quad \frac{dp}{dD} = f(D,p)$$

Para a solução desse tipo de equação, utiliza-se o método numérico denominado Runge-Kutta^[53], de terceira ordem. A solução é obtida por aproximações sucessivas e o método apresenta-se apropriado pois há a possibilidade de que para cada iteração de integração, pode-se utilizar os valores locais de h , θ e η que se relacionam diretamente à pressão no filme (p).

A condição de contorno para que se iniciem as iterações é dada pelo valor da pressão no filme na entrada da região II:

$$\text{Para } D = D_{J_{n-1}} \longrightarrow p = q + A \cdot \epsilon_1^k - \int_{\epsilon}^{\epsilon_1} \sigma_y d\epsilon \quad \text{ou}$$

$$p = q + A \cdot \epsilon_1^k - \left[\frac{A \cdot \epsilon_1^{k+1}}{k+1} \right]$$

assumindo que o tarugo esteja à temperatura ambiente no início da extrusão.

Já na saída da região II deve-se verificar a seguinte condição de contorno:

$$\text{Para } D = D_2 \longrightarrow p_{(D_2)} = \sigma_y(\epsilon_2) + \int_{\epsilon_2}^{\epsilon_3} \sigma_y d\epsilon \quad (\text{IV.24})$$

Para o caso em que a temperatura do tarugo é menor que a

temperatura de recristalização, tem-se:

$$P_{(D_2)} = A \cdot \left[\epsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D_2} \right) \right]^k + \frac{A \cdot (\epsilon_3^{k+1} - \epsilon_2^{k+1})}{k + 1}$$

Para o caso em que a temperatura do tarugo é maior que a temperatura de recristalização, a expressão IV.24, torna-se:

$$P_{(D_2)} = B \cdot \left[\frac{4 \cdot U_1 \cdot \cos \beta \cdot D_1^2 \cdot \sin \beta}{D_2^3} \right]^n \cdot \{1 + \epsilon_3 - \epsilon_2\}$$

$$\text{com } \epsilon_2 = \epsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D_2} \right) \quad \text{e} \quad \epsilon_3 = 2 \cdot \epsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D_2} \right)$$

$$P = B \cdot \left[\frac{4 \cdot U_1 \cdot \cos \beta \cdot D_1^2 \cdot \sin \beta}{D_2^3} \right]^n \cdot \{1 + \epsilon_1\}$$

A condição de contorno para $P_{(D_2)}$ (expressão IV.24) deve ser satisfeita corrigindo-se o valor da pressão de extrusão q até que se atinja a igualdade definida pela expressão.

O fluxograma da figura IV.9 apresenta as diversas etapas de cálculo envolvidas na determinação da pressão no filme para cada local da região II:

1) Já com os valores da pressão de extrusão (q), da pressão (p) e da espessura do filme (h_{m1}) calculados para a região I, insere-se os valores de D_1 , D_2 , η_0 , β , U_1 , θ_{recr} , θ_i , ρ , c e k .

2) Define-se o passo H de divisão da região II. Após várias

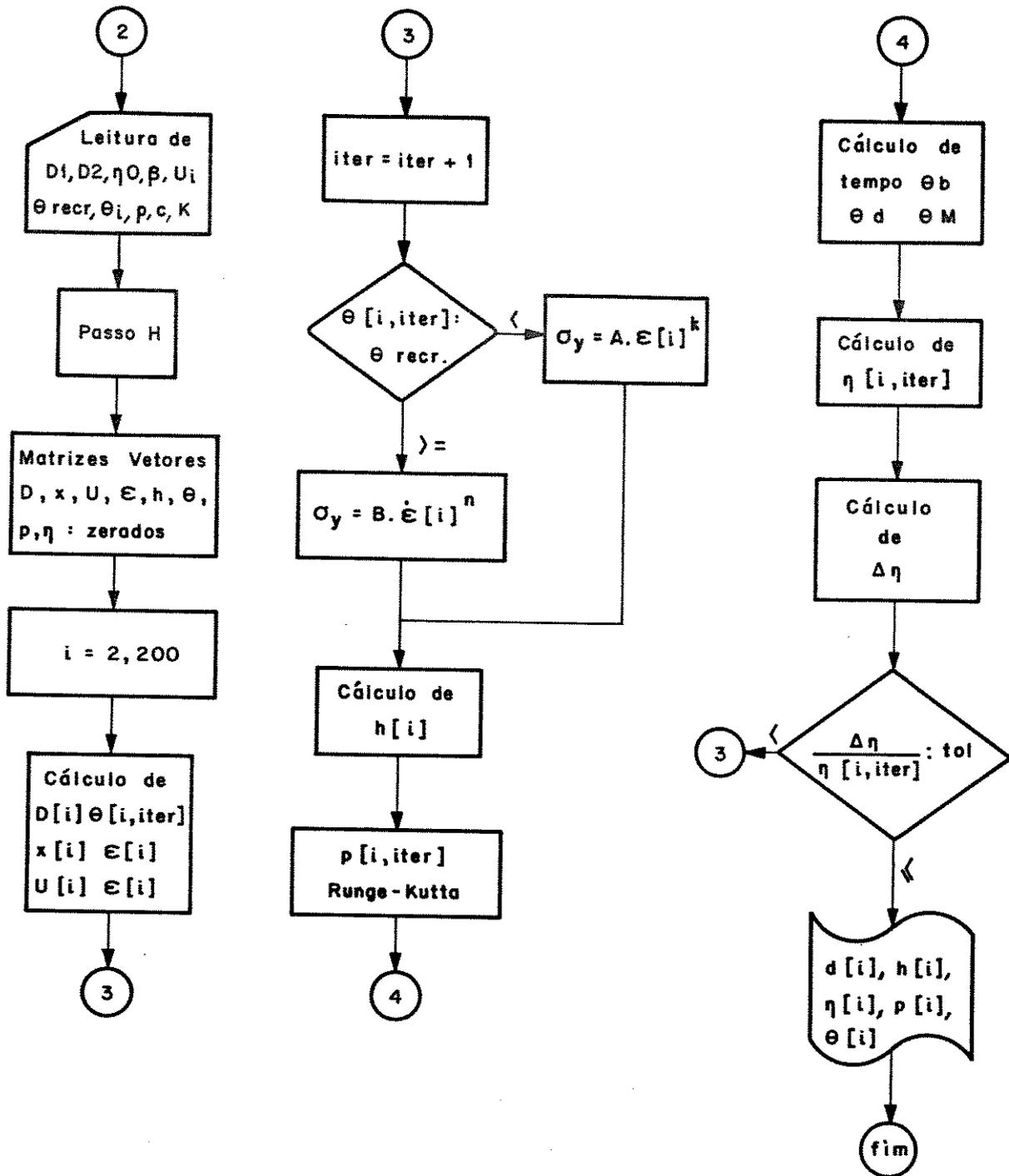


Figura IV.9 - Fluxograma de cálculos na região II da matriz de extrusão.

tentativas definiu-se como 200 o número ideal de passos para cálculo.

3) Zera-se todos os vetores e matrizes de cálculo.

4) Inicia-se a iteração dos cálculos de θ , x e ε para cada ponto da região.

5) Compara-se o valor de θ com θ_{recr} (condição para as expressões IV.13 e IV.14) definindo-se o valor de σ_y .

6) Calcula-se h (item IV.2.3.b) e p (procedimento de Runge-Kutta - apêndice IV).

7) Calcula-se θ_b , θ_d e θ_m , η e $\Delta\eta$.

8) Procede-se a iteração de cálculos (passo 5), até que $\Delta\eta/\eta$ seja menor que o valor da tolerância assumida.

9) Imprime-se os valores de D , h , η , p e θ .

10) Verifica-se a condição de contorno $P_{[D_2]}$ (expressão IV.24).

Caso não seja verificada, corrige-se o valor de q , multiplicando-o pelo quociente entre o valor de p desejado e o obtido na iteração realizada.

O quadro IV.1 apresenta as expressões finais que serão utilizadas na determinação da espessura do filme, da pressão de extrusão, da viscosidade do fluido e das temperaturas no filme, no tarugo e na matriz.

O Apêndice IV apresenta o desenvolvimento do método utilizado, bem como as rotinas computacionais ao fluxograma apresentado.

Quadro IV.1 - Expressões finais utilizadas nas rotinas computacionais

Temperaturas

- do filme:
$$\theta_m = 0,5 \cdot (\theta_b + \theta_d) + \frac{\eta \cdot U^2}{12 \cdot k_\ell}$$

- da matriz:
$$\theta_d = \frac{\theta_i + Z/h \cdot (k_\ell/k_d) \cdot \theta_b + \frac{\eta \cdot U^2}{2 \cdot k_\ell} \cdot (k_\ell/k_d) \cdot \frac{Z}{h}}{1 + (k_\ell/k_d) \cdot \frac{Z}{h}}$$

- do tarugo:
$$\theta_b = \theta_i + \frac{\sigma_y}{\rho \cdot c} \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D} \right)^2 + \frac{1}{(k_b \cdot \rho \cdot c \cdot \Pi)^{0.5}} \cdot \frac{1}{h} \cdot \left[\frac{\eta \cdot U^2}{2} + k_\ell \cdot (\theta_d - \theta_b) \right] \cdot 2 \cdot T^{0.5}$$

Velocidade:

$$U = \left(\frac{D_1}{2 \cdot x \cdot \sin \beta + D_2} \right)^2 \cdot U_1 \cdot \cos \beta$$

Tempo de processo:

$$T = - \frac{\sec \beta}{U_1 \cdot D_1^2} \cdot \left\{ \frac{4}{3} \cdot \sin^2 \beta \cdot (x^3 - x_1^3) + 2 \cdot D_2 \cdot \sin \beta \cdot (x^2 - x_1^2) + D_2^2 \cdot (x - x_1) \right\}$$

Viscosidade:

$$\eta = \eta_0 \cdot (\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T)$$

Quadro IV.1 - Expressões finais utilizadas nas rotinas computacionais
(continuação)

Pressão (diferencial em função do diâmetro extrudado D):

$$\frac{dp}{dD} = - \frac{2 \cdot k \cdot A}{D} \cdot \left[\varepsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D} \right) \right]^{k-1} +$$

$$+ \frac{2}{D} \cdot \left\{ A \cdot \left[\varepsilon_1 + 2 \cdot \ln \left(\frac{D_1}{D} \right) \right]^k + \frac{\eta_o \cdot (\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T)}{h} \cdot U_1 \cdot \left(\frac{D_1}{D} \right)^2 \cdot \frac{\cos^2 \beta}{\sin \beta} \right\}$$

para $\theta_b < \theta_{recr.}$ ou

$$\frac{dp}{dD} = - 3 \cdot n \cdot B \cdot \left[4 \cdot U_1 \cdot \cos \beta \cdot D_1^2 \cdot \sin \beta \right] \cdot D^{-3n-1} +$$

$$+ \frac{2}{D} \cdot \left\{ B \cdot \left[\frac{4 \cdot U_1 \cdot \cos \beta \cdot D_1^2 \cdot \sin \beta}{D^3} \right]^n + \frac{\eta_o \cdot (\alpha \cdot p - b \cdot \Delta T)}{h} \cdot U_1 \cdot \left(\frac{D_1}{D} \right)^2 \cdot \frac{\cos^2 \beta}{\sin \beta} \right\}$$

para $\theta_b > \theta_{recr.}$

CAPÍTULO V

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

V.1 - INTRODUÇÃO

Este capítulo apresenta o desenvolvimento experimental realizado a fim de obter resultados, que comparados aos obtidos por simulação, permitisse avaliar a aplicabilidade do modelo desenvolvido (item IV.2).

Para tanto, foram realizados diversos ensaios, os quais podem ser divididos em três grupos:

- ensaios com a matéria-prima (compressão, recristalização) com o objetivo de definir as características do material a ser extrudado;
- ensaios de extrusão hidrostática, avaliando a influência de cada parâmetro de processamento e,
- ensaios com os produtos (ensaio de tração, microdureza, rugosidade e dimensional), a fim de verificar como as condições em que realizou-se cada ensaio de extrusão pode afetar a qualidade dos produtos obtidos.

A seguir faz-se a descrição de cada um dos ensaios acima relacionados.

V.2 - ENSAIOS REALIZADOS

V.2.1 - Ensaio com a matéria-prima

Esses ensaios tiveram por objetivo determinar as propriedades mecânicas e as características microestruturais do material a ser extrudado, de forma que esses parâmetros fossem idênticos em todos os ensaios de extrusão realizados. Assim sendo, tais parâmetros não se apresentariam como variáveis de influência no processo, facilitando sua análise.

Com esse objetivo, foram realizados ensaios de compressão e de recristalização, descritos a seguir.

a) Ensaios de compressão

Esses ensaios tiveram por finalidade determinar a curva de escoamento do material a extrudar. Tal determinação apresenta-se importante pois fornece os valores necessários da tensão de escoamento (σ_y) para cada valor de deformação realizada (ϵ).

O material escolhido para a realização dos ensaios foi o alumínio comercial, cujas características de composição química e principais propriedades mecânicas são apresentadas na tabela V.1.

A partir de uma barra laminada com 12,7 mm de diâmetro, preparou-se os corpos-de-prova para os ensaios de compressão. Foram usinados cilindros de 12,5 mm diâmetro com 19 mm de altura; posteriormente, esses cilindros foram recozidos de forma a se obter uma estrutura totalmente recristalizada com dureza e tamanho de grão controlados. A tabela V.2 apresenta as condições de preparação dos corpos-de-prova e as características de dureza e tamanho de grão obtidas.

Os ensaios de compressão foram realizados numa prensa hidráulica com velocidade de deformação constante, igual a 2,0 mm/s usando-se como ferramentas de deformação placas de aço temperado e de superfície plana.

Os corpos-de-prova tiveram suas superfícies envoltas com uma fina camada de teflon e foram lubrificadas com óleo mineral especificação SAE 20. Com esse procedimento, evita-se que os corpos-de-prova sejam abaulados e que esse abaulamento acarrete incorreções na medida da

Tabela V.1 - Propriedades e características do alumínio comercial

Composição química (%) 99,0 Al (min)

0,10 Cu	0,50 Fe	0,01 Mg
0,10 Si	0,01 Mn	

Propriedades mecânicas (como laminado):

Tensão limite de escoamento: $\sigma_{0,2} = 185$ MPa alongamento $\delta = 12\%$

Tensão limite de resistência: $\sigma_r = 209$ MPa

Dureza Brinell: seção longitudinal = 65

 seção transversal = 73

Tabela V.2 - Condições de preparação dos corpos-de-prova para os ensaios de compressão

- Temperatura de recozimento: 500 °C
- tempo de recozimento: 1 hora, seguido de resfriamento ao ar
- Medidas de dureza: Dureza Vickers, carga de 49 N
Durômetro HECKERT HPO 250

Seção transversal: 31,2 HV

Seção longitudinal: 31,2 HV

- Medidas de tamanho de grão (conforme método descrito em [54])
 - plano de medida: longitudinal mediano
 - comprimento de medida longitudinal: 100 mm
 - comprimento de medida transversal: 50 mm
 - aumento óptico utilizado: 50 X
 - morfologia dos grãos : alongados
 - dimensão característica longitudinal: 0,25 mm
 - dimensão característica transversal: 0,17 mm

seção transversal dos corpos ensaiados e na avaliação do esforço de compressão [46].

Foram realizados 16 ensaios, um para cada nível de deformação provocado; no caso controlava-se a redução da altura do cilindro. A fim de medir-se a força necessária para realização de cada ensaio, foi projetada e construída uma célula de carga, com capacidade para medir forças axiais de até 300.000 N.

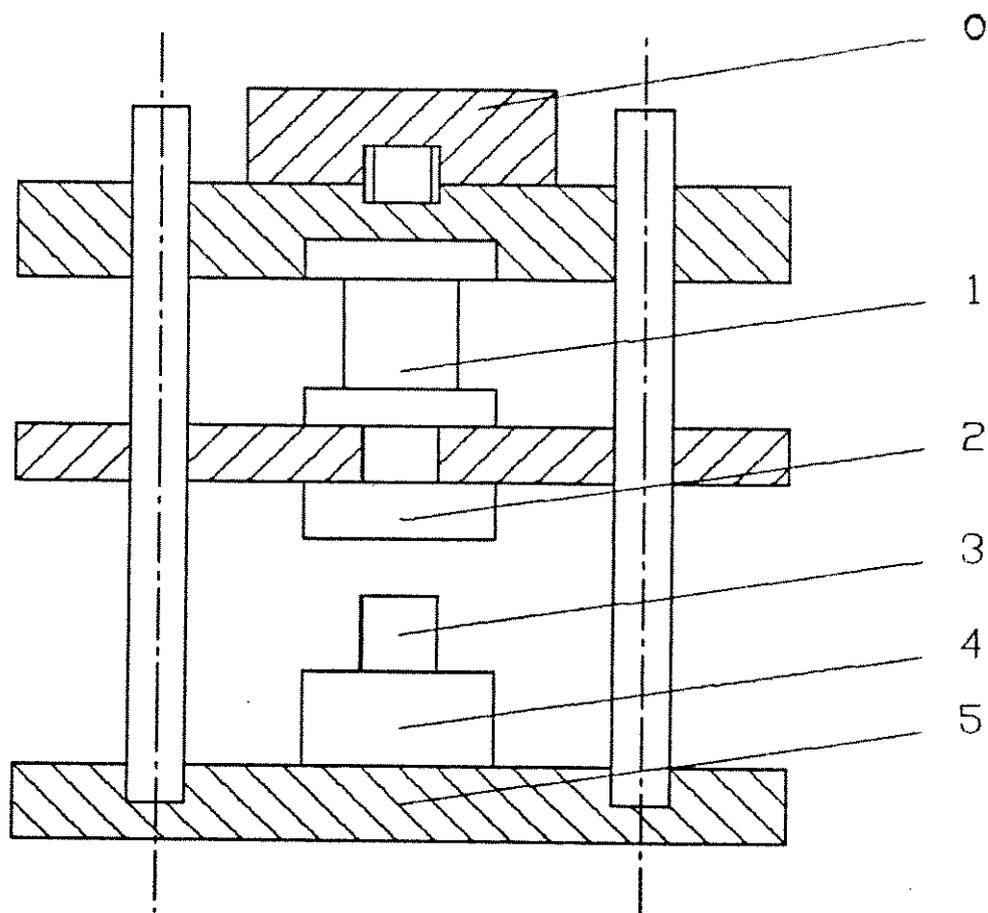
O Apêndice V apresenta as características de projeto e a curva característica força x voltagem da célula construída. A figura V.1 apresenta um esquema do conjunto de ferramentas e célula de carga utilizados para a realização dos ensaios.

A tabela V.3 apresenta os resultados obtidos nos ensaios de compressão e a figura V.2 mostra a curva σ_y versus ϵ obtida desses ensaios, através da ajustagem pelo método dos mínimos quadrados a uma função do tipo exponencial ($\sigma_y = a \cdot e^b$).

b) Ensaios de recristalização

Esses ensaios tiveram por objetivo determinar a temperatura de recristalização do material a extrudar, quando submetido a elevados graus de deformação plástica.

A determinação desse valor de temperatura é importante, pois servirá no modelo desenvolvido (item IV.2.3) para definir-se a passagem de uma condição de trabalho a frio para o trabalho a quente, de acordo com as condições de extrusão hidrostática e a conseqüente geração de calor e sua dissipação com aumento de temperatura do material que está sendo extrudado.



- 0 - flange do pistão hidráulico
- 1 - célula de carga
- 2 - placa móvel de compressão
- 3 - corpo-de-prova
- 4 - placa imóvel de compressão
- 5 - base

Figura V.1 - Esquema do conjunto de ferramentas utilizado para ensaios de compressão.

Tabela V.3 - Resultados obtidos nos ensaios de compressão

Corpo-de-prova: diâmetro inicial $\phi_i = 12,7$ mm,
altura inicial $h_i = 19$ mm

Ensaio	ϕ (mm)	h (mm)	F (N)	$\epsilon = \ln (h_i/h)$	$\sigma_y = \frac{4 \cdot F}{\pi \cdot \phi^2}$ (MPa)
1	13,10	18,00	11.901	0,054	88,25
2	13,50	17,20	11.529	0,100	80,50
3	14,00	16,00	16.736	0,177	108,74
4	14,10	15,10	19.339	0,229	123,84
5	14,80	14,30	21.199	0,289	123,25
6	15,20	13,55	23.058	0,338	127,07
7	15,60	13,00	26.405	0,380	138,15
8	16,10	12,00	29.009	0,459	142,47
9	16,60	11,40	30.868	0,516	142,66
10	16,70	11,00	32.356	0,546	147,76
11	16,80	11,50	31.240	0,507	140,90
12	17,50	10,20	35.703	0,622	148,45
13	17,70	10,15	35.703	0,632	145,11
14	19,00	9,00	45.373	0,752	160,02
15	20,00	8,30	50.208	0,833	159,82
16	20,50	7,70	55.787	0,910	169,04

Curva obtida: $\sigma_y = 169,76 \cdot \epsilon^{0,256}$ [MPa]

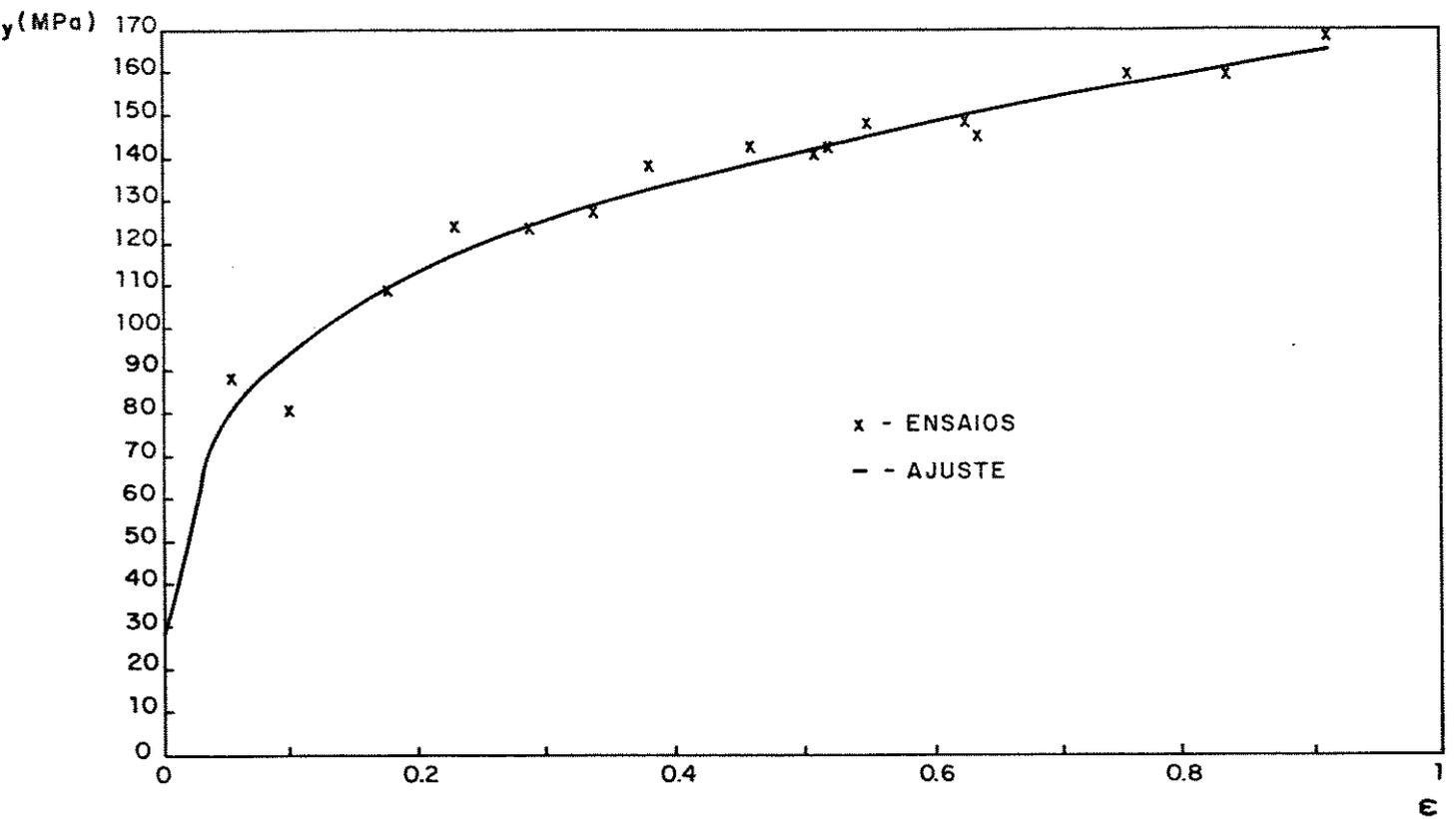


Figura V.2 - Curva experimental obtido nos ensaios de compressão.

Os ensaios de recristalização foram conduzidos de forma a reproduzir as condições que ocorrem no ensaio de extrusão: elevado grau de deformação plástica em intervalos de tempo reduzidos. Tais graus de deformação foram conseguidos realizando-se novos ensaios de compressão com corpos-de-prova preparados como descrito na tabela V.2, efetuando-se a redução de altura de 20 para 7,7 mm, o que corresponde a uma deformação verdadeira de 0,91. A partir dos cilindros deformados, foram realizados os ensaios de recristalização com controle da dureza e do tamanho de grão conforme apresentado na tabela V.4.

Da análise dos resultados obtidos definiu-se como temperatura de recristalização para o alumínio comercial o valor de 400°C , que será utilizado na simulação do modelo de cálculos desenvolvido.

V.2.2 - Ensaio de extrusão hidrostática

Os ensaios de extrusão foram conduzidos, escolhendo-se valores para os parâmetros de processamento que permitissem a obtenção de resultados experimentais e sua comparação com aqueles obtidos da simulação do modelo de cálculo.

Para tanto, definiu-se a realização de ensaios utilizando-se as seguintes condições: dois diâmetros de produtos (D_2) e três diâmetros de tarugo de partida (D_1), o que perfaz seis valores de redução de seção transversal (R); dois ângulos de conicidade da matriz de extrusão (2β), dois tipos de fluido hidráulico (η_o), quatro tipos de lubrificante e dois acabamentos superficiais para os tarugos. As propriedades do material do tarugo foram mantidas constantes em todos os ensaios.

Tabela V.4 - Resultados obtidos nos ensaios de recristalização

Temperatura [°C]	Tamanho de grão Dimensão longitudinal [mm]	Dureza [HV]
25	0,15	58,1
150	0,15	57,5
250	0,15	56,0
400	0,20	35,6
500	0,25	31,2
600	0,29	30,1

A tabela V.5 apresenta os valores utilizados para cada um dos parâmetros de processamento em cada um dos ensaios realizados.

A tabela V.6 apresenta o programa de ensaios desenvolvido. Para cada um dos quarenta e sete grupos foram realizados três ensaios, perfazendo um total de cento e quarenta e um.

A fim de evitar a presença do fenômeno de pico-de-pressão, os tarugos foram apontados com ângulos de conicidade 5° menores que o ângulo da matriz de extrusão, como indicado no item III.4.1.

Os tarugos após torneados até o diâmetro D_1 e apontados, foram tratados termicamente nas condições definidas na tabela V.2.

O esquema do conjunto de ferramentas utilizado nos ensaios está apresentado nas figuras V.3 e V.4. O apêndice VI apresenta as rotinas computacionais desenvolvidas para o projeto dessas ferramentas com o auxílio do computador, considerando a compressibilidade do fluido hidráulico, a pressão prevista para início de extrusão e a variação de viscosidade do fluido ao longo do processo.

A figura V.5 apresenta a prensa hidráulica na qual foram realizados os ensaios, com o conjunto de ferramentas e a célula de carga nela montados, bem como os instrumentos utilizados para medição e registro da variação da força aplicada durante o ensaio e do tempo em que foi realizado.

AVITZUR [56] apresenta um método de correção da força medida pela célula de carga, considerando que o efeito do atrito quando do avanço do êmbolo no interior do recipiente interno é diferente daquele verificado no seu retorno devido às características do vedador empregado (Figura V.4): um anel de pressão de seção circular e um anel anti-extrusão de seção quadrada.

Tabela V.5 - Parâmetros de processamento utilizados nos ensaios de extrusão hidrostática

Diâmetros de tarugo (D_1):	5,0	6,0	7,0	(mm)
Diâmetros de produto (D_2):	1,0	1,5		(mm)
Redução de seção:	96,0	97,2	98,0	91,0 93,8 95,4 (%)
Ângulos de conicidade das matrizes (2β):	30, 40 e 45 graus			
Fluidos hidráulicos [55]:	SAE 20: $\eta_o = 0,1 \text{ Ns/m}^2$ e SAE 40: $\eta_o = 0,4 \text{ Ns/m}^2$			
Lubrificantes:	1 - ausente 2 - fita de teflon 3 - bissulfeto de molibdênio 4 - teflon e bissulfeto de molibdênio			
Rugosidades dos tarugos:	A - como torneado - $Ra = 1,1 \mu\text{m}$ B - torneado e lixado - $Ra = 4,0 \mu\text{m}$			
Velocidade do êmbolo:	2,0 mm/s			
Temperatura:	25 °C			

Tabela V.6 - Programa de ensaios experimentais

Grupo	D1	D2	R	2β	η_0	Lubrif.	Acabamento do tarugo
1	5,0	1,0	0,960	40	0,1	1	B
2	5,0	1,0	0,960	40	0,1	1	A
3	5,0	1,0	0,960	40	0,4	1	B
4	5,0	1,0	0,960	40	0,4	1	A
5	5,0	1,0	0,960	40	0,1	2	A
6	5,0	1,0	0,960	40	0,1	3	A
7	6,0	1,0	0,972	40	0,1	1	B
8	6,0	1,0	0,972	40	0,1	1	A
9	6,0	1,0	0,972	40	0,4	1	B
10	6,0	1,0	0,972	40	0,4	1	A
11	6,0	1,0	0,972	40	0,1	2	A
12	6,0	1,0	0,972	40	0,1	4	A
13	7,0	1,0	0,980	40	0,1	1	B
14	7,0	1,0	0,980	40	0,1	1	A
15	7,0	1,0	0,980	40	0,4	1	B
16	7,0	1,0	0,980	40	0,4	1	A
17	7,0	1,0	0,980	40	0,1	3	A
18	7,0	1,0	0,980	40	0,1	2	A
19	7,0	1,0	0,980	40	0,1	4	A
20	5,0	1,5	0,910	30	0,1	1	B
21	5,0	1,5	0,910	30	0,1	1	A
22	5,0	1,5	0,910	30	0,4	1	B
23	5,0	1,5	0,910	30	0,4	1	A
24	5,0	1,5	0,910	30	0,1	2	A
25	5,0	1,5	0,910	45	0,1	1	B
26	5,0	1,5	0,910	45	0,1	1	A
27	5,0	1,5	0,910	45	0,4	1	B
28	5,0	1,5	0,910	45	0,4	1	A
29	6,0	1,5	0,938	30	0,1	1	B
30	6,0	1,5	0,938	30	0,1	1	A
31	6,0	1,5	0,938	30	0,4	1	B
32	6,0	1,5	0,938	30	0,4	1	A
33	6,0	1,5	0,938	30	0,1	2	A
34	6,0	1,5	0,938	45	0,1	1	B
35	6,0	1,5	0,938	45	0,1	1	A
36	6,0	1,5	0,938	45	0,4	1	B
37	6,0	1,5	0,938	45	0,4	1	A
38	7,0	1,5	0,954	30	0,1	1	B
39	7,0	1,5	0,954	30	0,1	1	A
40	7,0	1,5	0,954	30	0,4	1	B
41	7,0	1,5	0,954	30	0,4	1	A
42	7,0	1,5	0,954	30	0,1	4	A
43	7,0	1,5	0,954	30	0,1	2	A
44	7,0	1,5	0,954	45	0,1	1	B
45	7,0	1,5	0,954	45	0,1	1	A
46	7,0	1,5	0,954	45	0,4	1	B
47	7,0	1,5	0,954	45	0,4	1	A

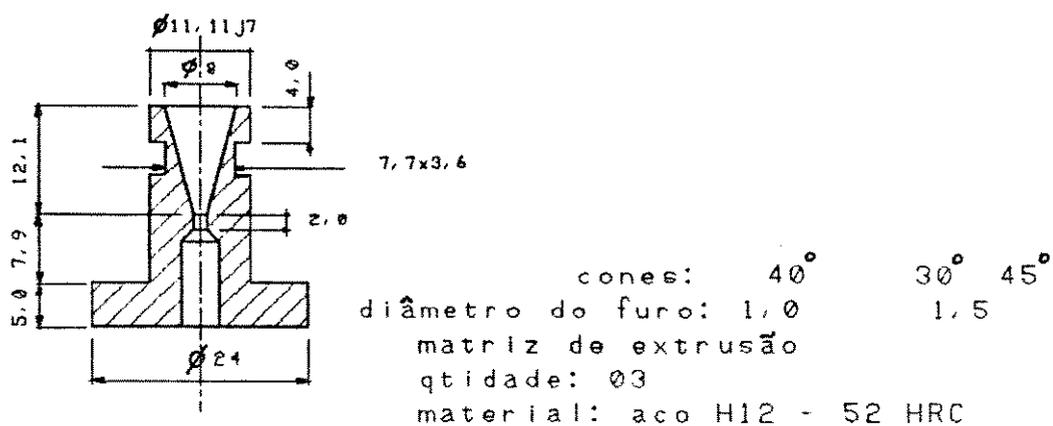


Figura V.3 - Matrizes de extrusão utilizadas nos ensaios.

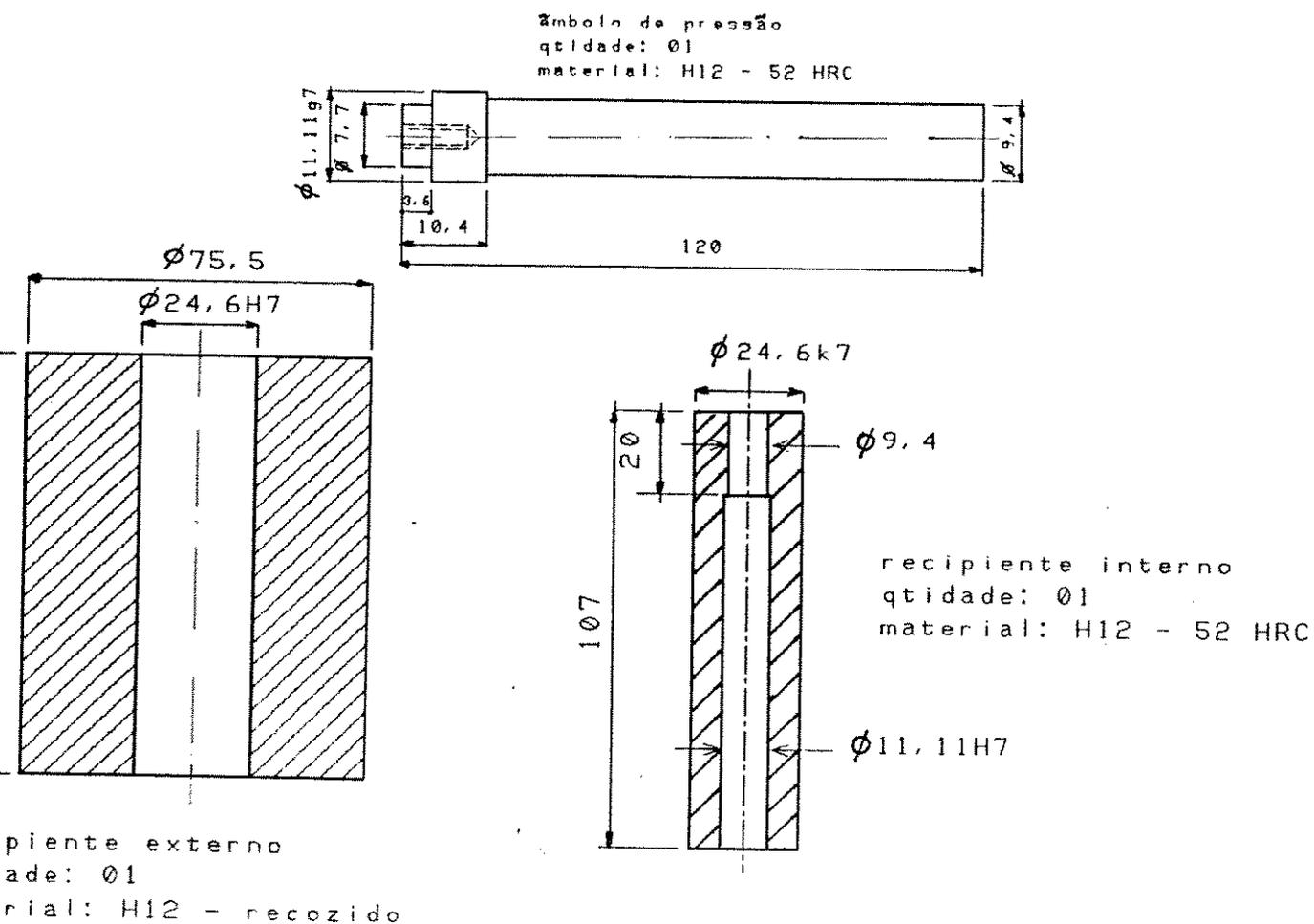


Figura V.4 - Êmbolo de pressão e recipientes de extrusão utilizados nos ensaios.

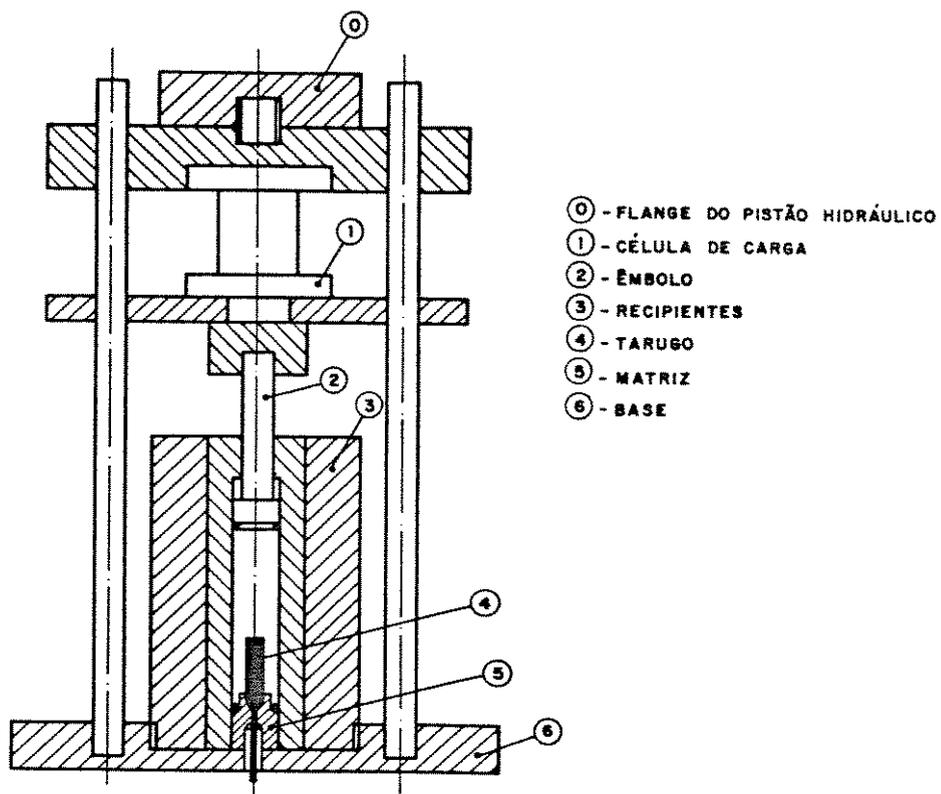


Figura V.5 - Conjunto de ferramentas e prensa hidráulica usados nos ensaios de extrusão.

A fim de verificar-se tal efeito e definir o coeficiente de correção da força, utilizou-se o conjunto de ferramentas com uma matriz de extrusão vedada, ou seja, sem que ocorresse extrusão, obtendo-se o gráfico da figura V.6.

As forças medidas pela célula de carga em cada ensaio, foram corrigidas pelo coeficiente calculado e divididas pela área do furo interno do recipiente de extrusão (Figura V.4), obtendo-se os valores de pressão.

V.2.3 - Ensaio com os produtos extrudados

Esses ensaios tiveram por objetivo determinar as propriedades e características dos produtos obtidos em cada ensaio de extrusão, a fim de avaliar como cada variável de processamento influi na qualidade do produto, de tal forma que se possa definir condições ideais de processo, para as quais os produtos apresentariam a qualidade exigida.

Para tanto, foram feitos ensaios de tração, de microdureza e de rugosidade, além da análise metalográfica desses produtos. Esses ensaios são descritos a seguir.

A determinação da rugosidade superficial permitirá verificar a modificação da textura superficial do extrudado de acordo com o desenvolvimento apresentado no item IV.2.3.b.

A medição dos gradientes de microdureza permitirá que se verifique as condições de ensaio ótimas nas quais obteve-se os produtos mais homogêneos, que como definido no item III.2 estão associados a um coeficiente de atrito mínimo que se estabelece quando o processo se dá no regime de lubrificação hidrodinâmica.

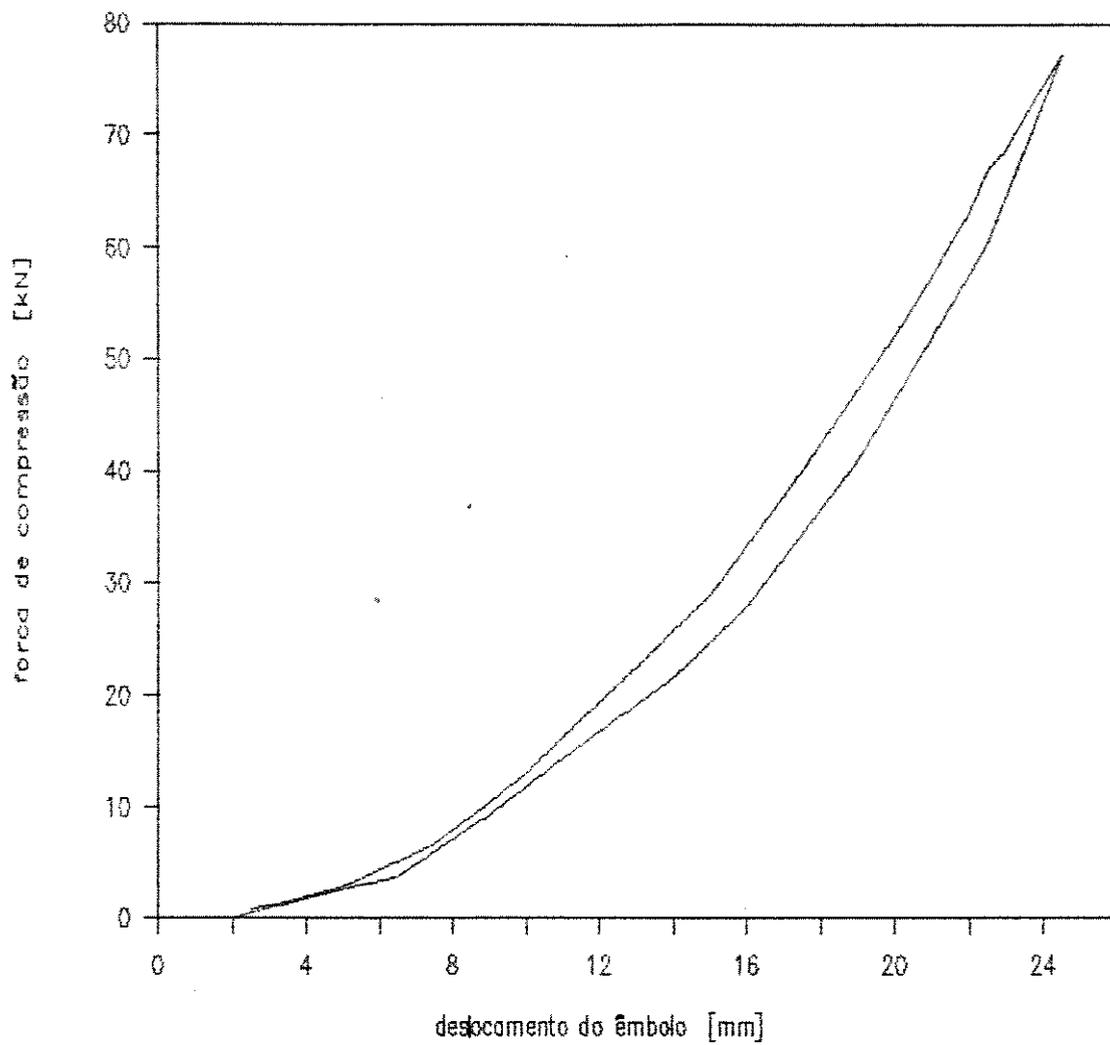


Figura V.6 - Curva de compressão/descompressão do conjunto de ferramentas para extrusão hidrostática.

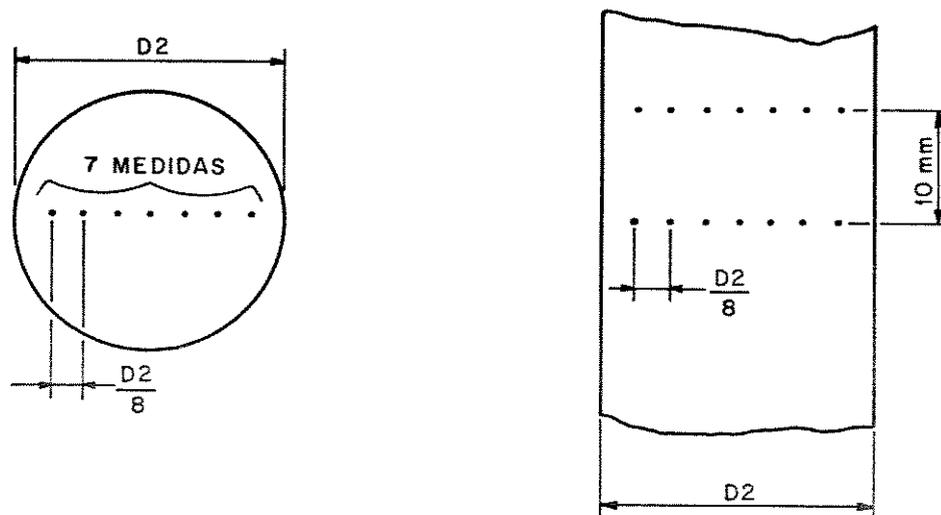


Figura V.7 - Localização dos pontos para medição de microdureza VICKERS ao longo dos produtos extrudados.

Os ensaios de tração permitiram determinar as propriedades de tensão limite de escoamento e tensão limite de resistência, tendo sido realizados numa máquina de ensaio de tração INSTRON 1310, com precisão de medição no nível de esforços para o ensaio de corpos-de-prova com seção transversal reduzida, como é o caso dos fios. Para cada condição de extrusão foram realizados três ensaios de tração.

Os ensaios de microdureza Vickers foram realizados para caracterizar possíveis gradientes de dureza ao longo das seções longitudinal e transversal dos produtos extrudados, bem como permitir a comparação dessa propriedade em produtos obtidos a partir de ensaios diversos.

A figura V.7 apresenta a localização dos pontos onde foram medidos os valores de dureza. O equipamento utilizado foi o microdurômetro de um banco metalográfico NEOPHOT 32 e a carga utilizada no ensaio foi de 0,19 N.

A rugosidade superficial dos produtos também foi medida, em termos de Ra, visando observar como os diversos parâmetros de processamento influenciam na qualidade superficial dos produtos e comprovar a aplicabilidade do modelo proposto para a modificação da textura superficial.

Foram realizadas três medidas ao longo de cada corpo-de-prova utilizando-se "cut-off" de 0,8 mm e apalpador em forma de bisel, devido à particularidade de medir-se rugosidades de fios, ou seja, de superfícies com pequeno raio de arredondamento. O equipamento empregado foi um rugosímetro TALYSURF. Também a qualidade dimensional dos produtos foi verificada através da medição de seus diâmetros.

CAPÍTULO VI

RESULTADOS E ANÁLISE DOS RESULTADOS

VI.1 - INTRODUÇÃO

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos com a simulação do processo através das rotinas computacionais elaboradas para o modelo desenvolvido no capítulo IV. Também serão apresentados os resultados experimentais obtidos do desenvolvimento experimental apresentado no capítulo anterior.

Através da comparação desses dois tipos de resultados, poder-se-á definir a aplicabilidade do modelo proposto e, conseqüentemente, determinar as condições ótimas para o processo de extrusão hidrostática.

VI.2 - RESULTADOS OBTIDOS NA SIMULAÇÃO

Através da execução das rotinas computacionais apresentadas no Apêndice IV, obteve-se resultados relativos às seguintes variáveis de processo:

- ao longo da região I, entrada na matriz:
 - espessura do filme lubrificante na entrada do canal cônico (h^*);
 - pressão de extrusão (q)
- ao longo da região II, de deformação:
 - distribuição de pressão (p), e espessura (h) do filme lubrificante;
 - variação da temperatura do tarugo;
 - variação da rugosidade superficial do tarugo (item IV.2.3.b).

A fim de permitir a comparação entre esses resultados teóricos e aqueles obtidos experimentalmente, empregou-se para a simulação os parâmetros de processamento apresentados na tabela V.6.

Doutros valores necessários para a execução das rotinas foram adotados convenientemente de acordo com as condições de processo acima definidas e são mostrados na tabela VI.1.

A seguir apresenta-se as diversas tabelas e figuras relacionadas com os resultados obtidos através da simulação realizada.

A tabela VI.2 apresenta os valores obtidos para a espessura (h^*) do filme lubrificante na entrada da região cônica. Nas figuras VI.1 e VI.2, apresenta-se a variação dessa espessura (h^*) em função da redução de seção transversal e do ângulo de conicidade (2β), respectivamente.

A tabela VI.3 apresenta os valores obtidos para a pressão de extrusão (q) e o número de iterações necessárias até a convergência desse valor, como discutido no fluxograma da figura IV.9.

Na figura VI.3 apresenta-se a variação dessa pressão em função da redução de seção.

As figuras VI.1 a VI.3 apresentam pontos unidos por linhas que não representam curvas de ajustagem, apenas apresentam uma tendência do comportamento observado.

As figuras VI.4 a VI.9 apresentam os resultados obtidos na simulação relativos à região de deformação. Nessas figuras são mostradas as distribuições de pressão (p) no filme lubrificante e a distribuição de temperatura no tarugo (θ_b), em função da posição x na regiões I e II da matriz.

A figura VI.10 apresenta a variação de espessura do filme (h) em função da posição nas regiões I e II da matriz.

Tabela VI.1 - Valores assumidos para os parâmetros de extrusão

Profundidade da linha neutra:	$Z = 0,005 \text{ m}$
Propriedades do material a extrudar:	
Coeficiente de resistência (Tabela V.3):	$A = 170,0 \text{ MPa}$
Coeficiente de encruamento (Tabela V.3):	$k = 0,256$
Coeficiente de tensão [48]:	$B = 69,0 \text{ MPa}$
Coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação [48]:	$n = 0,066$
Tensão limite de escoamento (Figura V.2):	$\sigma_0 = 70,0 \text{ MPa}$
Temperatura de recristalização (Tabela V.4) :	$T = 400 \text{ }^\circ\text{C}$
Densidade do material do tarugo:	$\rho = 2700 \text{ kg/m}^3$
Calor específico do material do tarugo:	$c = 850 \text{ kJ/kg.}^\circ\text{C}$
Coeficientes de transmissão de calor por condução [20]:	
do lubrificante:	$k_\ell = 0,17 \text{ W/m.}^\circ\text{C}$
do material do tarugo:	$k_b = 204,10 \text{ W/m.}^\circ\text{C}$
do material da matriz:	$k_d = 45,00 \text{ W/m.}^\circ\text{C}$
Coeficientes da viscosidade [55]:	
coeficiente de pressão:	$\alpha = 7,25 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2/\text{N}$
coeficiente de temperatura:	$b = 0,03 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$

Tabela VI.2 - Espessura do filme na região de entrada (h^*)

Red. de Seção [%]	2θ [$^\circ$]	η_0 [Ns/m ²]	h^* [μ m]
91,0	30	0,1	0,71
91,0	30	0,4	2,57
91,0	45	0,1	0,46
91,0	45	0,4	1,62
93,8	30	0,1	2,09
93,8	30	0,4	7,60
93,8	45	0,1	1,07
93,8	45	0,4	4,12
95,4	30	0,1	4,08
95,4	30	0,4	15,82
95,4	45	0,1	2,56
95,4	45	0,4	10,23
96,0	40	0,1	9,50
96,0	40	0,4	36,50
97,2	40	0,1	27,33
97,2	40	0,4	84,18
98,0	40	0,1	45,28
98,0	40	0,4	108,20

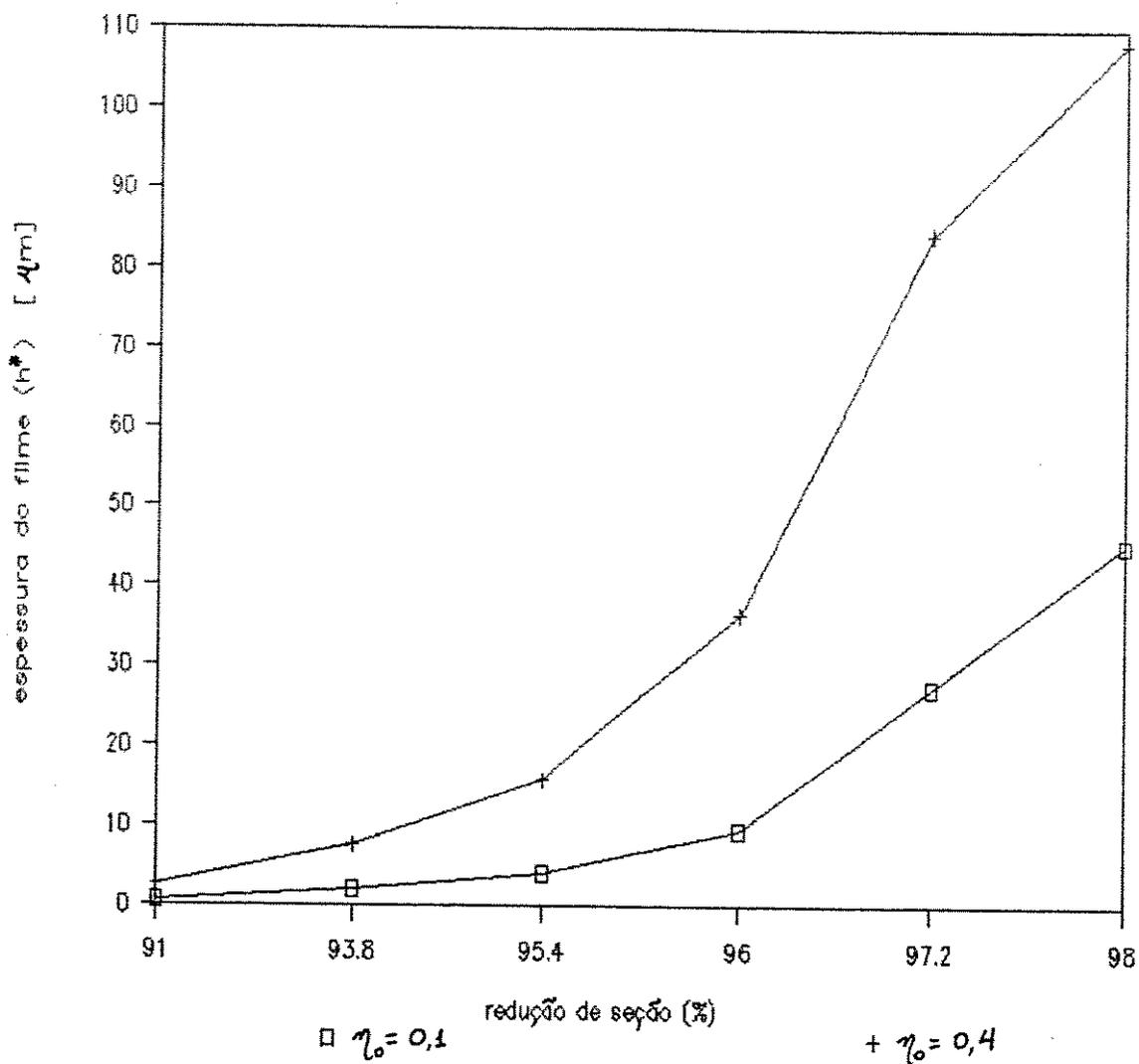


Figura VI.1 - Variação da espessura h^* em função da redução de seção transversal, valores teóricos.

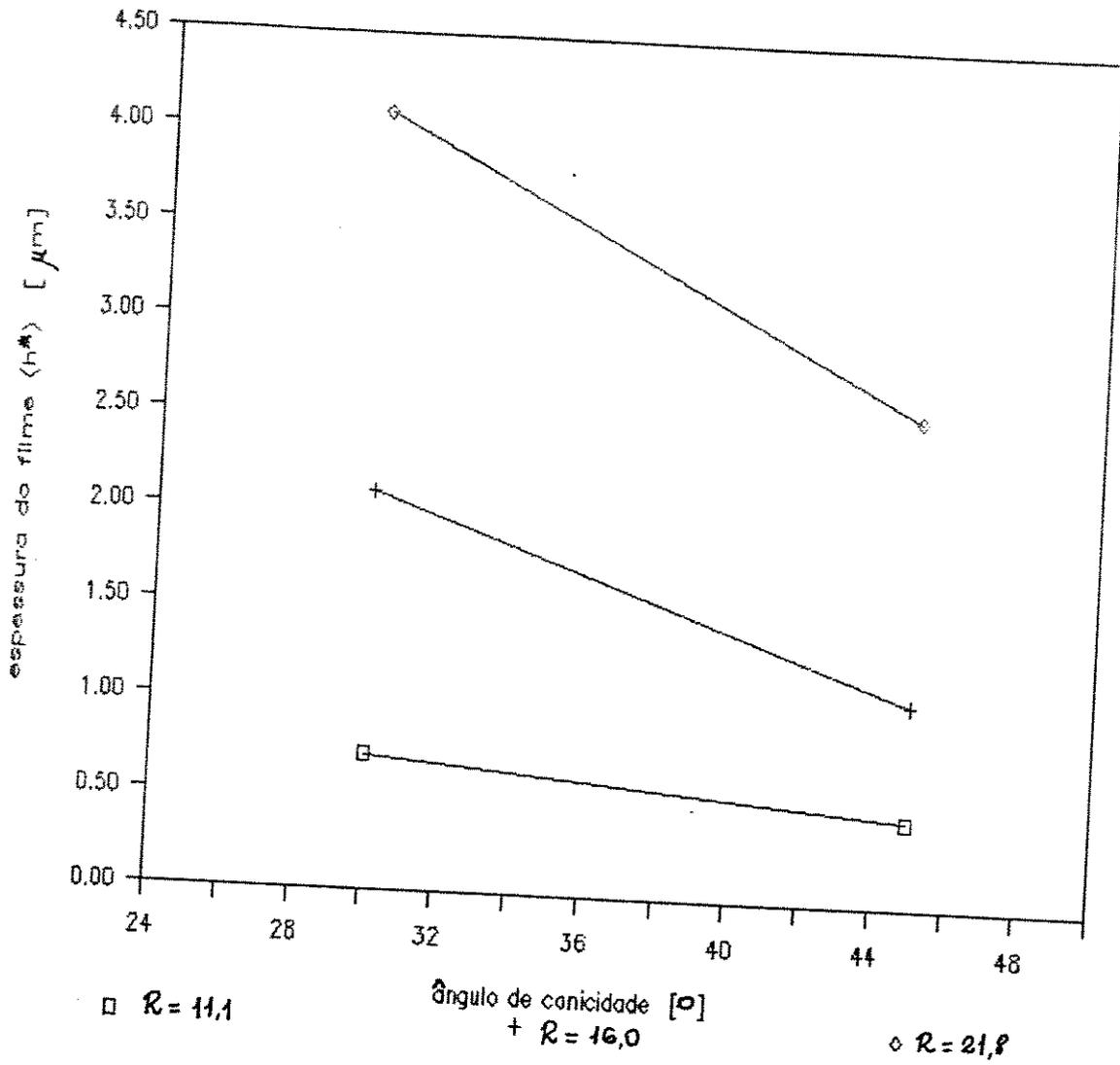


Figura VI.2 - Variação da espessura h^* em função do ângulo de conicidade (2β), valores teóricos.

Tabela VI.3 - Pressão de extrusão (q) obtida por simulação após 5 iterações

Com $\eta_0 = 0,1 \text{ Ns/m}^2$

Redução de seção (%)	q [MPa]
91,0	413,0
93,8	463,0
95,4	518,0
96,0	584,0
97,2	671,0
98,0	719,0

Com $\eta_0 = 0,4 \text{ Ns/m}^2$

Redução de seção (%)	q [MPa]
91,0	422,0
93,8	474,0
95,4	542,0
96,0	601,0
97,2	692,0
98,0	741,0

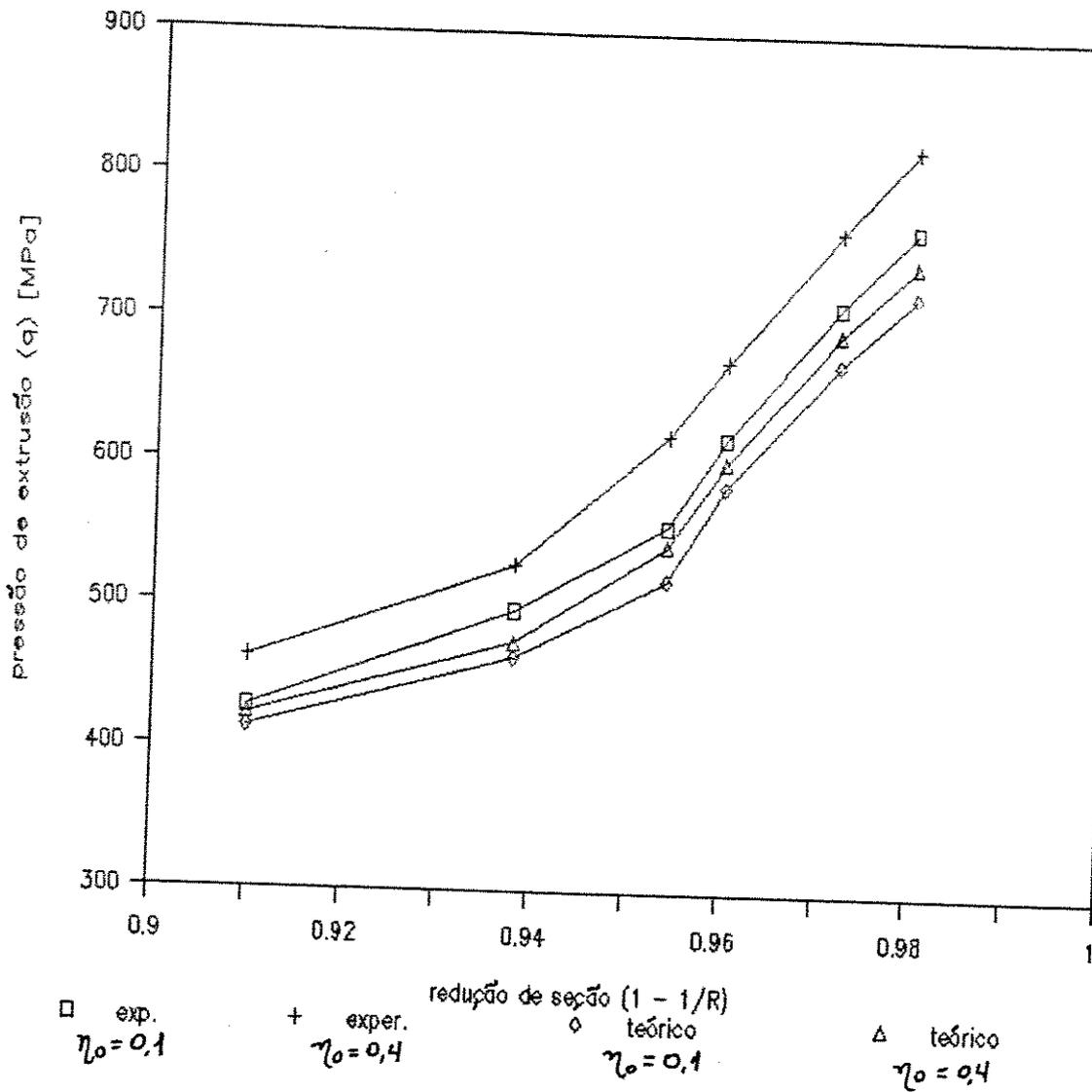
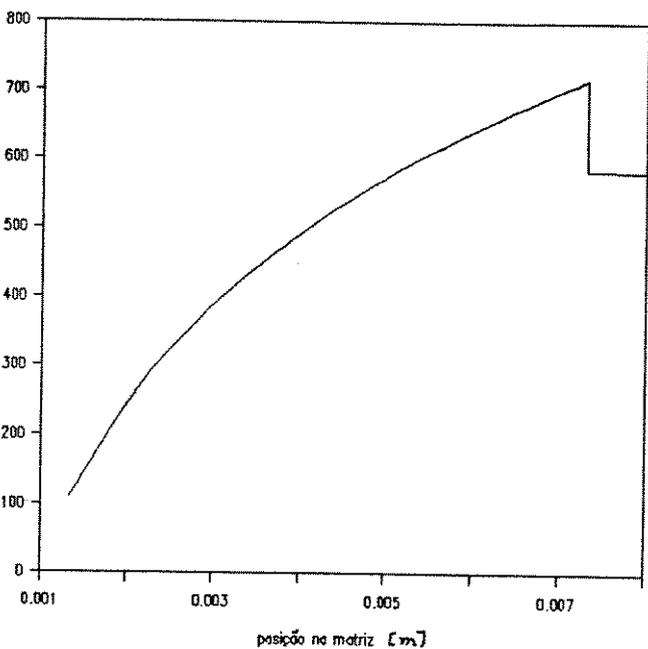


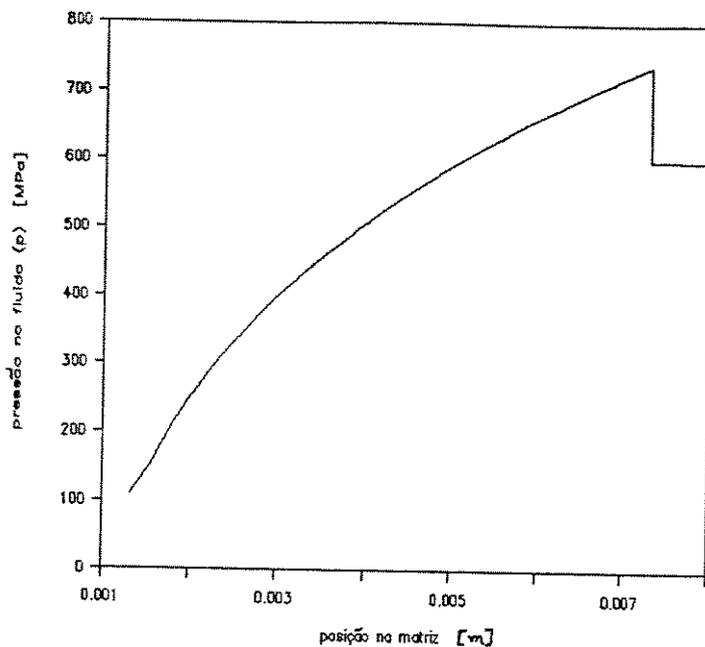
Figura VI.3 - Variação da pressão de extrusão (q) em função da redução de seção, valores teóricos e experimentais.

$$D1 = 5,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 40^\circ$$



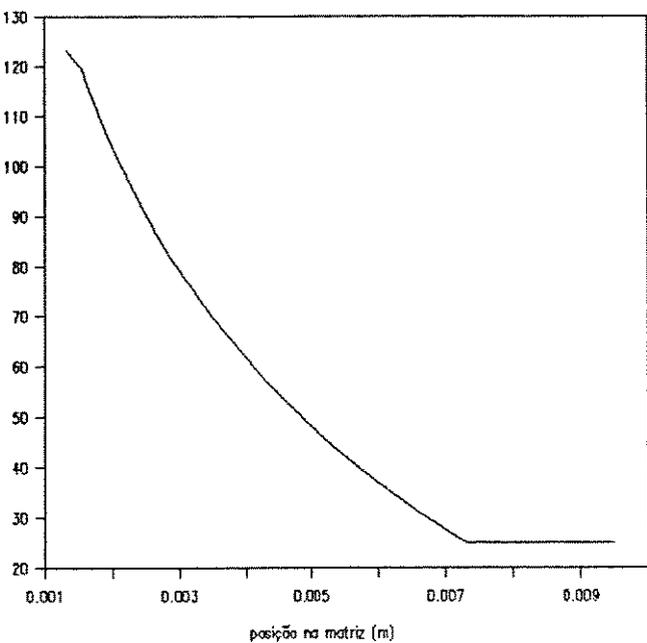
(a)

$$D1 = 5,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,4 \quad 2\beta = 40^\circ$$



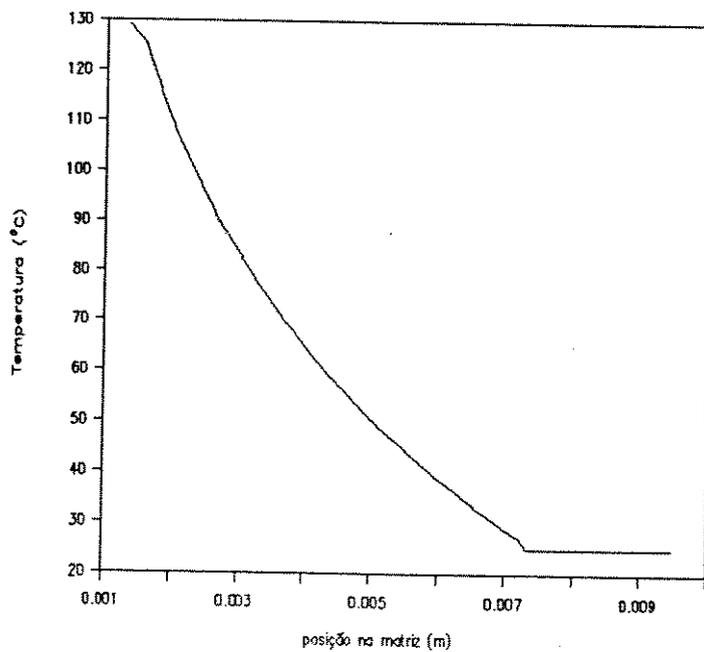
(b)

$$D1 = 5,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 40^\circ$$



(c)

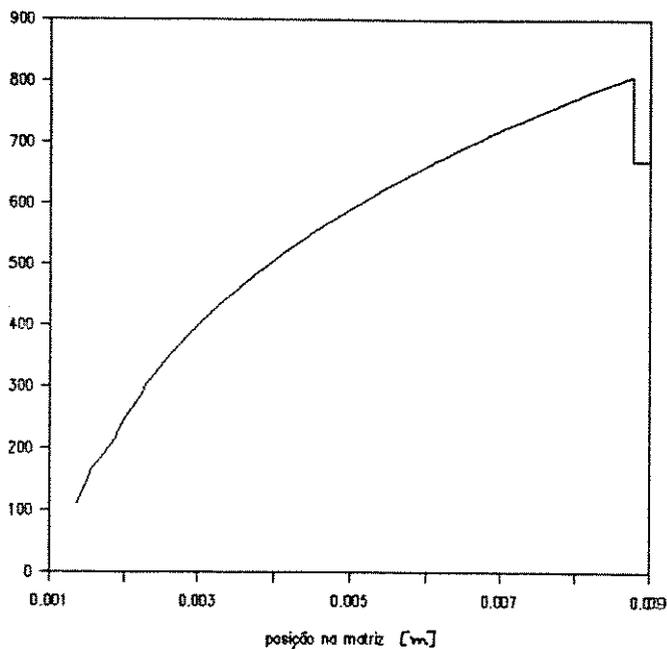
$$D1 = 5,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,4 \quad 2\beta = 40^\circ$$



(d)

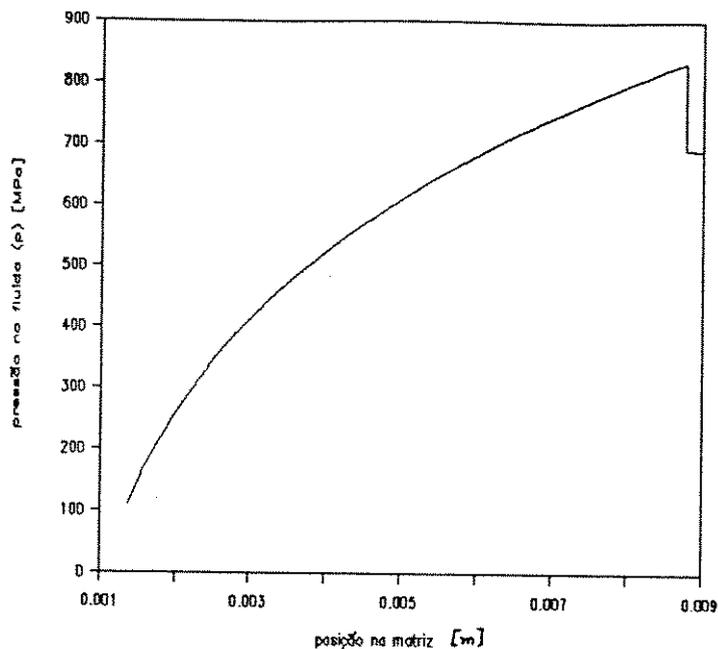
Figura VI.4. a e b - Variação da pressão no filme ao longo da matriz de extrusão, para $R = 25$, valores teóricos. c e d - Variação da temperatura do tarugo ao longo da matriz de extrusão, para $R = 25$, valores teóricos.

$$D1 = 6,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 40^\circ$$



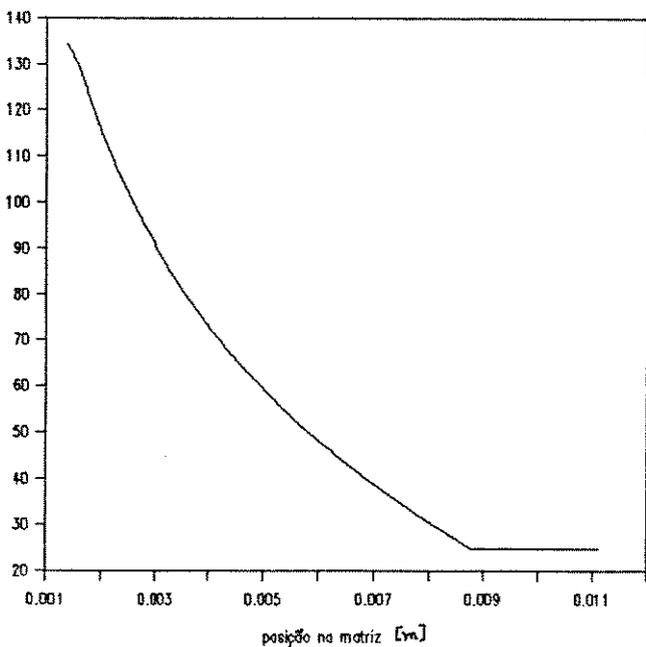
(a)

$$D1 = 6,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,4 \quad 2\beta = 40^\circ$$



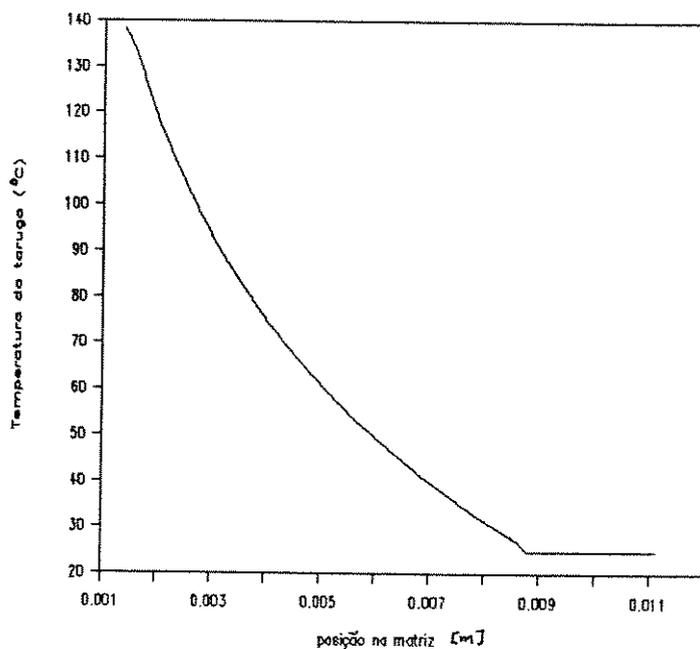
(b)

$$D1 = 6,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 40^\circ$$



(c)

$$D1 = 6,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,4 \quad 2\beta = 40^\circ$$

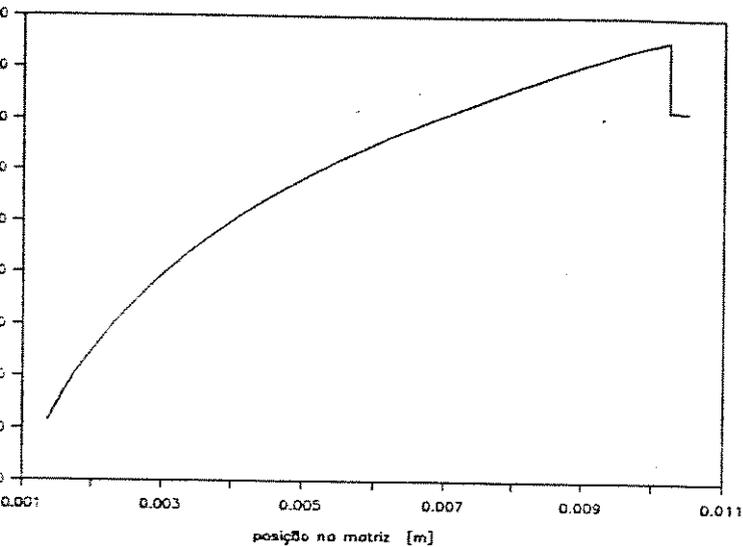


(d)

Figura VI.5. a e b - Variação da pressão no filme ao longo da matriz de extrusão, para $R = 36$, valores teóricos. c e d - Variação da temperatura do tarugo ao longo da matriz de extrusão, para $R = 36$, valores teóricos.

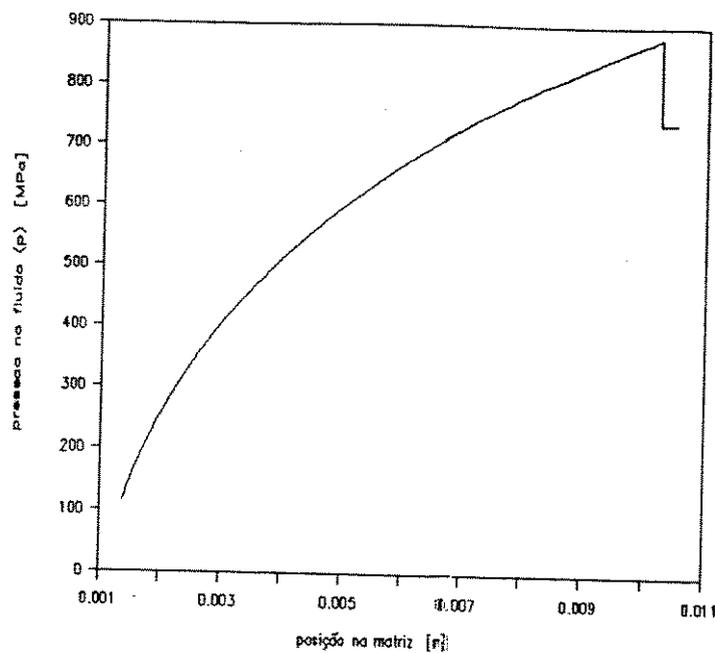
Figura VI.5 - Variação da pressão no filme ao longo da matriz de extrusão, para $R = 36$, valores teóricos.

$$D1 = 7,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 40^\circ$$



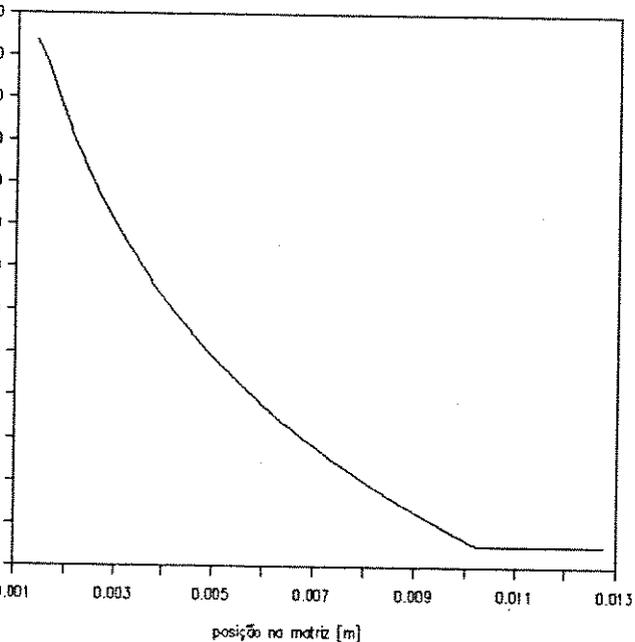
(a)

$$D1 = 7,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,4 \quad 2\beta = 40^\circ$$



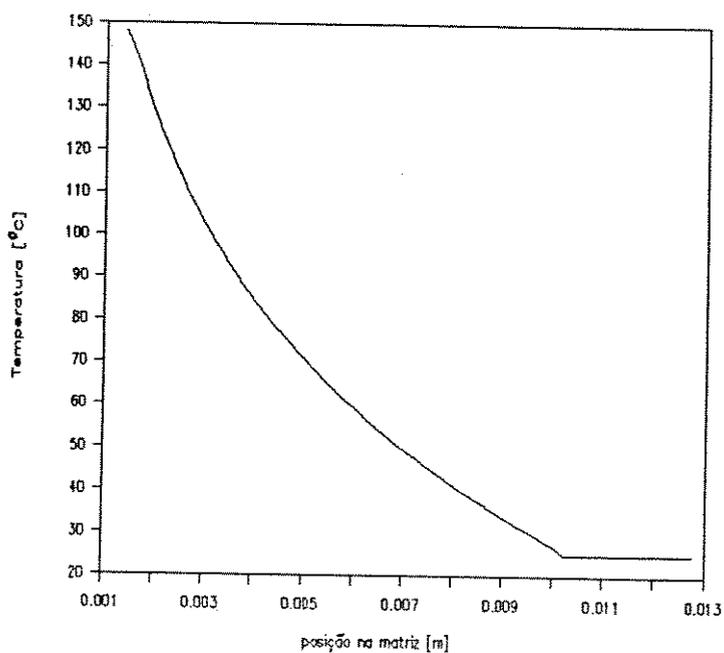
(b)

$$D1 = 7,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 40^\circ$$



(c)

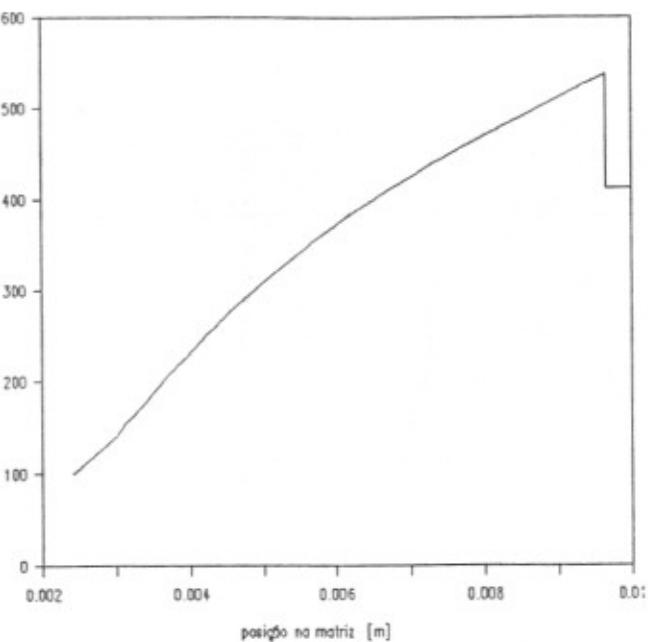
$$D1 = 7,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,4 \quad 2\beta = 40^\circ$$



(d)

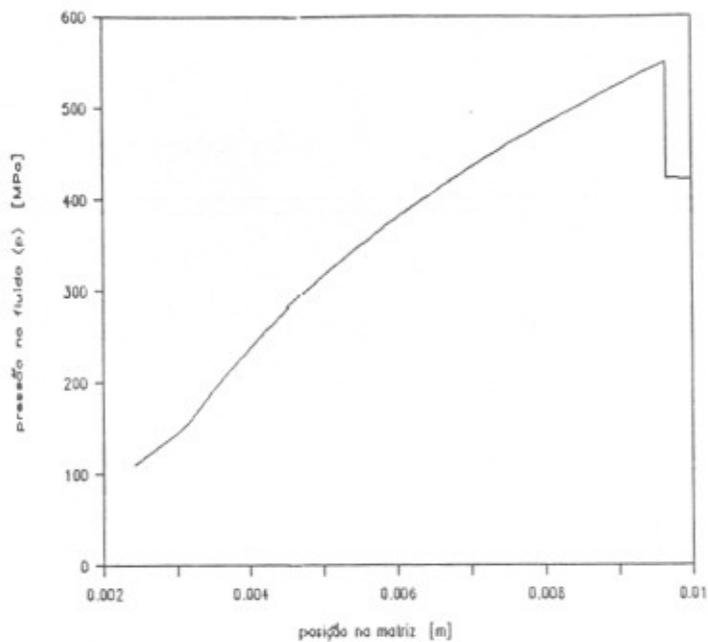
Figura VI.6. a e b - Variação da pressão no filme ao longo da matriz de extrusão, para $R = 49$, valores teóricos. c e d - Variação da temperatura do tarugo ao longo da matriz de extrusão, para $R = 49$, valores teóricos.

$$D1 = 5,0 \quad D2 = 1,5 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 30^\circ$$



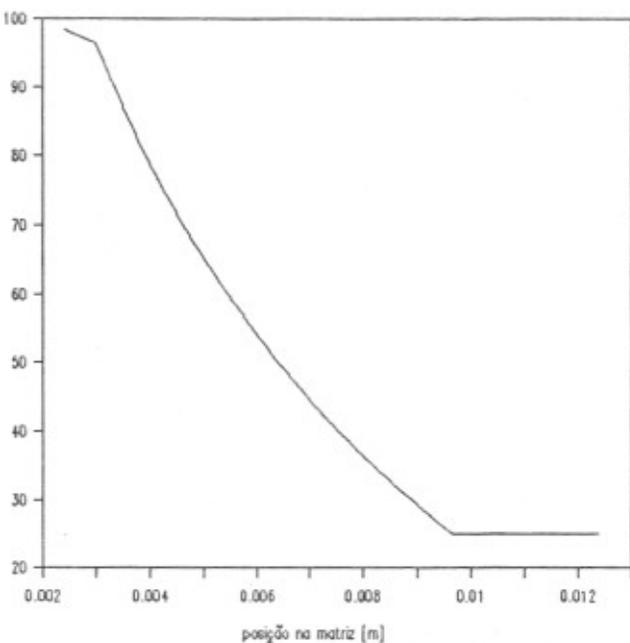
(a)

$$D1 = 5,0 \quad D2 = 1,5 \quad \eta_0 = 0,4 \quad 2\beta = 30^\circ$$



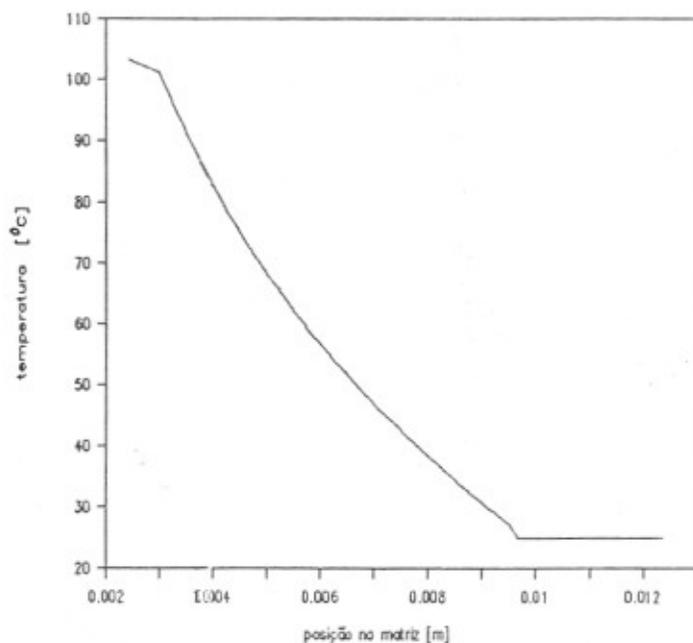
(b)

$$D1 = 5,0 \quad D2 = 1,5 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 30^\circ$$



(c)

$$D1 = 5,0 \quad D2 = 1,5 \quad \eta_0 = 0,4 \quad 2\beta = 30^\circ$$

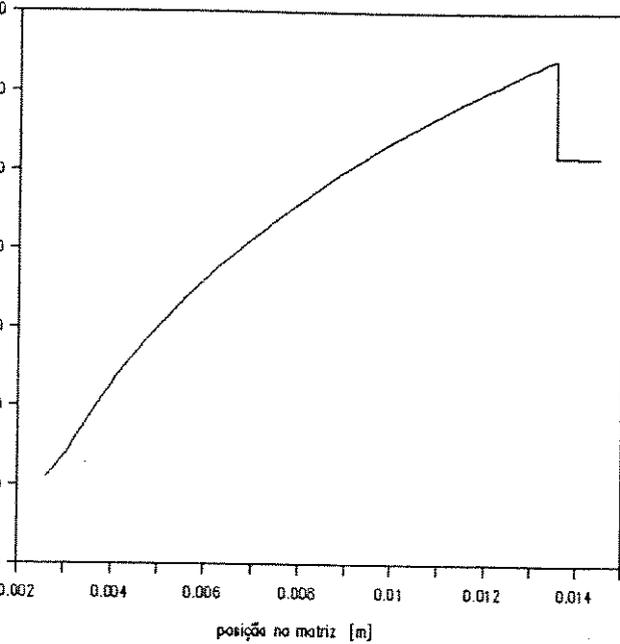


(d)

Figura VI.7. a e b - Variação da pressão no filme ao longo da matriz de extrusão, para $R = 11,1$, valores teóricos. c e d - Variação da temperatura do tarugo ao longo da matriz de extrusão, para $R = 11,1$, valores teóricos.

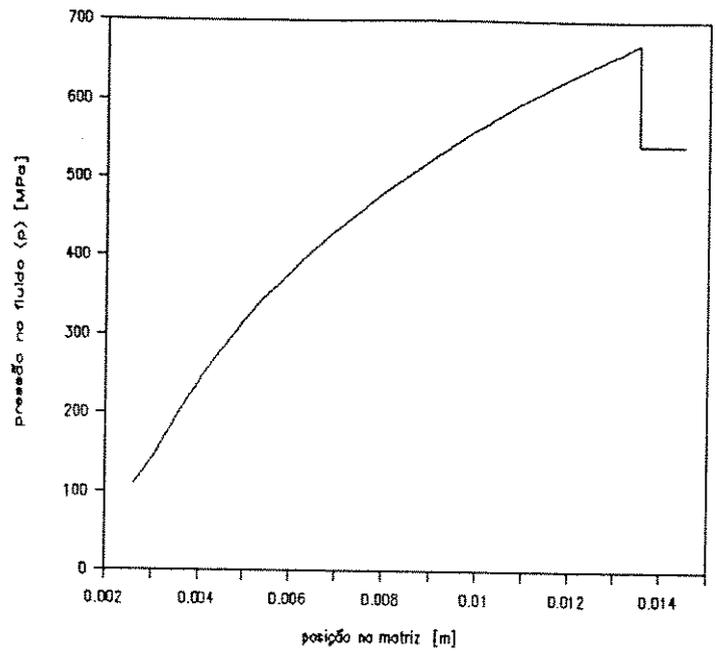
Figura VI.6 - Variação da pressão no filme ao longo da matriz de extrusão, para $R = 49$, valores teóricos.

$D1 = 7,0$ $D2 = 1,5$ $\eta_0 = 0,1$ $2\beta = 30^\circ$



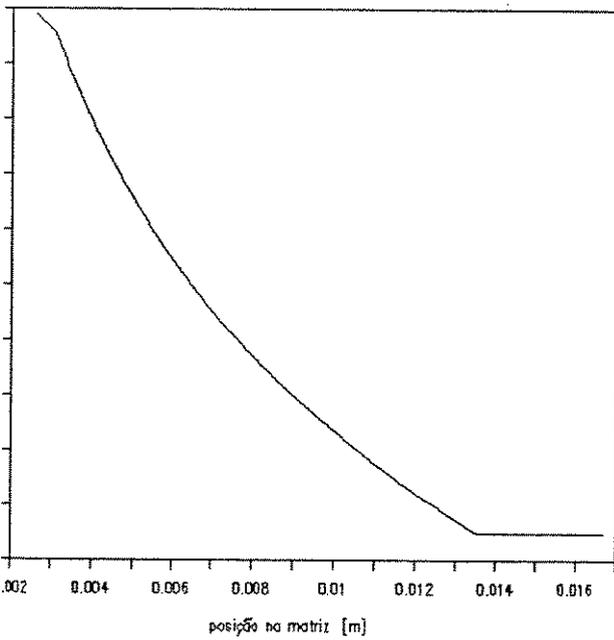
(a)

$D1 = 7,0$ $D2 = 1,5$ $\eta_0 = 0,4$ $2\beta = 30^\circ$



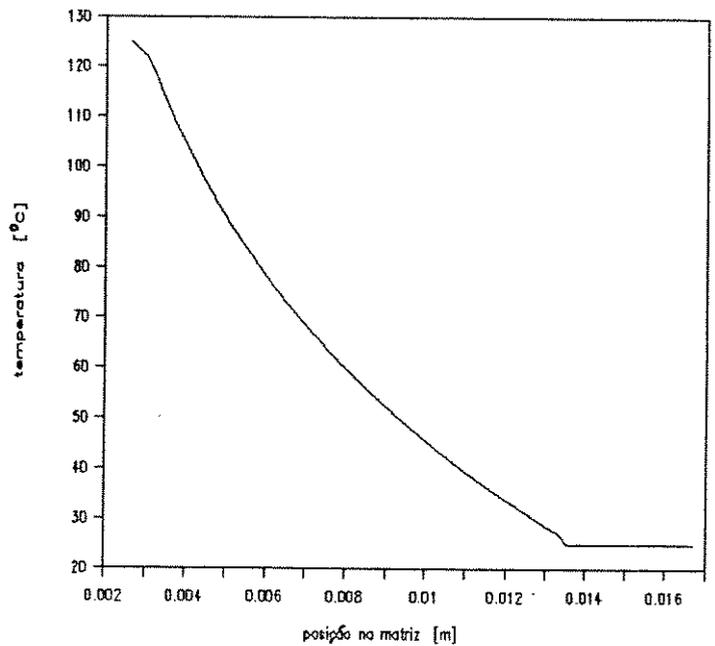
(b)

$D1 = 7,0$ $D2 = 1,5$ $\eta_0 = 0,1$ $2\beta = 30^\circ$



(c)

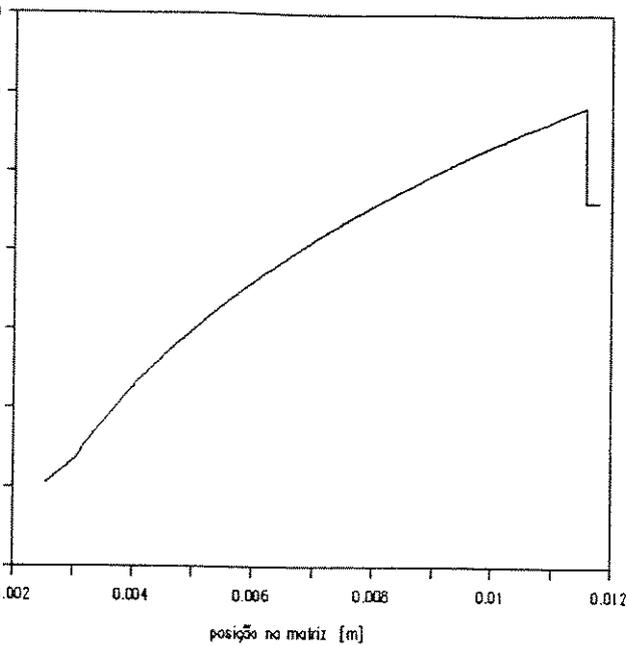
$D1 = 7,0$ $D2 = 1,5$ $\eta_0 = 0,4$ $2\beta = 30^\circ$



(d)

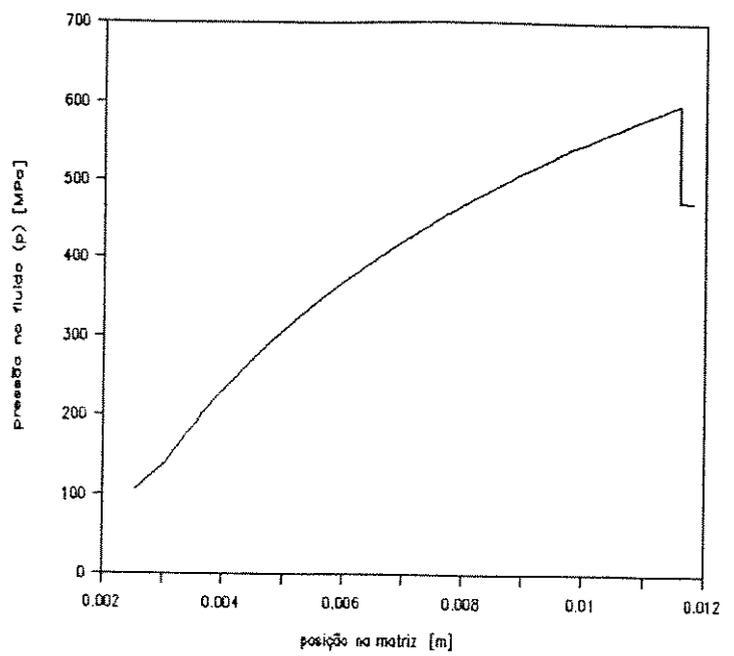
Figura VI.8. a e b - Variação da pressão no filme ao longo da matriz de extrusão, para $R = 16$, valores teóricos. c e d - Variação da temperatura do tarugo ao longo da matriz de extrusão, para $R = 16$, valores teóricos.

$$D1 = 6,0 \quad D2 = 1,5 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 30^\circ$$



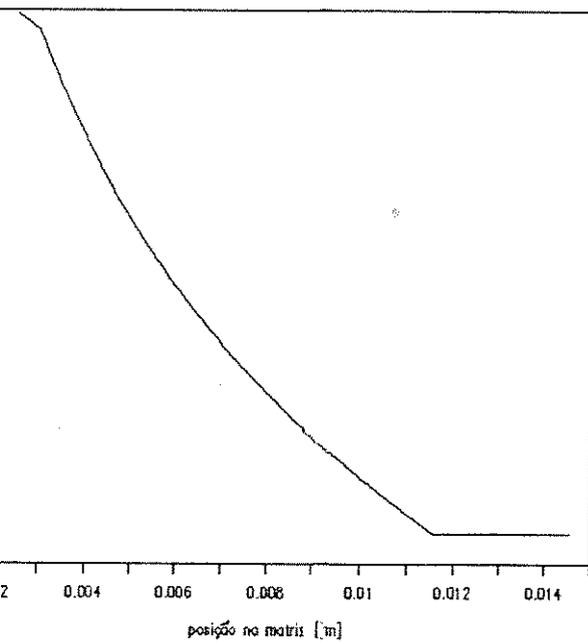
(a)

$$D1 = 6,0 \quad D2 = 1,5 \quad \eta_0 = 0,4 \quad 2\beta = 30^\circ$$



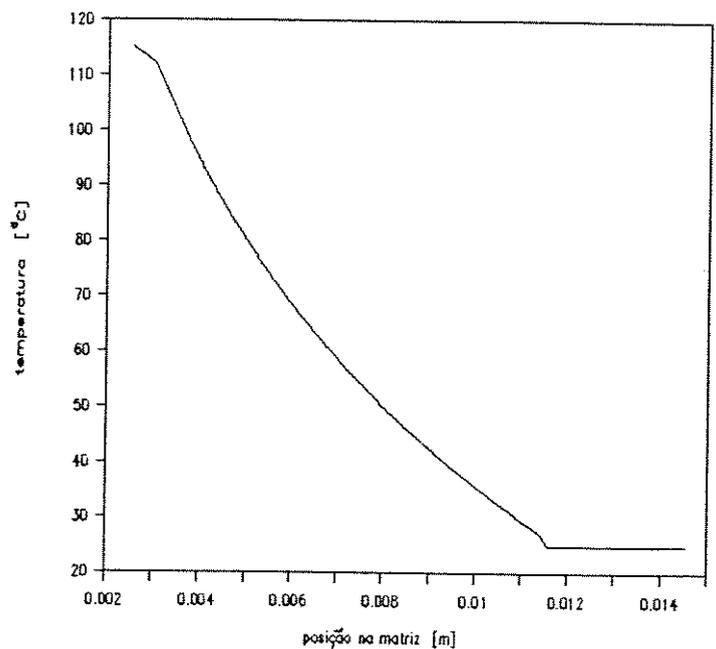
(b)

$$D1 = 6,0 \quad D2 = 1,5 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 30^\circ$$



(c)

$$D1 = 6,0 \quad D2 = 1,5 \quad \eta_0 = 0,4 \quad 2\beta = 30^\circ$$



(d)

Figura VI.9. a e b - Variação da pressão no filme ao longo da matriz de extrusão, para $R = 21,8$, valores teóricos. c e d - Variação da temperatura do tarugo ao longo da matriz de extrusão, para $R = 21,8$, valores teóricos.

$$D1 = 7,0 \quad D2 = 1,0 \quad \eta_0 = 0,1 \quad 2\beta = 40^\circ$$

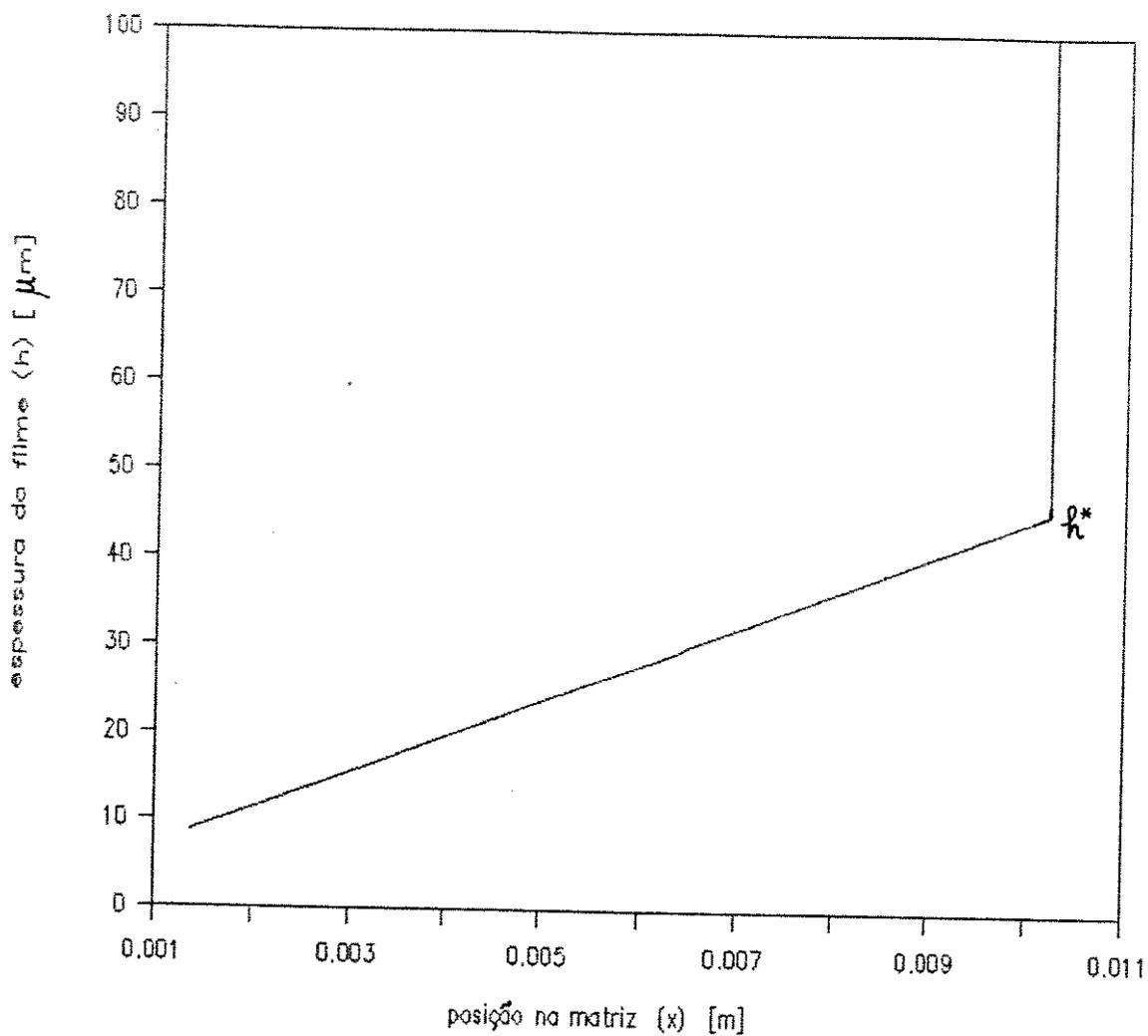


Figura VI.10 - Variação da espessura do filme (h) ao longo da matriz de extrusão, valores teóricos.

A figura VI.11 apresenta a modificação da textura superficial do material extrudado, representada pela variação de Ra em função da redução de seção provocada.

Também as figuras VI.10 e VI.11 não representam curvas de ajustagem, apenas apresentam uma tendência do comportamento observado.

VI.3 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Os resultados apresentados a seguir foram obtidos através de ensaios realizados como descritos no capítulo anterior.

A tabela VI.4 apresenta os resultados relativos aos ensaios de extrusão hidrostática de cada um dos grupos definidos na tabela V.6. São apresentados os resultados relativos à pressão média de extrusão e às pressões máxima e mínima de pressão ao longo do processo, devidas ao fenômeno de "stick-slip", representadas na tabela VI.4 respectivamente, pelas variações máxima e mínima.

Esses resultados referem-se à média aritmética dos três ensaios realizados para cada grupo e são mostrados na figura VI.12.

Na figura VI.3 apresenta-se também esses resultados experimentais de pressão de extrusão em função da redução de seção.

Na tabela VI.5 apresenta-se os resultados obtidos nos ensaios de tração, também nesse caso, um valor médio aritmético de três ensaios realizados para cada um dos grupos da tabela V.6 analisados.

Na figura VI.13 apresenta-se os gradientes de microdureza Vickers medidos ao longo dos corpos-de-prova extrudados relativos aos grupos 4, 6, 15 e 18.

A tabela VI.6 apresenta os valores de rugosidade superficial dos corpos-de-prova extrudados, medidos em Ra (rugosidade média

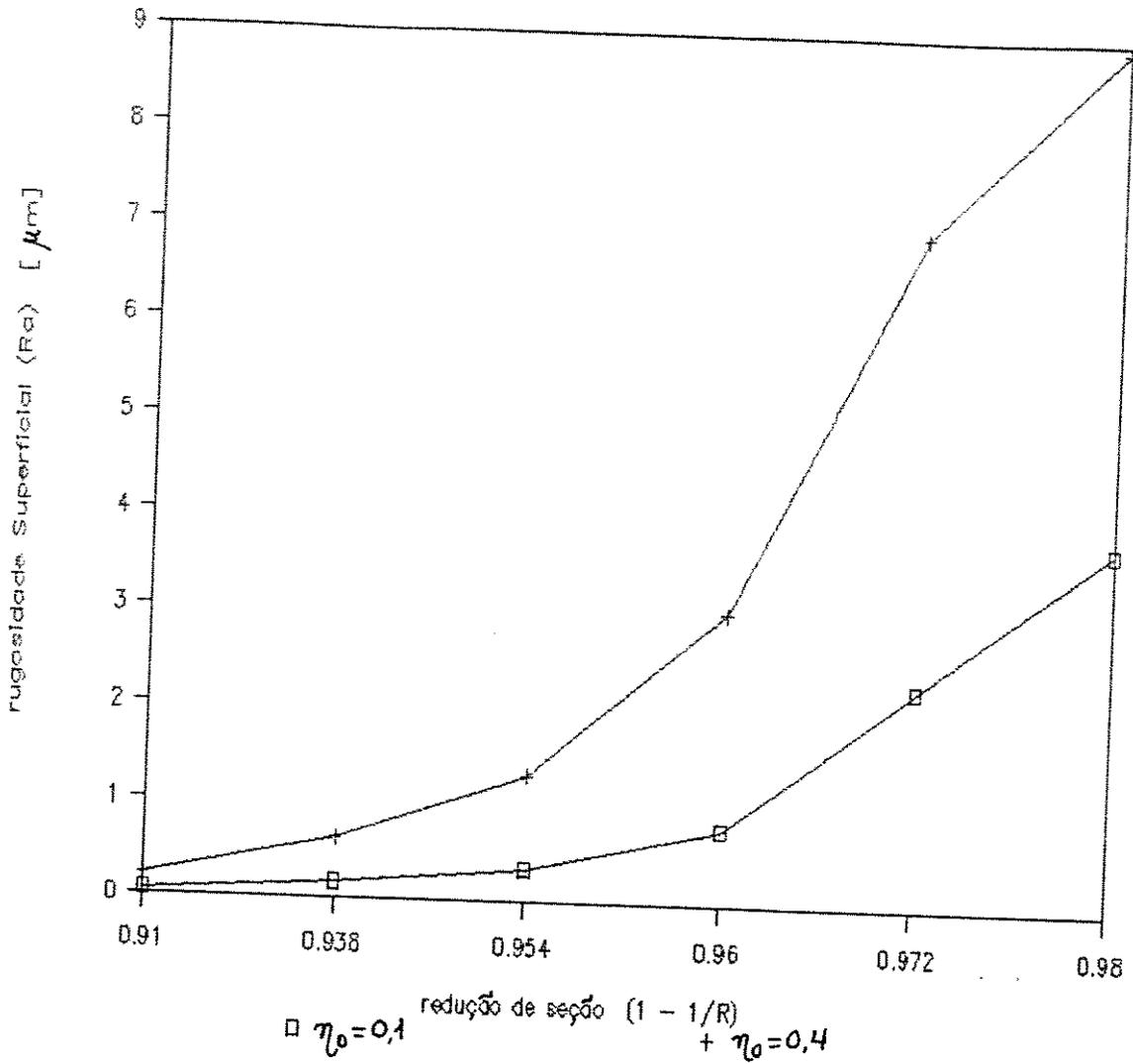


Figura VI.11 - Variação da rugosidade superficial (Ra) em função da redução de seção, valores teóricos.

Tabela VI.4 - Pressão de extrusão e variações máxima e mínima observadas experimentalmente

Grupo de ensaios	Pressão média [MPa]	Variações	
		Máxima [MPa]	Mínima [MPa]
01	656,7	77,6	47,0
02	666,0	54,4	47,6
03	671,0	56,4	49,1
04	653,0	75,5	77,8
05	622,3	56,0	66,7
06	618,0	28,0	29,5
07	721,5	45,4	75,4
08	742,7	41,9	36,7
09	781,0	65,4	58,3
10	719,0	58,3	42,4
11	711,3	20,9	27,1
12	736,2	34,4	39,0
13	822,3	31,0	38,2
14	793,5	55,1	67,4
15	921,1	32,7	39,2
16	812,3	38,9	59,8
17	825,5	56,8	68,3
18	765,3	26,1	22,8
19	793,3	69,4	64,8

Tabela VI.4 - Pressão de extrusão e variações máxima e mínima observadas experimentalmente (CONTINUAÇÃO)

Grupo de ensaios	Pressão média [MPa]	Variações	
		Máxima [MPa]	Mínima [MPa]
20	445,4	24,4	20,6
21	439,7	20,4	18,0
22	484,8	34,8	31,4
23	467,8	21,5	13,0
24	427,2	7,7	7,7
25	493,1	43,7	32,8
26	501,5	20,6	24,5
27	510,2	45,2	39,1
28	496,0	60,1	35,8
29	557,9	34,1	25,0
30	517,5	19,3	11,3
31	584,4	46,4	28,4
32	516,5	20,4	13,1
33	496,5	16,5	14,2
34	600,5	62,9	44,5
35	570,6	39,1	24,2
36	577,3	28,6	59,6
37	559,4	44,5	36,0
38	625,1	22,3	26,3
39	582,8	9,6	7,7
40	595,7	17,8	16,8
41	621,2	49,9	41,0
42	556,0	15,7	23,8
43	556,0	14,8	20,3
44	653,8	36,4	24,9
45	676,4	62,7	52,4
46	664,7	48,5	32,0
47	631,0	36,4	42,2

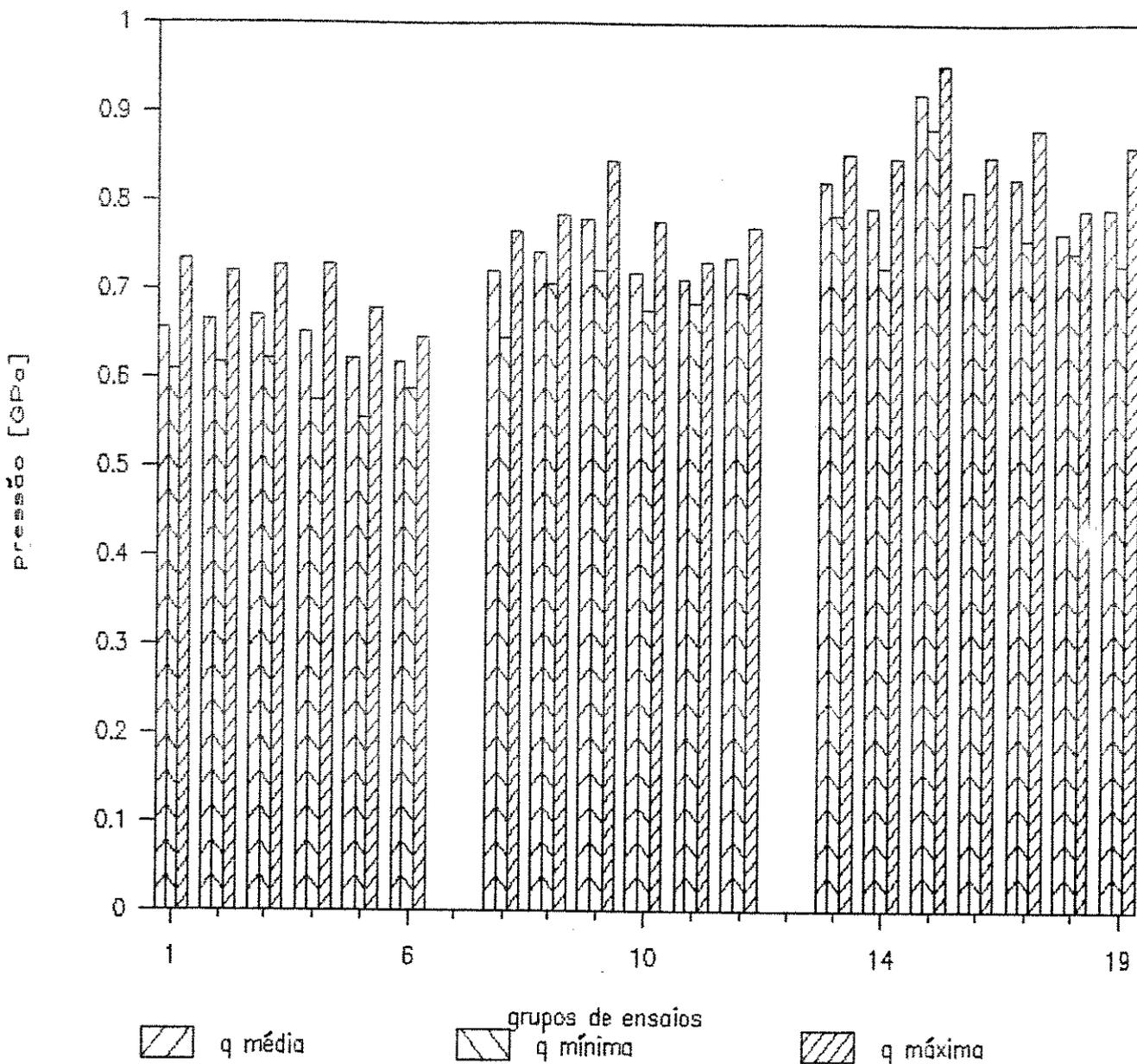


Figura VI.12.a - Pressão de extrusão (q), valores experimentais para os grupos de 1 a 19.

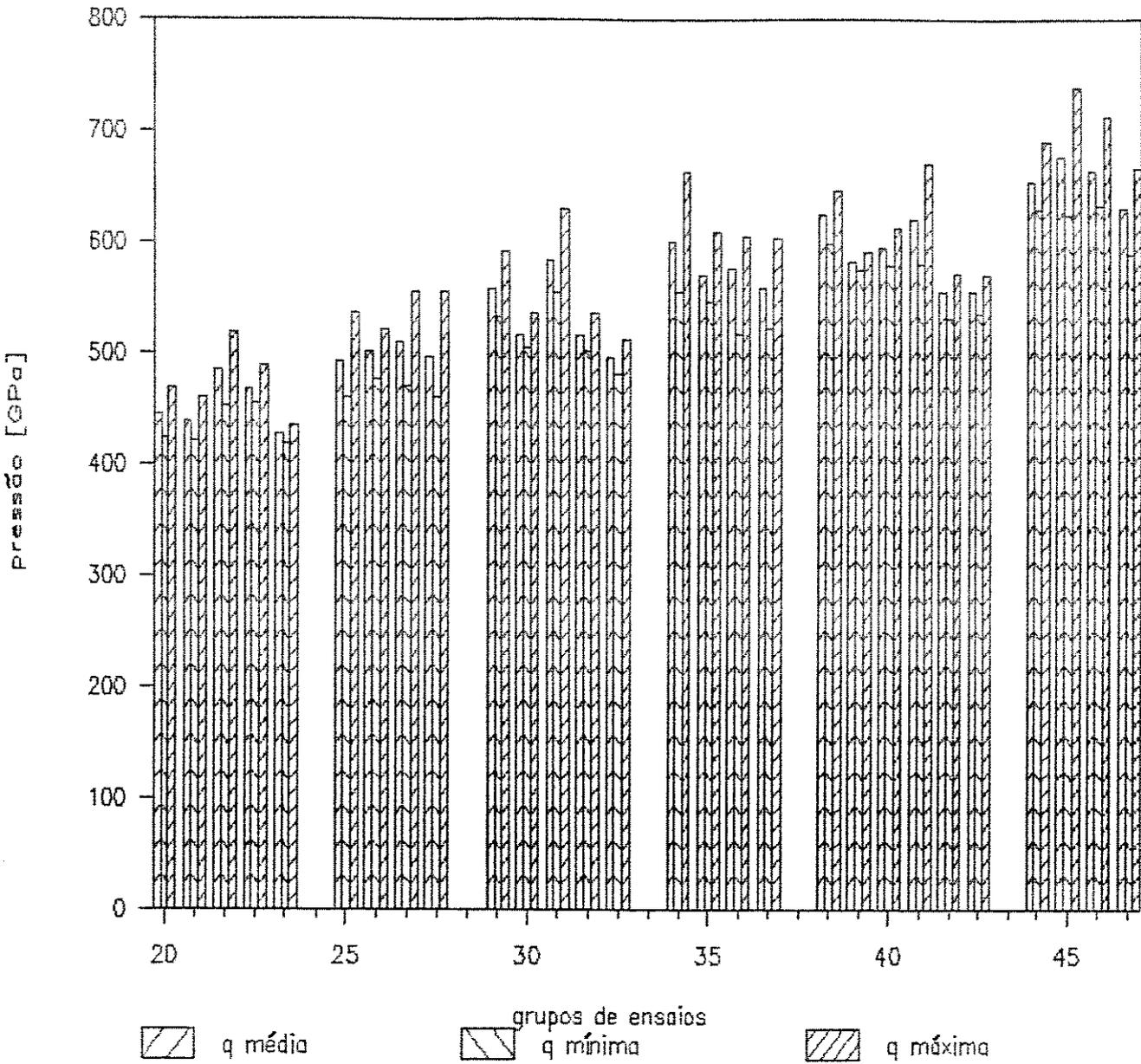


Figura VI.12.b - Pressão de extrusão (q), valores experimentais para os grupos de 20 a 47.

Tabela VI.5 - Resultados dos ensaios de tração dos produtos extrudados

Grupo de Ensaio no.	Tensão limite de escoamento [MPa]	Tensão limite de resistência [MPa]
01	118,60	189,76
03	143,57	193,50
06	127,34	206,00
07	124,84	193,50
08	137,33	202,24
11	124,84	209,73
13	143,57	214,73
14	156,05	214,73
19	134,84	212,23
21	155,36	202,52
22	141,49	196,97
24	167,55	192,58
25	163,68	209,18
28	166,45	210,84
29	160,91	206,34
30	162,02	202,52
33	155,36	210,84
34	166,45	202,52
37	166,45	211,95
38	166,45	202,52
41	147,04	209,18
43	148,71	200,86
44	158,13	211,94
47	161,12	209,80

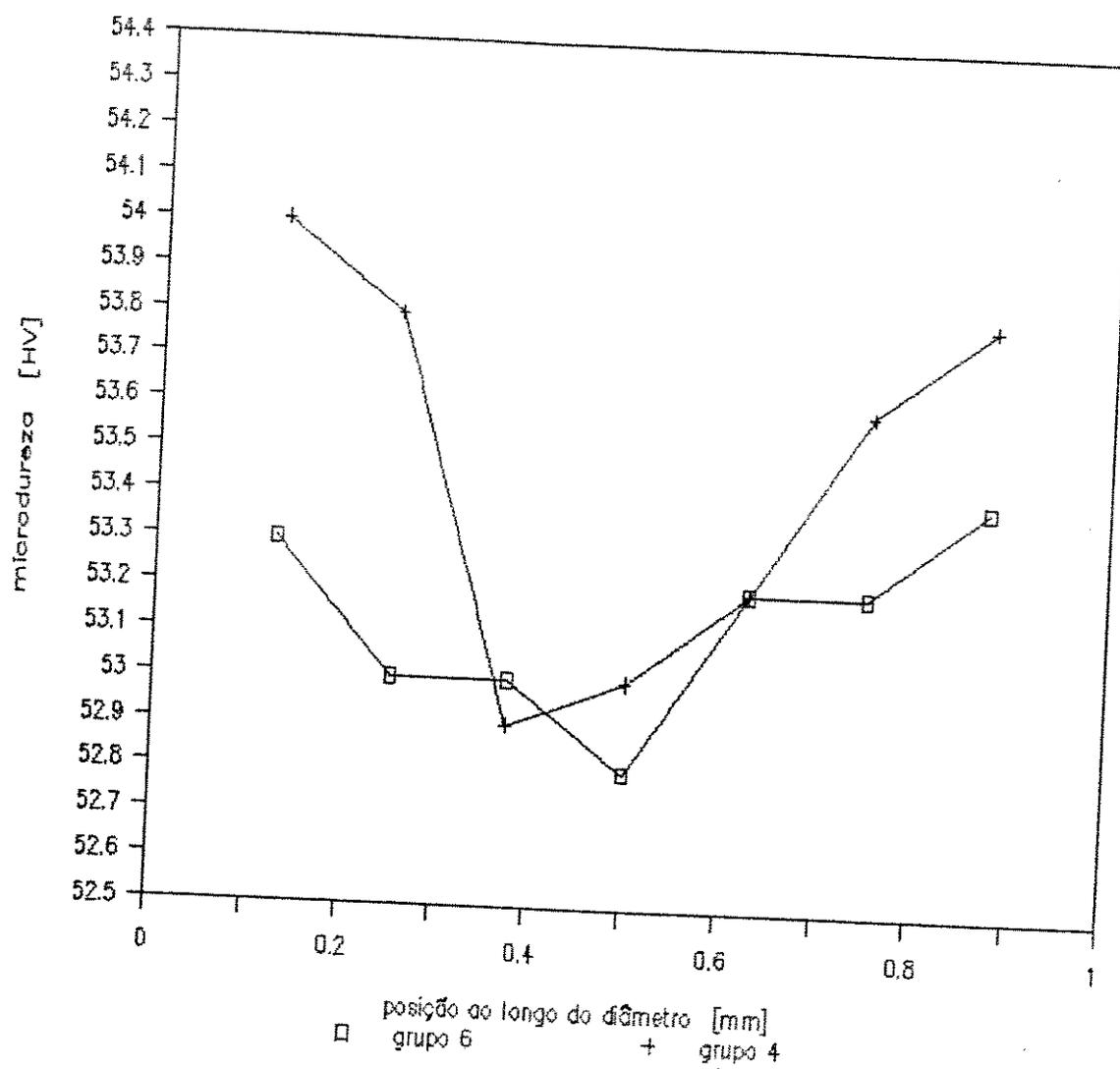


Figura VI.13.a - Gradientes de microdureza HV para os grupos 4 e 6, valores experimentais.

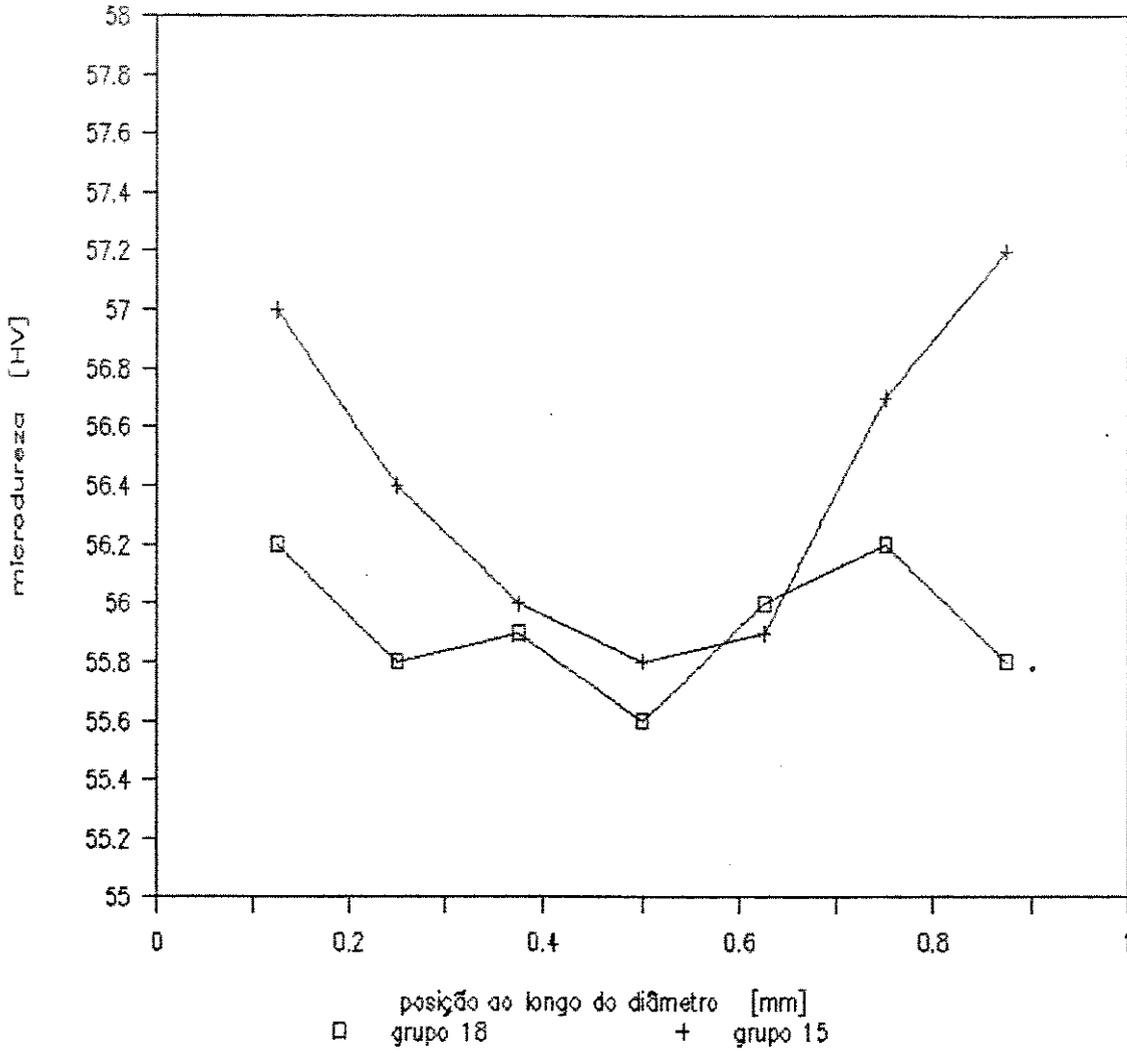


Figura VI.13.b - Gradientes de microdureza HV para os grupos 15 e 18, valores experimentais.

Tabela VI.6 - Rugosidade superficial dos produtos extrudados

Grupo de Ensaio no.	Rugosidade Superficial (Ra) [μm]
01	0,10
06	0,61
08	0,13
11	0,94
15	0,18
18	1,45
30	0,08
33	0,46

Tabela VI.7 - Variações dimensionais do diâmetro dos produtos extrudados

diâmetro nominal = 1,0 mm - máximo: 1,020 mm mínimo: 1,010 mm
 diâmetro nominal = 1,5 mm - máximo: 1,543 mm mínimo: 1,525 mm

aritmética).

A tabela VI.7 apresenta as dimensões verificadas para o diâmetro dos fios extrudados.

VI.4 - ANÁLISE DOS RESULTADOS OBTIDOS POR SIMULAÇÃO

a) Comportamento da espessura do filme lubrificante na entrada da região cônica da matriz de extrusão

Como observado nas figuras VI.1 e VI.2 e, também verificado por outros autores [20],[22], a espessura do filme lubrificante na entrada da região cônica (h^*) tende a aumentar com o aumento da relação de seções transversais (R), com a redução do ângulo de conicidade (2β) e com o aumento da viscosidade inicial (2β).

O aumento de h^* em função do aumento de R é explicado quando se observa a expressão IV.9.a e verifica-se que a espessura do filme aumenta com a pressão de extrusão.

$$h^* \cong \frac{3 \cdot U_i \cdot \eta_o \cdot \alpha}{\tan \beta \cdot e^{-\alpha \cdot q} \cdot (1 - e^{-\alpha \cdot q_o})} \quad (\text{IV.9.a})$$

Já a expressão II.1 indica que a pressão de extrusão aumenta com a relação (R) [17]:

$$q = a + b \cdot \ln R \quad (\text{II.1})$$

A realização do processo hidrostático sob condições que conduzam à presença de um filme lubrificante mais espesso favorece o estabelecimento de um regime de lubrificação hidrodinâmico, desde que o valor da espessura do filme ultrapasse em pelo menos três vezes a soma das rugosidades superficiais do tarugo e da matriz, como discutido no

item III.3.1.

Também na expressão IV.9.a. observa-se uma relação inversamente proporcional entre a espessura do filme e o ângulo de conicidade da matriz de extrusão (2β).

Como discutido no item III.4.2, a ação do ângulo de conicidade sobre o escoamento do fluido é de estabelecer um elevado gradiente de pressão na entrada da matriz (como observado nas figuras VI.4 a VI.9), num efeito "cunha" que tende a trazer mais lubrificante para a região de deformação, além de causar um aumento na viscosidade do lubrificante que estabiliza o filme interposto.

b) Comportamento da pressão de extrusão (q) em função da redução de seção transversal (R).

Como pode-se observar na figura VI.3 e confirmado pela expressão II.1, a pressão de extrusão obtida teoricamente aumenta com o aumento da redução de seção, pois devido ao maior grau de deformação efetuada a frio, a resistência do material ao escoamento tende a aumentar.

Esse comportamento é confirmado pela observação dos resultados experimentais mostrados na tabela VI.4.

A ajustagem dos resultados teóricos e experimentais para a expressão II.1, fornece os seguintes valores para os coeficientes a e b :

- teóricos:	$a = -131,9$	$b = 219,4$	[MPa]	$p / \eta_0 = 0,1 \text{ Ns/m}^2$
	$a = -143,4$	$b = 228,6$	[MPa]	$p / \eta_0 = 0,4 \text{ Ns/m}^2$
- experimentais:	$a = -155,7$	$b = 237,8$	[MPa]	$p / \eta_0 = 0,1 \text{ Ns/m}^2$
	$a = -157,9$	$b = 254,6$	[MPa]	$p / \eta_0 = 0,4 \text{ Ns/m}^2$

c) Distribuições de pressão e de espessura no filme lubrificante e de temperatura do tarugo - região de deformação

Além dos comportamentos já analisados anteriormente para a pressão de extrusão e para a espessura do filme na região de entrada, pode-se fazer as seguintes observações a partir da análise das figuras VI.4.a a VI.9.a.:

1 - presença de um elevado gradiente de pressão, consequência do efeito de "cunha" da matriz cônica, na entrada da região de deformação que causa um aumento da espessura e da viscosidade do filme lubrificante^[32].

Como exemplo, na figura VI.6.a, o gradiente entre a pressão no fluido na câmara de extrusão e a pressão sobre o filme na entrada da região de deformação é da ordem de 123,0 MPa, que corresponde a cerca de 17% da pressão de extrusão.

Ao longo da região cônica de deformação a pressão no filme é reduzida, consequência direta da redução do diâmetro do tarugo. Na região de saída da matriz a pressão atinge seu valor mínimo, igual à tensão de escoamento do fio já extrudado que está sob pressão mas já não é mais deformado plasticamente. Ao sair da matriz, a pressão no filme iguala-se à pressão ambiente.

2 - a espessura do filme lubrificante (Figura VI.10) decresce do valor relativo ao espaço existente entre a superfície do tarugo e a superfície interna da câmara de extrusão (antes de se aproximar da matriz de extrusão), atinge o valor de h^* analisado no sub-item (a) deste item; e depois, na região cônica de deformação, essa espessura é reduzida tanto pelo efeito geométrico do anel cônico entre tarugo e

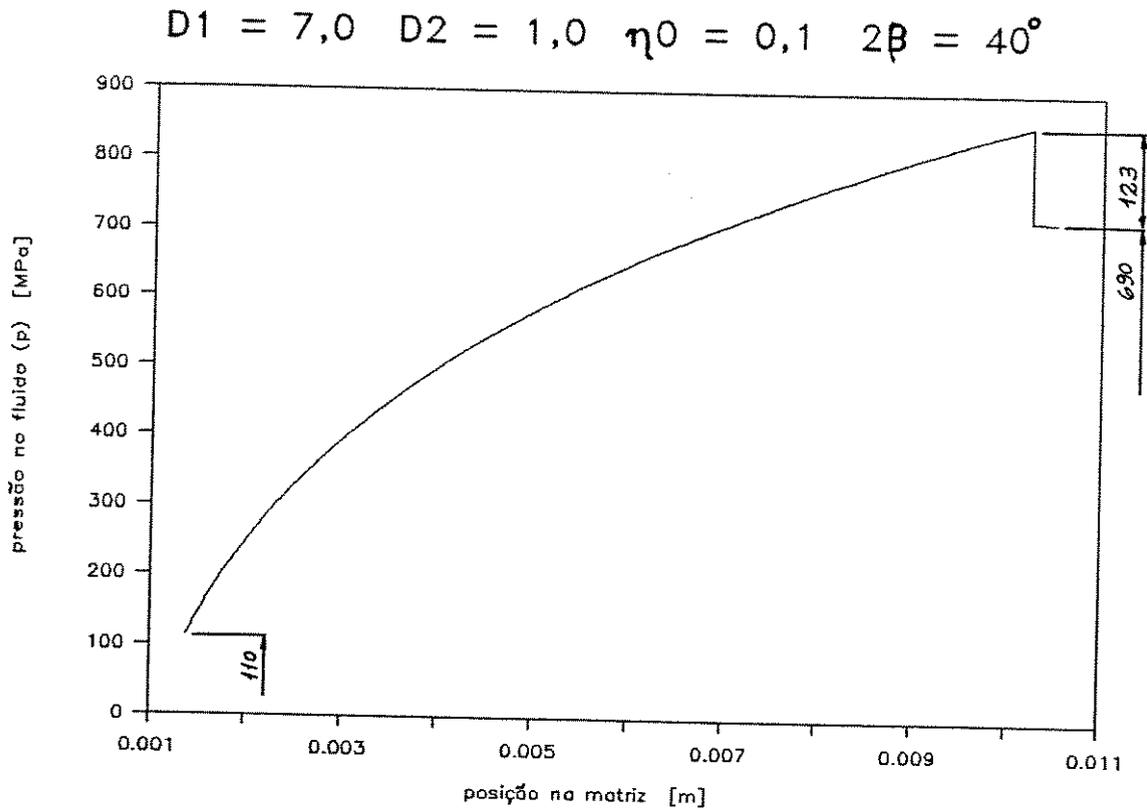


Figura VI.6.a - Variação da pressão no filme ao longo da matriz de extrusão, para $R = 49$, valores teóricos.

matriz, como pelo provável efeito da modificação da textura superficial do tarugo, discutida no item IV.3.2.b, expressão IV.20.

Na saída da matriz, já com a pressão reduzida, a espessura do filme volta a assumir um valor constante.

3 - os gradientes de temperatura no tarugo são bastante acentuados. Na região de entrada, onde só ocorrem deformações elásticas, observa-se que não há aumento da temperatura. Já na região cônica, onde ocorrem as deformações plásticas, observa-se um aumento considerável de temperatura. Como exemplo, na figura VI.6.b, o aumento de temperatura no tarugo chega a ser de 120°C .

A dificuldade experimental de instrumentar-se a saída da matriz no curto intervalo de tempo em que os ensaios ocorriam impossibilitou que se medisse a temperatura do tarugo.

No caso do material estudado neste trabalho, a variação de temperatura calculada, não é suficiente para promover modificações apreciáveis na microestrutura por recozimento, o que poderia ocorrer no caso de extrusão hidrostática de alumínio puro, onde gradientes de temperatura desse nível são suficientes para recozer dinamicamente os fios extrudados [21].

4 - o efeito preponderante do aumento de temperatura no processo, é a influência sobre a viscosidade do fluido hidráulico. Com o acréscimo de temperatura, a viscosidade reduz-se porém, esse efeito é contraposto pela influência da elevada pressão no filme que causa a elevação dessa viscosidade.

Se o efeito da temperatura superar o efeito da pressão, a viscosidade decrescerá e conseqüentemente, a espessura do filme decrescerá fazendo com que seja atingida uma espessura crítica abaixo

da qual não atua mais o regime hidrodinâmico de lubrificação.

Se o efeito da pressão for preponderante, a viscosidade será elevada, bem como a espessura do filme, o regime hidrodinâmico será mantido porém, a modificação da textura superficial do tarugo poderá ser acelerada levando à obtenção de produtos com má qualidade superficial, o que pode ser indesejável em sua aplicação posterior.

d) Análise da modificação da textura superficial do tarugo ao longo da região de deformação

Como discutido no item IV.3.2.b, o processo de extrusão hidrostática nas condições em que foram realizados os ensaios, caracteriza um processo com elevadas deformações plásticas, com a presença de um filme lubrificante de baixa viscosidade entre as superfícies da ferramenta e da peça-trabalho^[34].

A aplicação do modelo desenvolvido para as condições de processamento ensaiadas, apresentou, como se observa na figura VI.11, uma sensível modificação da rugosidade superficial do tarugo com o decorrer da extrusão. Os resultados obtidos para a rugosidade superficial ($R_a \approx 0,08.h^*$) apresentaram-se próximos aos obtidos por WILSON^[49] que se apresentaram uma ordem de grandez menores que a espessura inicial do filme lubrificante (h^*).

A comprovação do modelo proposto será efetuada quando comparar-se adiante os resultados teóricos e experimentais obtidos para a rugosidade dos produtos.

VI.5 - ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Neste item será feita a análise dos resultados experimentais e simultaneamente, esses resultados serão comparados aos resultados obtidos na simulação.

Assim, poder-se-á concluir pela aplicabilidade ou não do modelo proposto e também definir-se as condições ideais de processamento por extrusão hidrostática que garantam a obtenção de produtos com qualidade controlada e que conduzam a um valor mínimo de energia necessária para a execução do processo.

a) comportamento da pressão de extrusão

Como observado na tabela VI.4 e na figura VI.12, os ensaios que apresentaram os menores valores médios de pressão de extrusão para uma dada redução de seção transversal foram respectivamente:

Grupo 6 para a redução de 96,0%

Grupo 11 para a redução de 97,2%

Grupo 18 para a redução de 98,0%

Grupo 24 para a redução de 91,0%

Grupo 34 para a redução de 93,8% e

Grupos 43 e 44 para a redução de 95,4%.

Os valores teóricos obtidos através da simulação das condições de ensaio dos grupos definidos como ideais, quando comparados com os resultados experimentais (Tabelas VI.3 e VI.4 e figura VI.3) apresentaram-se menores e com o erro máximo existente (Erro) é de 7,0%, onde:

$$\text{Erro} = 1 - \frac{\text{Valor Teórico}}{\text{Valor Experim.}}$$

Desses resultados conclui-se que no que se refere à determinação da pressão de extrusão, o modelo proposto aplica-se corretamente, desde que sejam garantidas as condições de processamento para que se estabeleça o regime hidrodinâmico de lubrificação.

Outra observação importante que pode ser feita para esses grupos de ensaios para os quais a pressão de extrusão foi mínima é de que também os valores das variações máxima e mínima da pressão de extrusão foram os menores encontrados, sendo que em alguns ensaios foram praticamente nulos.

Como definido no capítulo I dedicado aos objetivos deste trabalho, o objetivo principal é determinar as condições ótimas de processamento para as quais a pressão de extrusão seja a mínima. Como analisado nos capítulos II e III, a esse valor mínimo de pressão associa-se um regime de lubrificação hidrodinâmica que será tanto mais contínuo durante a extrusão quanto menores forem as oscilações observadas na pressão de extrusão.

Os grupos de ensaios considerados ideais apresentaram essas características. Assim, pode-se concluir que as condições nas quais foram realizados são as ideais para efetuar-se o processo de extrusão hidrostática.

Todos esses ensaios apresentaram características comuns entre si, como as descritas a seguir:

1 - as matrizes de extrusão utilizadas são as de menor ângulo de conicidade, confirmando a influência do ângulo sobre a espessura inicial do filme lubrificante e a existência de um ângulo ótimo de extrusão como definido por BUTTON^[25];

2 - todos os tarugos possuíam lubrificante em sua extremidade para início da extrusão. Como discutido no item III.4.3, a presença de um lubrificante na interface reduz o atrito estático característico do início da extrusão.

NEALE [57] apresenta os seguintes valores para coeficientes de atrito estático, para deslizamento sobre aço:

- ligas de alumínio: $\mu_s = 0,5$
- teflon: $\mu_s = 0,05$ (*)
- bissulfeto de molibdênio: $\mu_s = 0,07$ a $0,1$ (*)

(*) atuando como película lubrificante.

Como discutido anteriormente, os baixos valores de coeficiente de atrito estático fazem com que a pressão necessária para início de extrusão seja menor, desta forma, a amplitude de oscilação da pressão ao longo do processo é diminuída garantindo o estabelecimento e a continuidade do regime hidrodinâmico de lubrificação.

Conforme observado na tabela VI.4, os grupos de ensaios que reproduziam todas as condições de processamento daquelas existentes nos grupos ideais, com exceção do uso de lubrificante apresentaram pressão média e variações de pressão superiores às obtidas nos ensaios em que foi utilizado o lubrificante na extremidade do tarugo.

3 - Em todos os ensaios, definidos como ideais, foi utilizado o fluido hidráulico de menor viscosidade (igual a $0,1 \text{ Ns/m}^2$). Para os grupos de ensaios em que exceto a viscosidade, todos os demais parâmetros foram iguais, observou-se valores de pressão e de variações de pressão cerca de 15% maiores que os obtidos nos ensaios ideais (Figura VI.12).

Isto pode ser explicado observando-se a curva de Stribeck (Figura III.4). Como discutido no item III.3.1, associa-se uma maior tensão necessária de cisalhamento à maior viscosidade do filme lubrificante na região de deformação.

No item III.4.3 onde discute-se o fenômeno de "stick-slip", apresenta-se a justificativa de WALLACE^[40] para o surgimento desse fenômeno em processos onde a viscosidade do fluido é elevada: estabelecido o regime hidrodinâmico, o filme apresenta-se espesso, torna-se difícil manter sua estabilidade, ele rompe-se e o contacto metálico é restabelecido até que um novo filme contínuo seja formado, repetindo-se o ciclo.

4 - Nos ensaios definidos como ideais, o tarugo a extrudar apresentava bom acabamento superficial (como torneado), $R_a = 1,1 \mu\text{m}$.

Como discutido no item III.3.1, WILSON^[32] propõe que o regime de lubrificação hidrodinâmica de filme fino seja estabelecido e mantenha-se contínuo ao longo do processo quando a espessura do filme apresentar-se de três a dez vezes do valor da rugosidade média das superfícies.

Para as condições de processo em que o tarugo como torneado apresentava $R_a = 1,1 \mu\text{m}$ e a matriz $R_a = 0,5 \mu\text{m}$, a condição acima para estabelecimento do regime hidrodinâmica seria satisfeita para uma espessura inicial do filme igual a $4,8 \mu\text{m}$.

Observando-se a tabela VI.2 e as figuras VI.1 e VI.2. pode-se definir as condições de processamento em que essa condição é satisfeita, ou seja $h^* > 4,8 \mu\text{m}$.

Assim, a condição para estabelecimento do regime hidrodinâmico somente é satisfeita pelos ensaios em que utilizou-se tarugos como

torneados. Naqueles em que os tarugos apresentavam-se torneados e lixados, a rugosidade superficial ($R_a = 4,0 \mu\text{m}$) era praticamente igual ao valor mínimo da espessura do filme, justificando os resultados obtidos.

5 -A presença do regime hidrodinâmico pode ser assumida ao estimar-se valores de coeficiente de atrito para os ensaios ideais.

Aplicando-se os resultados de pressão de extrusão e os parâmetros de processamento de cada ensaio definido como ideal, na expressão deduzida por AVITZUR^[47], obtém-se os coeficientes apresentados na tabela VI.8.

Para os ensaios com reduções maiores que 95,4%, ou seja, aqueles que apresentaram espessura do filme lubrificante h^* maiores que $4,8 \mu\text{m}$, os coeficientes de atrito estimados situaram-se próximos de 0,04, o que segundo WILSON^[32] caracteriza a presença do regime hidrodinâmico de lubrificação.

Já para os ensaios em que os coeficientes estimados foram maiores, o regime hidrodinâmico não se apresentou contínuo como verifica-se pelas variações máxima e mínima apresentadas (Figura VI.12).

b) análise da variação dimensional do diâmetro dos produtos

Para o diâmetro de 1,0 mm foram medidos os seguintes limites:

máximo: 1,020 mm mínimo: 1,010 mm

Para o diâmetro de 1,5 mm foram medidos os seguintes limites:

máximo: 1,543 mm mínimo: 1,525 mm

Segundo a norma ABNT NB-56, essas dimensões referem-se a um campo de tolerância IT7, característico desse tipo de processo de conformação

a frio. Observe-se que ambos os limites são positivos e representam a recuperação elástica sofrida pelo fio ao sair da matriz.

c) Análise da rugosidade superficial dos produtos

Os resultados mostrados na tabela VI.5, indicam uma tendência de obtenção de produtos com qualidade superficial inferior (R_a da ordem de $1,0 \mu\text{m}$) para os ensaios em que definiu-se ter se estabelecido o regime hidrodinâmico, confirmando o modelo proposto para a modificação da textura superficial.

Para os ensaios em que o regime hidrodinâmico não se efetivou, os produtos apresentaram elevada qualidade superficial (R_a próxima de $0,1 \mu\text{m}$), demonstrando que o contacto metálico direto do tarugo com a matriz promoveu o quase completo alisamento da superfície.

A comparação entre os resultados teóricos (Figuras VI.10 a VI.15) com os resultados experimentais (Tabela VI.5) deve ser qualitativa representando simplesmente uma tendência de modificação da textura superficial. Uma análise quantitativa mais profunda só poderá ser possível com o desenvolvimento de um modelo que permita relacionar as diminutas dimensões observadas em termos de rugosidade.

d) Análise dos resultados dos ensaios de tração

Os ensaios de tração apresentaram resultados (Tabela VI.4) coerentes com os graus de deformação a frio provocados nos diversos ensaios. Assim é que tanto a tensão limite de escoamento como a de resistência do produto extrudado, são maiores quanto maior a redução de secção transversal realizada no ensaio de extrusão.

Os resultados dos ensaios de tração não permitiram associar as condições ideais de processo, com as propriedades mecânicas dos

produtos nele obtidos, por se tratarem de resultados médios para a seção transversal dos corpos-de-prova.

e) Análise dos gradientes de microdureza

Por ser uma medida indireta, torna-se impossível avaliar a aplicabilidade do modelo proposto através das medidas de microdureza. A análise que pode ser efetuada restringe-se à determinação do estado do produto e do regime de lubrificação presente nos ensaios.

Observa-se pelos resultados dos ensaios de microdureza Vickers (figura VI.16) que todos os ensaios apresentaram produtos encruados. Foram obtidos valores médios de dureza entre 53 e 56 HV, enquanto o material de partida no estado recozido apresentava uma dureza Vickers igual a 31 HV.

Observa-se também que para os ensaios dos grupos definidos como ideais, os gradientes de dureza apresentaram valores próximos na periferia como centro do produto, enquanto que nos ensaios dos demais grupos, os gradientes foram mais acentuados.

Isso confirma a afirmação de que o atrito na interface matriz-tarugo modifica o modo de escoamento do material na extrusão, fazendo com que as regiões periféricas sejam mais encruadas (vide item III.2).

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

VII.1 - CONCLUSÕES

A partir da análise dos resultados teóricos e experimentais apresentada no capítulo anterior, chegou-se às seguintes conclusões:

- o modelo físico-matemático proposto mostrou-se adequado para a análise da lubrificação hidrodinâmica pois apresentou resultados próximos aos obtidos experimentalmente. Assim, conclui-se que as diversas hipóteses assumidas quanto a deformações elásticas e condições isotérmicas na região de entrada e quanto ao efeito térmico e ao trabalho redundante na região de deformação são corretas;

- concluiu-se que as condições ideais de processamento são as seguintes: grandes reduções de seção transversal, utilizando-se matrizes com pequeno ângulo de conicidade, fluidos hidráulicos de baixa viscosidade, tarugos com boa qualidade superficial e com a extremidade cônica recoberta por uma película lubrificante.

- os grupos de ensaios realizados com as condições ideais de processamento apresentaram resultados em termos de pressão, variação de pressão, coeficiente estimado de atrito, gradiente de dureza e rugosidade superficial dos produtos que indicam que nesses ensaios estabeleceu-se o regime hidrodinâmico de lubrificação;

- a qualidade geral dos produtos obtidos nos ensaios dos grupos definidos como ideais é elevada, em termos de dimensões, acabamento superficial e homogeneidade estrutural;

- as medidas de rugosidade superficial, microdureza e de propriedades mecânicas (ensaio de tração) apresentaram-se importantes para uma análise qualitativa do modelo desenvolvido, visto que são medidas indiretas que não puderam ser simuladas;

VII.2 - PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir das observações e conclusões deste trabalho, propõe-se como temas de trabalhos futuros:

- o estudo do processo composto extrusão hidrostática-trefilação para obtenção de fios de diâmetros mais reduzidos (da ordem de 0,1 mm);
- o estudo mais aprofundado da influência da rugosidade superficial da matriz de extrusão e do tarugo sobre o regime de lubrificação hidrodinâmica;
- o desenvolvimento de um modelo baseado no método dos elementos finitos para estudo do processo hidrostático a fim de relacionar os gradientes de microdureza aos gradientes de tensão e deformação simulados pelo modelo.

- [8] ALEXANDER, J. M. and LENGYEL, B., "Hydrostatic Extrusion", 1a ed., Mills & Boon Ltd., Londres, p. 10, 1.971.
- [9] BRIDGMAN, P. W., "Studies in Large Plastic Flow and Fracture", 1a. ed., McGraw-Hill, pp. 177-179, 1.952 in ref. [8] p. 155.
- [10] PUGH, H. L. D., DONALDSON, C. J. H., "Hydrostatic Extrusion - A Review", Anais do CIRP, vol. 21/2, pp. 167-186, 1.972.
- [11] BERESNEV, B. I., VERESHCHAGIN, L. P., RIABININ, Y. N., LIVSHITS, L. D., "Some Problems of Large Plastic Deformation of Metals at High Pressures", 1a. ed., Pergamon Press Ltd., 1.963 in ref. [8], p. 156.
- [12] BUTTON, S. T., "Desenvolvimento de uma Máquina de Laboratório para a Extrusão Hidrostática de Metais Não-ferrosos", Diss. de Mestrado, UNICAMP, Campinas, pp. 4-7, 1.985.
- [13] DIETER, G. E., "Metalurgia Mecânica", 2a. ed., p. 247, Ed. Guanabara Dois, Rio de Janeiro, 1.981.
- [14] Idem ibidem ref. [8], pp. 13-14.
- [15] AVITZUR, B., "Handbook of Metal Forming", 1a. ed., cap. 5, p. 238 John Wiley and Sons, Nova Iorque, 1.983.

- [16] BUTTON, S.T., ZAVAGLIA C.A.C., NERY, F.A.C., BRESCIANI F., E.,
"Processamento Mecânico de Fios de Ouro para Uso em
Microeletrônica", Anais do 5o. CBECIMAT, Porto Alegre, RS, 1.982,
pp. 393-402.
- [17] Idem ibidem ref. [10], p. 171.
- [18] Idem ibidem ref. [15], pp. 309-311.
- [19] HAYASHI, M., YOKOTTA, M., KONDO, T. e HINATA, M., "A Study on the
Hydrostatic Extrusion of Fine Wire", Rel. Sumitomo Electric
Industries, Osaka, Japão, 1.974 in ref. [13] p. 243.
- [20] SNIDLE, R. W., PARSONS, B. e DOWSON, D., "A Thermal Hydrodynamic
Lubrication Theory for Hydrostatic Extrusion of Low Strength
Materials", J. of Lub. Techn., abril 1.976, p. 337.
- [21] STYCZINSKI, L. et al., "Thermal-Softening Process in
Polycrystalline Aluminium During Hydrostatic Extrusion", Metal
Science, vol. 16, 1.983, pp. 525-528.
- [22] SNIDLE, R.W., DOWSON D. e PARSONS, B., "An Elasto-Plasto-
Hydrodynamic Analysis of the Hydrostatic Extrusion Process",
J. of Lub. Techn., abril 1.973, pp. 119-121.
- [23] Idem ibidem ref. [12], pp. 110-113.

- [24] BUTTON, S.T., ROSA Jr., H.F., BRESCIANI F., E., "Simulação em computador do processo de extrusão hidrostática", X COBEM, Rio de Janeiro, 1.989, pp. 651-652.
- [25] BUTTON, S.T., BRESCIANI F., E., "Análise das Variáveis Mecânicas Influentes no Processo de Extrusão Hidrostática de Alumínio de Pureza Comercial", Metalurgia ABM, vol. 41, no. 328, março 1.985, pp. 121-123.
- [26] Idem ibidem ref. [15], pp. 236-237.
- [27] BOWDEN-TABOR, The Friction and Lubrication of Solids, Oxford at the Clarendon Press, Londres, Parte I, 1.954, pp. 77-82.
- [28] THOMPSEN, E.G. et alii, "Flank Friction Studies with Carbide Tool Reveal Sublayer Plastic Flow", Trans. ASME, J.E.I., fev., 1.962, pp. 53-56.
- [29] LAUE, K. e STENGER, H., Extrusion, 1 vol., ASM, Ohio, EUA, 1.981, pp. 6-9.
- [30] LEE, C.H. e ALTAN, T., "Influence of Flow Stress and Friction upon Metal Flow in Upset Forging of Rings and Cilinders", Trans. ASME, J. Eng. for Ind., agosto 1972, p. 775.
- [31] CAMERON, A., "The Principles of Lubrication", cap. 2, p. 18, 1a. ed., Longmans Green & Co. Ltd., London, 1.966.

- [32] WILSON, W.R.D., "Friction and Lubrication in Bulk Metal Forming Processes", J. of App. Metalworking, vol.1, no.1, pp. 7-9, 1.979.
- [33] SOMMERFELD, A., "Zur Hydrodynamischen Theorie der Schmiermittelreibung", Z. Math. und Physik, vol. 50, p. 97, 1904
in PINKUS, O. e STERNLICHT, B., Theory of Hydrodynamic Lubrication, McGraw Hill Book Co., 1.961., p. 45.
- [34] RATNAGAR, D. D., CHENG, H. S. e SCHEY, J. A., "The Surface Deformation of Aluminium Compressed with Viscous Lubricants", J. of Lub. Techn., outubro 1.974, pp. 591-594.
- [36] Idem ibidem ref. [15], p. 212.
- [37] CHRISTOPHERSON, O. B. E., NAYLOR, H., "Promotion of Fluid Lubrication in Wire Drawing", Proc. Inst. Mech. Eng., vol. 169, pp. 643-653, 1.955.
- [38] NEVES, F.O., "Lubrificação Hidrodinâmica Aplicada à Trefilação", Dissertação de Mestrado, UNICAMP, Campinas, 1.989, pp. 84-86.
- [39] CHU, P. S. Y. e CAMERON, A., "Pressure Viscosity Characteristics of Lubricating Oils", J. Inst. Petrol., vol.48, pp. 147-155, 1.962.
- [40] WALLACE, P. W., KULKARNI, K. M. e SCHEY, J. A., "Thick-Film Lubrication in Model Extrusions with Low Extrusion Ratios", J. of Inst. of Metals, vol. 100, pp. 80-81, 1.972.

- [41] CROOK, A.W., "The Lubrication of Rollers III. A Theoretical Discussion of Friction and the Temperatures in the Oil Film", *Phil. Trans. R. Soc. A.*, vol. 254, 1.961, p. 237, in [20].
- [42] Idem ibidem ref. [31], pp. 57-61.
- [43] Idem ibidem ref. [31], p. 50.
- [44] Idem ibidem ref. [20], p. 341.
- [45] CONWAY, H. D. e FARNHAM, K. A., "Contact Stresses Between Cylindrical Shafts and Sleeves", *Int. J. of Eng. Science*, vol. 5, pp. 541-553, 1.967.
- [46] ALTAN, T. e BOULGER, F. W., "Flow Stress of Metals and Its Application in Metal Forming Analyses", *Trans. ASME, J. Engr. Ind.*, p. 1009, 1.973.
- [47] AVITZUR, B., "Hydrostatic Extrusion", *Trans. of ASME, J. of Eng. for Ind.*, novembro 1.965, p. 488.
- [48] DOUGLAS, J. R. e ALTAN, T., "Flow Stress Determination for Metals at Forging Rates and Temperatures", *Trans. ASME, J. Engr. Ind.*, p. 66, 1.975.
- [49] WILSON, W. R. D., "Workpiece Surface Roughening in a Hydrodynamically Lubricated Metal Forming Process", *Trans. ASME, J. of Lub. Techn.*, janeiro 1.977, pp. 10-14.

- [50] CARNAHAN, B., LUTHER, H.A. e WILKES, J.O., "Applied Numerical Methods", pp. 430-433, John Wiley & Sons Inc., 1a. ed., Nova Iorque, 1.969.
- [51] von KARMAN, T.H., "Beitrag zur Theorie des Walzvorganges", Ztschr. f. angew. Math. und Mech., vol. 5, 1.925, pp. 139-141.
- [52] PUGH, H. L. D., "Redundant Work and Friction in the Hydrostatic Extrusion of Pure Aluminium and an Aluminium Alloy", J. of Mech. Eng. Science, vol. 6, no. 4, 1.964, pp. 363-366.
- [53] Idem ibidem ref. [50], pp. 361-364.
- [54] Metals Handbook, vol. 8, 8a. ed., ASM, Ohio, EUA, pp. 37-38.
- [55] Tribology Handbook, NEALE, M.J. (Editor), Newnew-Butterworths, Londres, 1.973, folhas B2.
- [56] Idem ibidem ref. [15], pp. 402-403.
- [57] Idem ibidem ref. [55], folhas C8.

BIBLIOGRAFIA

ALEXANDER, J. M. and LENGYEL, B., "Hydrostatic Extrusion", 1a. ed., Mills & Boon Ltd., Londres, 1.971.

ALTAN, T. e BOULGER, F. W., "Flow Stress of Metals and Its Application in Metal Forming Analyses", Trans. ASME, J. Engr. Ind., p. 1009, 1.973.

AVITZUR, B., "Handbook of Metal Forming", 1a. ed., John Wiley and Sons, Nova Iorque, 1.983.

AVITZUR, B., "Hydrostatic Extrusion", Trans. of ASME, J. of Eng. for Ind., novembro 1.965, p. 488.

BERESNEV, B. I., VERESHCHAGIN, L. P., RIABININ, Y. N., LIVSHITS, L. D., "Some Problems of Large Plastic Deformation of Metals at High Pressures", 1a. ed., Pergamon Press Ltd., 1.963 in ref. [B], p. 156.

BOWDEN-TABOR, The Friction and Lubrication of Solids, Oxford at the Clarendon Press, Londres, Parte I, 1.954.

BRESCIANI Fo., E., "Tribologia na Conformação Plástica", Monografia, 2 vols., UNICAMP, Campinas, 1.987.

BRESCIANI F., E., BUTTON, S. T. e ZAVAGLIA, C. A. C., "Manufacturing of Ultrafine Metallic Wires Used in Microelectronics Devices", Anais da ASM Conf. on Near Net Shape Manufact., Ohio, novembro 1.988, pp. 219-223.

BRIDGMAN, P. W., "Studies in Large Plastic Flow and Fracture", 1a. ed., McGraw-Hill, pp. 177-179, 1.952 in ref. [8] p. 155.

BUTTON, S. T., "Desenvolvimento de uma Máquina de Laboratório para a Extrusão Hidrostática de Metais Não-ferrosos", Diss. de Mestrado, UNICAMP, Campinas, 1.985.

BUTTON, S.T., BRESCIANI F., E., "Análise das Variáveis Mecânicas Influentes no Processo de Extrusão Hidrostática de Alumínio de Pureza Comercial", Metalurgia ABM, vol. 41, no. 328, março 1.985, pp. 121-123.

BUTTON, S.T., ROSA Jr., H.F. e BRESCIANI Fo., E., "Simulação em computador do processo de extrusão hidrostática", X COBEM, Rio de Janeiro, 1.989, pp. 651-652.

BUTTON, S.T., ZAVAGLIA C.A.C., NERY, F.A.C., BRESCIANI F., E., "Processamento Mecânico de Fios de Ouro para Uso em Microeletrônica", Anais do 5o. CBECIMAT, Porto Alegre, RS, 1.982, pp. 393-402.

CAMERON, A., "The Principles of Lubrication", 1a. ed., Longmans Green & Co. Ltd., London, 1.966.

- CARNAHAN, B., LUTHER, H.A. e WILKES, J.O., "Applied Numerical Methods", John Wiley & Sons Inc., 1a. ed., Nova Iorque, 1.969.
- CHRISTOPHERSON, O. B. E., NAYLOR, H., "Promotion of Fluid Lubrication in Wire Drawing", Proc. Inst. Mech. Eng., vol. 169, pp. 643-653, 1.955.
- CHU, P. S. Y. e CAMERON, A., "Pressure Viscosity Characteristics of Lubricating Oils", J. Inst. Petrol., vol. 48, pp. 147-155, 1.962.
- CONWAY, H. D. e FARNHAM, K. A., "Contact Stresses Between Cylindrical Shafts and Sleeves", Int. J. of Eng. Science, vol. 5, pp. 541-553, 1.967.
- CROOK, A.W., "The Lubrication of Rollers III. A Theoretical Discussion of Friction and the Temperatures in the Oil Film", Phil. Trans. R. Soc. A., vol. 254, 1.961, p. 237, in [20].
- DIETER, G. E., "Metalurgia Mecânica", 2a. ed., Ed. Guanabara Dois, Rio de Janeiro, 1.981.
- DOUGLAS, J. R. e ALTAN, T., "Flow Stress Determination for Metals at Forging Rates and Temperatures", Trans. ASME, J. Engr. Ind., p. 66, 1.975.
- HAYASHI, M., YOKOTTA, M., KONDO, T. e HINATA, M., "A Study on the Hydrostatic Extrusion of Fine Wire", Rel. Sumitomo Electric Industries, Osaka, Japão, 1.974 in ref. [13] p. 243.

HERO, H. e MIKKELSEN, J. A., "Some Mechanical and Structural Properties of Hydrostatically Extruded Aluminium and Aluminium Alloys", J. of Inst. of Metals, vol. 97, pp. 18-22, 1.969.

KALPAKJIAN, S., "Recent Progress in Metal Forming Tribology", J. of App. Metalworking, vol. 4, no. 3, ASM, 1.986, pp. 270-280

von KARMAN, T.H., "Beitrag zur Theorie des Walzvorganges", Ztschr. f. angew. Math. und Mech., vol. 5, 1.925, pp. 139-141.

LAUE, , K. e STENGER, H., Extrusion, 1 vol., ASM, Ohio, EUA, 1.981.

LEE, C.H. e ALTAN, T., "Influence of Flow Stress and Friction upon Metal Flow in Upset Forging of Rings and Cilinders", Trans. ASME, J. Eng. for Ind., agosto 1972, p. 775.

LENGYEL, B. e CULVER, L. E., "Properties of Materials Extruded by Orthodox Hydrostatic Extrusion", J. of Inst. of Metals, vol. 97, pp. 97-103, 1.969.

Metals Handbook, vol. 8, 8a. ed., ASM, Ohio, EUA, 1973.

NEVES, F.O., "Lubrificação Hidrodinâmica Aplicada à Trefilação", Dissertação de Mestrado, UNICAMP, Campinas, 1.989.

PUGH, H. L. D., "Redundant Work and Friction in the Hydrostatic Extrusion of Pure Aluminium and an Aluminium Alloy", J. of Mech. Eng. Science, vol. 6, no. 4, 1.964, pp. 363-366.

- PUGH, H. L. D., DONALDSON, C. J. H., "Hydrostatic Extrusion - A Review", Anais do CIRP, vol. 21/2, pp. 167-186, 1.972.
- RATNAGAR, D. D., CHENG, H. S. e SCHEY, J. A., "The Surface Deformation of Aluminium Compressed with Viscous Lubricants", J. of Lub. Techn., outubro 1.974, pp. 591-594.
- ROBERTSON, J., "Improvements in the Manufacture of Metal Tubes, Tubular and Hollow Articles, Plates, Rods, Bars, Wires and the like, and in Means and Apparatus Therefor", Brit. Comp. Spec. no. 19356, 1.893 in ref. [6], p. 155.
- SNIDLE, R. W., PARSONS, B. e DOWSON, D., "A Thermal Hydrodynamic Lubrication Theory for Hydrostatic Extrusion of Low Strength Materials", J. of Lub. Techn., abril 1.976, p. 337.
- SNIDLE, R.W., DOWSON D. e PARSONS, B., "An Elasto-Plasto-Hydrodynamic Analysis of the Hydrostatic Extrusion Process", J. of Lub. Techn., abril 1.973, pp. 119-121.
- SOMMERFELD, A., "Zur Hydrodynamischen Theorie der Schmiermittelreibung", Z. Math. und Physik, vol. 50, p. 97, 1904 in PINKUS, O. e STERNLICHT, B., Theory of Hydrodynamic Lubrication, McGraw Hill Book Co., 1.961., p. 45.
- STYCZINSKI, L. et al., "Thermal-Softening Process in Polycrystalline Aluminium During Hydrostatic Extrusion", Metal Science, vol. 16, 1.983, pp. 525-528.

THOMPSON, E.G. et alii, "Flank Friction Studies with Carbide Tool Reveal Sublayer Plastic Flow", Trans. ASME, J.E.I., fev. 1.962, pp. 53-56.

Tribology Handbook, NEALE, M.J. (Editor), Newnes-Butterworths, Londres, 1.973.

WALLACE, P. W., KULKARNI, K. M. e SCHEY, J. A., "Thick-Film Lubrication in Model Extrusions with Low Extrusion Ratios", J. of Inst. of Metals, vol. 100, pp. 80-81, 1.972.

WILSON, W.R.D., "Friction and Lubrication in Bulk Metal Forming Processes", J. of App. Metalworking, vol.1, no.1, pp. 7-9, 1.979.

WILSON, W. R. D., "Workpiece Surface Roughening in a Hydrodynamically Lubricated Metal Forming Process", Trans. ASME, J. of Lub. Techn., janeiro 1.977, pp. 10-14.

ZAVAGLIA, C. A. C., "Conformabilidade Plástica de Fios Capilares de Ouro na Trefilação", Tese de Doutorado, UNICAMP, 1988.

APÊNDICE I - ROTINAS COMPUTACIONAIS PARA CÁLCULOS
NA REGIÃO I DA MATRIZ DE EXTRUSÃO

(.....programa para calculo das deformacoes elasticas devida a...)
 (.....distribuicao uniforme de pressao sobre um cilindro.....)

```

program defelv(input,output);
const
  gama1=40.;
  gama2=100.;
  p0=p;
  a=D1;
  pi=3.1415926;
  g=271e3.;
  ni=0.3;
  l=1.0i;

var
  in1,in2,in3,xl,gama,v:real;
  j,i:integer;

(.....procedimento para o calculo do cosseno integral.....)

procedure cii(x:real;var cii:real);
var
  a,b,som:real;
  i,j:integer;
const
  dagama=-0.57721566;
function fat(n:integer):real;
begin
  if n>0 then fat:=n*fat(n-1)
  else fat:=1;
end;
function fe(j:integer;x:real):real;
begin
  if j<=18 then
    begin
      fe:=(exp(j*ln(x))/fat(j))/j;
    end
  else fe:=((exp((j-18)*ln(x))/fat(j))/j)*exp(18*ln(x));
end;

begin
  som:=0;
  for i:=1 to 16 do
    begin
      j:=2*i;
      if i/2=trunc(i/2)
      then a:=-fe(j,x)
      else a:=fe(j,x);
      som:=som+a;
    end;
  cii:=-dagama+ln(x)-som;

```

end;

(.....procedimento para definicao das funcoes a integrar.....)

```

procedure Fx(gama,xl:real;k:integer;var z:real);
var d,e:real;
  function i0(gama:real):real;
  begin
    i0:=((1+gama/8)*exp(gama))/(sqrt(2*pi*gama));
  end;
  function i1(gama:real):real;
  begin
    i1:=((1+3*gama/8)*exp(gama))/(sqrt(2*pi*gama));
  end;
begin
  case k of
    1:z:=(2*(1-ni)*sin(gama*xl/a)*cos(xl*gama/a))/(exp(3*ln(gama))*(sqr(i0(gama)/i1(gama))-1)-
2*gama*
      (1-ni));
    2:z:=(2*(1-ni)*(1-(3/(gama*4)))*sin(gama*xl/a)*cos(gama*xl/a))/(sqr(gama)-2*gama*(1-gama)*
(i-(3*gama/4)));
    3:begin
      Ci1((1+xl)*gama2/a,d);
      ci1((1-xl)*gama2/a,e);
      z:=(1-ni)*((sin((1+xl)*gama2*a)/gama2)-((1+xl)/a)*d+(sin((1-xl)*gama2*a)/gama2)-
      ((1-xl)/a)*e);
    end
  end;
end;

```

end;

(.....procedimento para integracao pelo metodo de Simpson.....)

```

procedure simp(x0,xn,xl:real;n,k:integer;var int:real);
var a,b,c,som,h,x,z:real;
  i:integer;
begin
  h:=(xn-x0)/n;
  som:=0;
  x:=x0-h;
  for i:=0 to n do
    begin
      c:=i;
      if trunc(c/2)<c/2 then a:=4
        else a:=2;
      if (i=0)or (i=n) then a:=1;
      x:=x+h;
      Fx(x,xl,k,z);
      b:=a*z;
      som:=som+b;
    end;
  int:=h*som/3;

```

```
end;

(..... programa principal.....)

begin
  for j:=50 downto 1 do
    begin
      xl:=j/50;
      write ('xl =',xl);
      writeln;
      for i:=3 downto 1 do
        begin
          case i of
            1:simp(0.01,gama1,xl,100,i,in1);
            2:simp(gama1,gama2,xl,100,i,in2);
            3:fx(xl,xl,i,in3)
          end
        end;
        v:=((-p0*a)/(pi*g))*(in1+in2+in3);
        writeln('v em xl igual a ',xl,' eh igual a ',v);
        writeln;
      end;
    end.
end.
```

APÊNDICE II

MÉTODO DAS DIFERENÇAS FINITAS APLICADO À MODIFICAÇÃO DA TEXTURA SUPERFICIAL DO TARUGO - SOLUÇÃO DA EXPRESSÃO IV.20

A solução baseia-se no modelo apresentado por CARNAHAN^[50], em que a equação a ser resolvida é apresentada na forma explícita, consideradas as condições de contorno do problema específico.

O problema pode ser apresentada na forma de uma grade, na qual a abscissa X é dividida em n elementos e a ordenada T em m elementos.

A figura A.II.1 apresenta a grade já dividida e é a partir dela que se aplica as expressões básicas do método:

$$\frac{\partial H}{\partial X} \approx \frac{H_{i+1,j} - H_{i,j}}{h} \approx \frac{H_{i,j} - H_{i-1,j}}{h} \quad e$$

$$\frac{\partial H}{\partial T} \approx \frac{H_{i,j+1} - H_{i,j}}{b} \approx \frac{H_{i,j} - H_{i,j-1}}{b}$$

para a função desejada $H(X,T)$.

$H_{i,j}$ é a representação da espessura em forma de matriz onde o índice i corresponde à variação em X e o índice j à variação em T. Já o parâmetro h corresponde ao incremento em X e b ao incremento em T.

X varia de 0 a 1 assim, $h = 1/n$

T varia de 0 a T_m assim, $b = T_m/m$

A expressão IV.20, após a utilização do método passa a ter a seguinte forma:

$$\frac{H_{i,j+1} - H_{i,j}}{b} = \frac{H_{i+1,j} - H_{i,j}}{h} \cdot \left[S + \frac{\pi \cdot H_{i,j}^2}{2} \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot X_i) \right] - \frac{\pi^2}{3} \cdot H_{i,j}^3 \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot X_i)$$

Adotando-se a terminologia acima, as condições de contorno tornam-se:

$$T = 0 \quad H = 1 \text{ para qualquer } X \longrightarrow H_{i,0} = 1$$

$$H(1,T) = H(0,T) \longrightarrow H_{n,j} = H_{0,j}$$

A seguir, apresenta-se as rotinas desenvolvidas para a obtenção dos valores de H em função de X, T, e S, onde adotou-se a solução numérica com 50 passos em T e 100 passos em X.

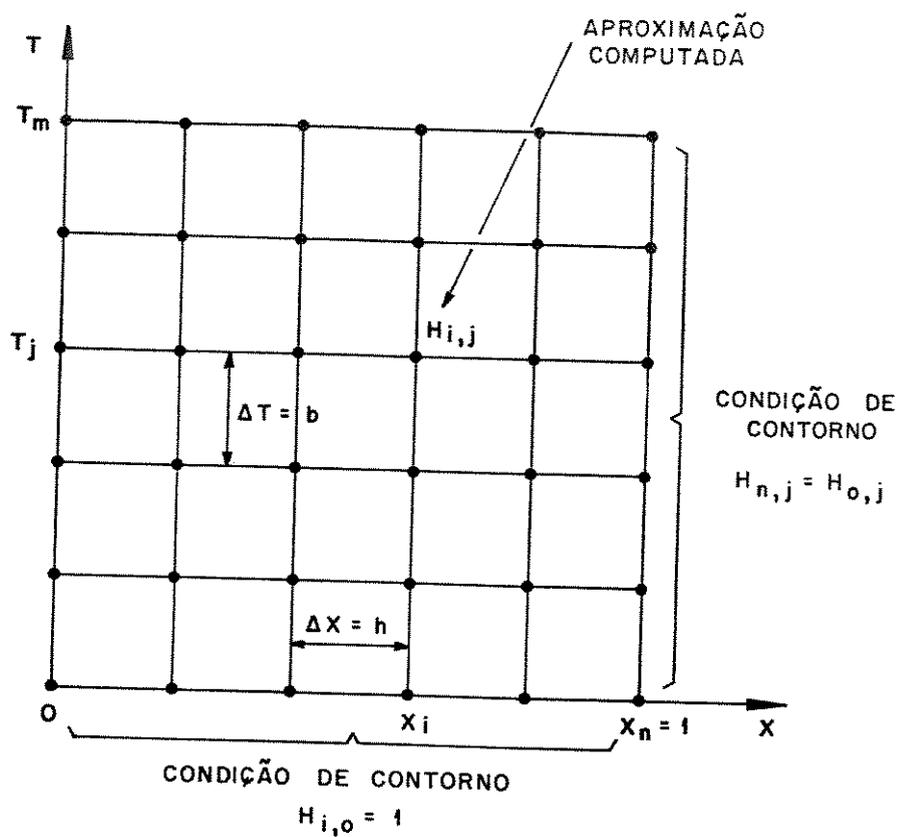


Figura A.II.1 - Grade utilizada para cálculo pelo método das diferenças finitas [50].

```

program rugosi;

type matriz=array[0..100,0..50] of real;
   vetor=array[0..100]of real;
   vetorint=array[0..100]of integer;
   vetpos=array[0..100,0..50]of integer;

var
  deltat,sow,a,hmax,hmin,deltax,s,t,tempo,dhdx,max,min,xmarc,ymarc:real;
  m,n,marc,i,j,k:integer;
  h:matriz;
  x,ra,rp:vetor;
  xmpos,ympos,rx,ry,rax,ray:vetorint;
  xpos,ypos:vetpos;
  arquivo:file of real;
  arq:string[20];

procedure moldura(ultx:real);
begin
  hires; palette(0);
  draw(50,155,450,155,1); draw(50,155,50,18,1);draw(450,155,450,18,1);draw(450,18,50,18,1);
  for i:=1 to 6 do
  begin
    draw(50,ympos[i],52,ympos[i],1);
    if i<=6-ultx then draw(xmpos[i],155,xmpos[i],153,1);
  end;
end;

begin
  clrscr;
  write('Quantos passos serao utilizados para o calculo em x?');readln(n);
  write('Qual o valor de X? ');readln(x[n]);
  write('Qual o valor de T? ');readln(t);
  write('Quantos passos serao utilizados para o calculo em t?');readln(m);
  write('Qual o valor de S?');readln(s);
  clrscr;
  deltax:=x[n]/n;
  deltat:=t/m;
  x[n]:=1.0;
  for i:=0 to n do
  h[i,0]:=1.0;

  for j:=0 to m-1 do
  begin
    for i:=0 to n-1 do
    begin
      if i=0 then x[i]:=0
        else x[i]:=x[i-1]+deltax;

      h[i,j+1]:=h[i,j]+deltat*(((h[i+1,j]-h[i,j])/deltax)*(s+pi*sqrt(h[i,j])*cos(2*pi*x[i])/2) -
        sqrt(pi)*sqrt(h[i,j])*h[i,j]*sin(2*
        pi*x[i])/3);

    end;

    h[n,j+1]:=h[0,j+1];
  end;
end;

```

```

end;

min:=10;
max:=0;

marc:=0;
for j:=0 to m do
begin
if trunc(j/trunc(m/5))=j/trunc(m/5) then
begin
k:=trunc(j/trunc(m/5));
marc:=1;
end;

if k=0 then arq:='b:arq1';
if k=1 then arq:='b:arq2';
if k=2 then arq:='b:arq3';
if k=3 then arq:='b:arq4';
if k=4 then arq:='b:arq5';
if k=5 then arq:='b:arq6';
if marc=1 then write('k = ',k,' arq = ',arq);

if marc=1 then begin
assign(arquivo,arq);
rewrite(arquivo);
end;

hmax:=0;
hmin:=1.0;
som:=0.0;
for i:=0 to n do
begin
if h[i,j]<min then min:=h[i,j];
if h[i,j]>max then max:=h[i,j];

if marc=1 then write(arquivo,x[i],h[i,j]);

if h[i,j]>hmax then hmax:=h[i,j];
if h[i,j]<hmin then hmin:=h[i,j];
if trunc(i/2)<i/2 then a:=4
else a:=2;
if (i=0) or (i=n) then a:=1;
som:=som+a*abs(h[i,j]-1.0);
end;
ra[i,j]:=deltax*som/3;
rp[i,j]:=hmax-hmin;
if marc=1 then close(arquivo);
marc:=0
end;

write(max,min);

assign(arquivo,'b:arqp');
rewrite(arquivo);
for j:=0 to m do
write(arquivo,rp[i,j]);

```

```

close(arquivo);

assign(arquivo,'b:arqra');
rewrite(arquivo);
for j:=0 to m do
write(arquivo,ra[j]);
close(arquivo);

for j:=0 to m do
begin
for i:=0 to n do
begin
ypos[i,j]:=trunc(50+100*(max-h[i,j])/(max-min));
xpos[i,j]:=trunc(450 - 400*(x[n]-x[i])/x[n]);
end;
end;

ymarc:=0.0;
xmarc:=0.2;

for i:=1 to 6 do
begin
ympos[i]:=trunc(50+100*(max-ymarc)/(max-min));
xmpos[i]:=trunc(450-400*(x[n]-xmarc)/x[n]);
ymarc:=ymarc+0.2; xmarc:=xmarc+0.2;
end;
moldura(i);

for k:=0 to 5 do
begin
j:=k*trunc(m/5);
for i:=0 to n do
plot(xpos[i,j],ypos[i,j],i);
end;

delay(5000);clrscr;

max:=0;
min:=0;
for j:=0 to m do
begin
if rp[j]>max then max:=rp[j];
if rp[j]<min then min:=rp[j];
if ra[j]>max then max:=ra[j];
if ra[j]<min then min:=ra[j];
end;

for k:=0 to m do
begin
rpy[k]:=trunc(50+100*(max-rp[k])/(max-min));
ray[k]:=trunc(50+100*(max-ra[k])/(max-min));
rpx[k]:=trunc(450-400*(t-deltat*k)/t);
rax[k]:=trunc(450-400*(t-deltat*k)/t);
end;
ymarc:=0.0;
xmarc:=0.0;
moldura(3);

```

```
for k:=0 to m do
begin
plot(rpx[k],rpy[k],i);
plot(rax[k],ray[k],i);
end;
end.
```

APÊNDICE III
MÉTODO DA DIVISÃO E EQUILÍBRIO DE ELEMENTOS

Esse método para cálculo das tensões envolvidas num processo de conformação plástica [51], baseia-se na divisão da região de deformação em elementos infinitesimais e no equilíbrio das diversas forças atuantes nas direções x e y.

A figura A.III.1 apresenta a região de deformação no processo de extrusão hidrostática, com as tensões nela atuantes.

Do equilíbrio de esforços na direção x ($\sum F_x = 0$) tem-se:

$$\frac{\pi \cdot D^2}{4} \cdot \sigma_x - \frac{\pi \cdot (D + dD)^2}{4} \cdot (\sigma_x + d\sigma_x) -$$

$$- \tau \cdot \cos \beta \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{dx}{\cos \beta} - p \cdot \pi \cdot D \cdot \frac{dx}{\cos \beta} = 0 \quad (+ \pi e + D)$$

$$\frac{\sigma_x \cdot dD}{2} + \frac{D \cdot d\sigma_x}{4} + \tau \cdot dx + p \cdot \tan \beta \cdot dx = 0 \quad \left(dx = \frac{dD}{2 \cdot \tan \beta} \right)$$

$$\frac{\sigma_x \cdot dD}{2} + \frac{D \cdot d\sigma_x}{4} + \frac{\tau \cdot dD}{2 \cdot \tan \beta} + \frac{p \cdot dD}{2} = 0 \quad (\times 4)$$

$$D \cdot d\sigma_x + 2 \cdot \sigma_x \cdot dD + 2 \cdot \frac{\tau \cdot dD}{\tan \beta} + 2 \cdot p \cdot dD = 0 \quad (A.III.1)$$

Para um estado cilíndrico de tensões como o que ocorre na extrusão hidrostática (Figura IV.3), as tensões principais são dadas por

$$\sigma_1 = \sigma_x \quad e \quad \sigma_2 = \sigma_3 = -p$$

Pelos critérios de escoamento de von Mises e de Tresca:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_y$$

ou $\sigma_x + p = \sigma_y$ donde $\sigma_x = \sigma_y - p$

derivando $d\sigma_x = d\sigma_y - dp$

substituindo o valor de $d\sigma_x$ na expressão A.III.1, tem-se

$$D.(d\sigma_y - dp) + 2.(\sigma_y - p).dD + 2.\tau.\cotg \beta.dD + 2.p.dD = 0 \quad (+D + dD)$$

obtém-se a equação dada pela expressão IV.21.

Com as condições características do processo em estudo, segue o desenvolvimento da expressão como mostrado no item IV.2.3.c.

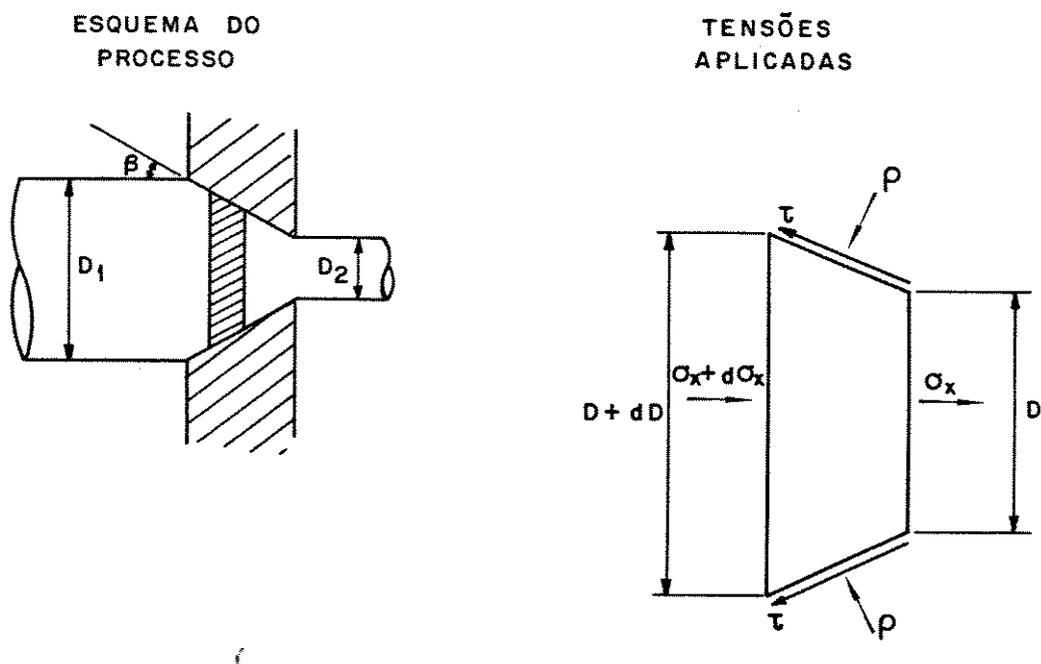


Figura A.III.1 - Representação das tensões atuantes num elemento infinitesimal na região de deformação.

APÊNDICE IV

DETERMINAÇÃO DA PRESSÃO NO FILME LUBRIFICANTE - REGIÃO II
SOLUÇÃO PELO MÉTODO DE RANGE KUTTA DE 3ª ORDEM^[53]

Dada a equação diferencial ordinária de 1a. ordem

$$\frac{dy}{dx} = f(x, y)$$

a solução por aproximações sucessivas pelo método de Range Kutta de terceira ordem apresenta:

$$y_{i+1} = y_i + \frac{h}{6} \cdot (k_1 + 4.k_2 + k_3)$$

onde

$$k_1 = f(x_i, y_i)$$

$$k_2 = f\left(x_i + \frac{1}{2}h, y_i + \frac{1}{2}h.k_1\right)$$

$$k_3 = f\left(x_i + h, y_i + 2.h.k_2 - h.k_1\right)$$

Sendo o índice i relativo a cada posição x na região II e h o incremento de iteração, as equações das expressões IV.22 e IV.23 serão resolvidas utilizando-se os valores precedentes ($i - 1$) de h , η , θ , D e p .

No caso a equação ordinária é da forma

$$\frac{dp}{dD} = f(D, p)$$

sendo $f(D,p)$ representado pelo lado direito das expressões IV.22 e IV.23.

A seguir são apresentadas as rotinas computacionais desenvolvidas para a solução da equação, tendo por base o fluxograma da figura IV.9 e o desenvolvimento do método numérico acima.

```

($R-) (Range checking off)
($B+) (Boolean complete evaluation on)
($S+) (Stack checking on)
($I+) (I/O checking on)
($N-) (No Numeric coprocessor)
($M 65500,16384,655360) (Turbo 3 default stack and heap)

```

```

program modelo;

```

```

uses
  Crt;

```

```

label 10,20;

```

```

type

```

```

  vetor=array [1..20] of real;
  matriz= array [1..20,1..10] of real;
  nomearq=string[30];
  arq=text;
  vetorstr=array [1..60] of nomearq;

```

```

var

```

```

  A, CoefB, beta, CoefN, C, consA, D1, D2, expa, eps1, eps2, eps3, fu,
  FatMult, k, k1, kb, kd, k1, k2, k3, n0, n0cP, n1, ParC,
  Pkpsi, PassoH, pnumit, q, ro, S0, Sy, Ti, TempB, TempD, Treccr,
  TempAnt, Tempo, Ui, visco, ViscoToler, xi, Z: real;

```

```

  i, iter, j, Ultiter, MarcTemp: integer;

```

```

  pres, temp, viscos, h, eps, D, U, x: vetor;

```

```

  n, p, T: matriz;

```

```

  arqpx, arqhx, arqpi, arqi, arqtx: nomearq;
  arqstr: arq;
  arquivo: file of real;

```

```

const

```

```

  numit = 50;

```

```
alfa=7.25e-9;
```

```
(.....procedimento para arquivo dos dados de p, h e t versus x.....)
```

```
procedure arquivo(nin,nf:integer;vetemp:votor;nometemp:nomearq);
var xstr,vetstr:votorstr;
```

```
    kp:integer;
```

```
begin
```

```
assign(arqstr,nometemp);
```

```
rewrite(arqstr);
```

```
for kp:=nin to nf do
```

```
    begin
```

```
        i:=kp;
```

```
        str(d[i],xstr[i]); str(vetemp[i],vetstr[i]);
```

```
        writeln(arqstr,xstr[i],vetstr[i]);
```

```
    end;
```

```
close(arqstr);
```

```
end;
```

```
function tan(beta:real):real;
```

```
begin
```

```
    tan:=sin(beta)/cos(beta);
```

```
end;
```

```
function xey(ba,ex:real):real;
```

```
begin
```

```
    xey:= exp(ex*ln(ba));
```

```
end;
```

```
procedure visc(j:integer;pressao:real;var visc:real);
```

```
begin
```

```
    if j=1 then TempAnt:=Ti else TempAnt:= Temp[j-1];
```

```
    visc:= n0*exp(alfa*pressao - 0.03*(T[j,iter] - TempAnt));
```

```
end;
```

```
procedure f(fd,fp:real;var f:real);
```

```
begin
```

```
    if MarcTemp=1 then
```

```
        f:=(-2*k*A/fd)*xey((Epsi + 2*ln(D1/fd)),k-1) + (2/fd)*
```

```
        (A*xey((Epsi + 2*ln(D1/fd)),k) + (n[i-1,iter]/h[i-1])*U[i-1]*(cos(beta)/sin(beta)));
```

```
    if MarcTemp=2 then
```

```
        f:=-3*CoefN*CoefB*(4*U[i]*cos(beta)*sqr(D[i])*sin(beta))*xey(fd,-3*CoefN-1) +
```

```
        (2/fd)*(CoefB*xey((4*U[i]*cos(beta)*sqr(D[i])*sin(beta)/xey(fd,3)),CoefN) +
```

```
        (n[i-1,iter]/h[i-1])*U[i-1]*(cos(beta)/sin(beta)));
```

```
end;
```

```
begin
```

```

assign(arquivo, '\button\pascal\Far-Mode');
reset(arquivo);
read(arquivo, d1, d2, n0, CoefB, CoefN, beta, ui, A, k, Trecr, ti, z, ro, c, k1, kb, kd);
close(arquivo);
clrscr;
gotoxy(1, 10);
writeln('          PROGRAMA PARA SIMULACAO DO PROCESSO DE EXTRUSAO HIDROSTATICA          ');
delay(2000);
clrscr;
gotoxy(1, 3); writeln('          DADOS PARA OS CALCULOS NO PROCESSO DE EXTRUSAO HIDROSTATICA');
writeln;
writeln('Diametro inicial - D1 - em m:                ', d1:4:3);
writeln('Diametro final - D2 - em m:                ', d2:4:3);
writeln('Semi-angulo de conicidade - beta - em graus:   ', beta:3:1);
writeln('Velocidade inicial - U1 - em m/s:           ', ui:4:3);
writeln('Temperatura inicial - Ti - em graus Celsius:  ', ti:3:1);
writeln('Profundidade da linha neutra na matriz - Z - em m: ', z:4:3);
writeln;
writeln('Viscosidade inicial - n0 - em N.s/m2:        ', n0:4:3);
writeln;
writeln('Coeficiente de tensao - A - em N/m2:         ', A:7);
writeln('Coeficiente de encruamento - k - adimensional: ', k:4:3);
writeln('Coeficiente de tensao - CoefB - em N/m2:     ', CoefB:7);
writeln('Coeficiente de encruamento - CoefN - adimensional: ', CoefN:4:3);
writeln('Temperatura de recristalizacao - Trec - em graus Celsius: ', Trecr:3:1);
writeln;
writeln('Densidade do material do tarugo - ro - em kg/m3: ', ro:4:2);
writeln('Calor espec. do material do tarugo - c - em kJ/kg.grauC: ', c:3:2);
writeln('Coeficientes de transmissao de calor por transmissao: ');
writeln('          do lubrificante - K1 - em W/m.K : ', k1:5:2);
writeln('          do material do tarugo - Kb - em W/m.K : ', kb:5:2);
writeln('          do material do matriz - Kd - em W/m.K : ', kd:5:2);

delay (3000);
clrscr;

Beta:=beta*pi/180;
PassoH:=(D2 - D1)/(numit-1);
writeln('PassoH = ', PassoH);
s0:=21e7;
q:=s0*2*ln(D1/D2);
h[1]:= 3*U1*n0*alfa*exp(alfa*q)/((1-exp(-alfa*s0))*tan(beta));

```

```

x1:= (D1 - D2)/(2*sin(Beta));
ConsA:= ro*c;

```

20:

```

TempB:= Ti;
TempD:= Ti;
Temp[i]:=Ti;
T[i,i]:= Ti;

writeln('pressao q = ',q);
iter:=i;
DC[i]:=D1;
UC[i]:=U1*cos(beta);
Epsi:= 0.5*((beta/sqr(sin(beta))) - 1/tan(beta));
Eps2:= Epsi +2*ln(D1/D2);
Eps3:= 2*Epsi +ln(D1/D2);
p[i,i]:= q + A*xey(eps1,k) - (A*xey(eps1,k+1)/(k+1));
visc(i,p[i,i],visco);
n[i,i]:= visco;
Ultiter:=i;
pres[i]:=p[i,i];

```

for i:=2 to numit do

begin

d[i]:=0.0;

x[i]:=0.0;

u[i]:=0.0;

eps[i]:=0.0;

h[i]:=0.0;

temp[i]:=0.0;

for j:=i to 10 do

begin

t[i,j]:=0.0;

p[i,j]:=0.0;

n[i,j]:=0.0;

end;

end;

for i:= 2 to numit do

begin

iter:=0;

DC[i]:= DC[i-1] + PassoH;

x[i]:= (DC[i] - D2)/(2*sin(Beta));

UC[i]:= UC[i]*sqr(D1/d[i]);

eps[i]:=eps1+2*ln(D1/DC[i]);

T[i,i]:=T[i-1,Ultiter];

(.Comparacao da temperatura do tarugo com a temperatura de recristalizacao.)

```

10:
  iter:=iter+1;
  writeln('iteracao no. ',iter);

  if iter < 1 then T[i,iter]:=T[i,iter-1];

  if TempB < Trecr then begin marctemp:=1;
                        Sy:=A*xey(eps[i],k);
                        end;

  if TempB >= Trecr then begin
                        MarcTemp:=2;
                        Sy:=CoefB*xey((4*U[i]*cos(beta)*sqr(D[i])*sin(beta)/xey(D[i],3)),CoefN);
                        end;

  writeln('Sy = ',sy,' TempB = ',tempb); writeln;

  (.....Metodo de Range-Kutta.....)

  h[i]:=h[i];

  f(D[i-1], p[i-1,ultiter],fu);k1:= fu;
  f(D[i-1] + PassoH/2, p[i-1,ultiter]+(PassoH/2)*k1,fu); k2:=fu;
  f(D[i-1] + PassoH, p[i-1,ultiter] +2*PassoH*k2 - PassoH*k1,fu);k3:=fu;

  p[i,iter]:= p[i-1,Ultiter] + (PassoH/6)*(k1 + 4*k2 + k3);

  visc(i,p[i,iter],visco);n[i,iter]:= visco;

  Tempo:=((-1/cos(beta))/(U1*sqr(D1)))*((4/3)*sqr(sin(beta))*xey(x[i],3)-xey(x1,3))+
          2*D2*sin(beta)*(sqr(x[i]) - sqr(x1)) + sqr(D2)*(x[i] - x1));

  TempB:= Ti + Sy*2*ln(D1/D[i])/ConsA + xey((kb*pi*ro*c),-0.5)*(1/h[i])
          *(n[i,iter]*sqr(U[i])/2 + k1*(TempD - TempB))*2*sqr(Tempo);

  TempD:= (Ti + (Z/h[i])*(k1/kd)*TempB + ((n[i,iter]*sqr(U[i]))/(2*k1))*
          (k1/kd)*(Z/(h[i])))/(1+ (k1/kd)*(Z/h[i]));

  T[i,iter] := 0.5*(TempB + TempD) + (n[i,iter]*sqr(U[i]))/(i2*k1);
  visc(i,p[i,iter],visco);n[i,iter]:= visco;

  if iter=i then goto 10;

  ViscoToler:= abs((n[i,iter]-n[i,iter-1])/n[i,iter]);
  if (ViscoToler > 1e-2) then goto 10;

```

```

ultiter:= iter;
pres[i]:=p[i,ultiter];
temp[i]:=t[i,ultiter];
viscos[i]:=n[i,ultiter];
writeln(i,'      ',d[i]:6:5,'      ',h[i]:9,'      ',viscos[i]:5:3,'      ',pres[i]:9,'      ',temp[i]:3:1);

end;

if marctemp=1 then pnumit:= A*xey((epsi+2*ln(D1/D2)),k) + (A/(k+1))*(xey(eps3,k+i)-
xey(eps2,k+1));
if marctemp=2 then pnumit:=
CoefB*xey((4*UL1*cos(beta)*sqr(D1))*sin(beta)/xey(D2,3)),CoefN)*(i+epsi);
if abs((p[numit,iter]-pnumit)/p[i,iter])>0.01 then
begin
FatMult:= pnumit/p[numit,iter];
writeln('FatMult = ',FatMult,' Marctemp = ',marctemp);
writeln('pnumit = ',pnumit);
q:=q*FatMult;
delay(1000);
goto 20;
end;

arqpx='c:\button\graficos\pres.prn';
arquivo(i,numit,pres,arqpx);
arqtx='c:\button\graficos\temp.prn';
arquivo(i,numit,temp,arqtx);

end.

```

APÊNDICE V

CALIBRAÇÃO DA CÉLULA DE CARGA CONSTRUÍDA

Para a medição do esforço axial de compressão desenvolvido durante os ensaios de compressão, foi projetada a célula de carga mostrada na figura A.V.1.

Como critério de projeto, foi definida uma carga axial máxima de 300.000 N.

A célula fabricada em aço tipo AISI H12, temperada e revenida para a dureza de 52 HRC, possui 2 extensômetros elétricos responsáveis pela transdução das deformações elásticas provocadas nos sentidos longitudinal e transversal da célula.

Os sinais provenientes da célula são condicionados em ponte completa de Wheatstone e amplificados, sendo finalmente plotados num registrador x-t.

Para determinação da curva característica Força-Voltagem da célula construída, efetuou-se sua calibração.

Os resultados obtidos na calibração são tabelados a seguir e também são mostrados na figura A.V.2.

A regressão linear desses pontos apresentou a seguinte expressão:

$$F = 3717,23.V$$

com F obtido em N, para V medido em mV (CC).

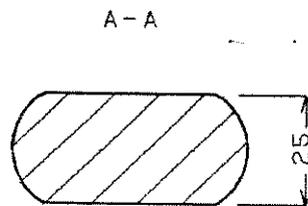
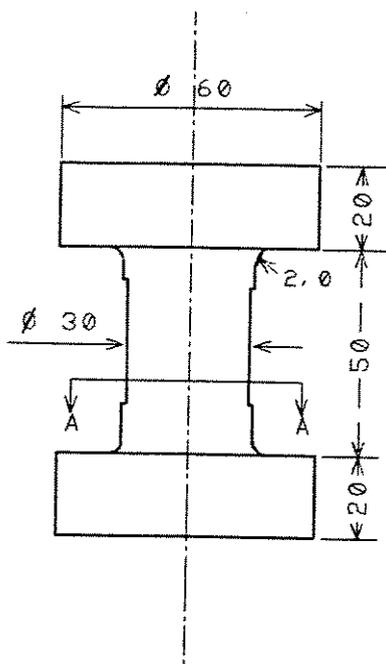
Condicionador de sinais - Sensibilidade: 200 mV

- Alimentação: 4 V

Equipamento de compressão: Máquina Universal de Ensaios Wolpert.

Resultados da calibração da célula de carga

Compressão		Descompressão	
Força (N)	Voltagem (mV)	Força (N)	Voltagem (mV)
0	0,0	0	0,0
4.900	1,4	4.900	1,4
9.800	2,7	9.800	2,7
19.600	5,4	19.600	5,3
49.000	13,4	49.000	13,3
68.600	18,6	68.600	18,6
98.000	26,4	98.000	26,3
122.500	33,0	122.500	32,8
147.000	39,5	147.000	39,4
166.600	44,9	166.600	44,7
176.400	47,4	176.400	47,4



Material: VPCW - 52 HRC
Qtidade: 01 peça
CÉLULA DE CARGA
LAB. CONF. MECÂNICA FINA

Figura A.V.1 - Célula de carga para compressão.

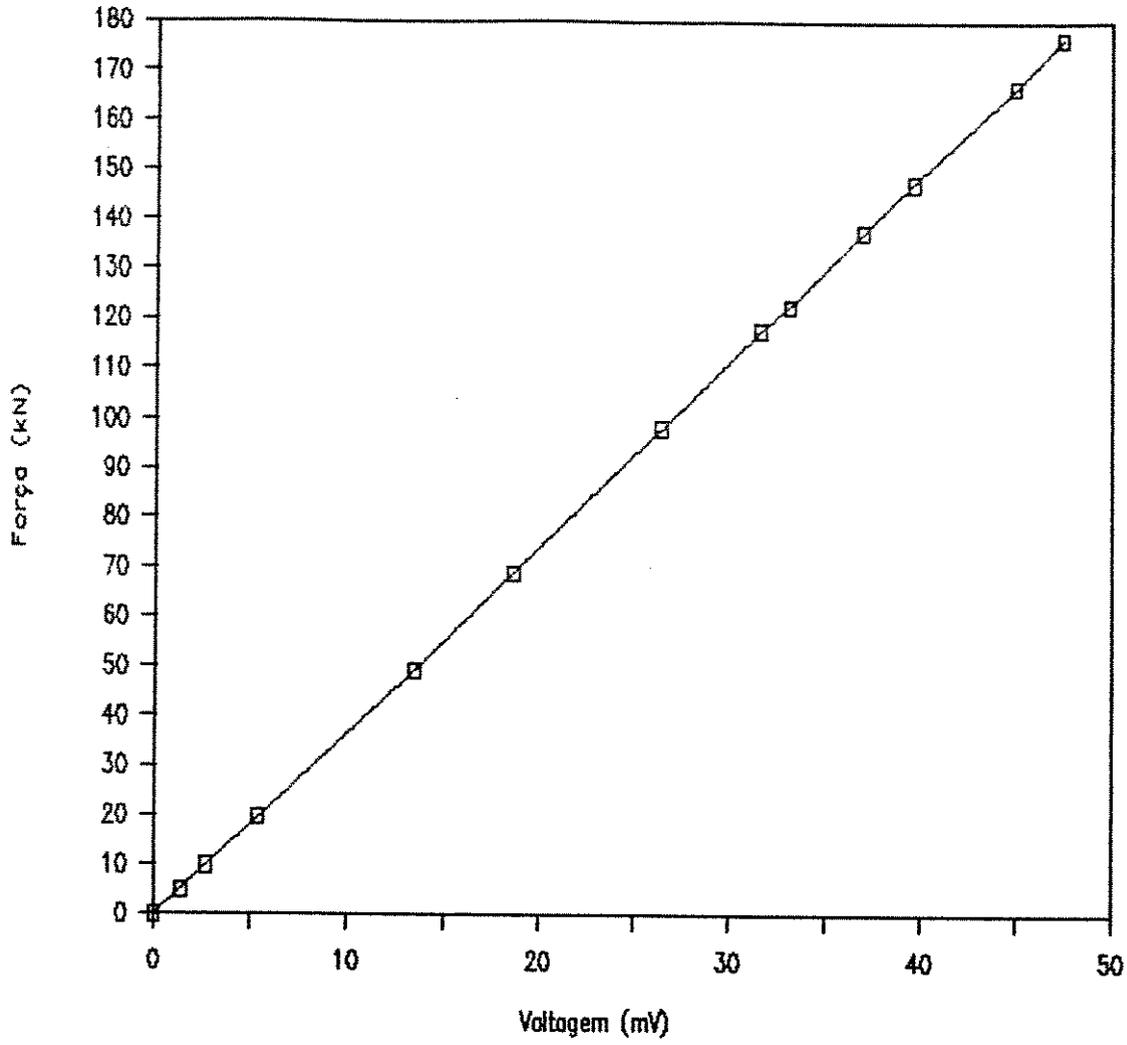


Figura A.V.2 - Curva de calibração da célula de carga.

APÊNDICE VI - ROTINAS COMPUTACIONAIS PARA PROJETO
DAS FERRAMENTAS DE EXTRUSÃO HIDROSTÁTICA

```

#include <stdio.h>
#include <math.h>
#include <conio.h>
main()
{
    /******
    /******          ROTINA 1 DO PROJETO          *****
    /******

    /* Especificacao das variaveis*/

    float x[100],neta,temp,deltax,i;
    float raio_i,raio_f,mi,alfaotim,sigmat,press,L,LON,CO,seno,A,cP,C;
    float a,b,c,delta,sigm,sigeq,lemb,sigemb,sigf,Eemb,lf,lambd,n;
    float diam_i,diam_f,Lm,sig0,Ai,Af,B,q,pi,ccont,pmax,premax;
    float h,k,soma,Vextr,Vinic,htar,hextr,Vcompr;
    char ch;
    int L1,L2,L3,L4,r,j;

    /* INVENTARIO */

    /* neta    => viscosidade em centipoise          */
    /* diam_i  => diametro do tarugo a ser extrudado */
    /* diam_f  => " " " produto final                */
    /* raio_i  => raio do tarugo a ser extrudado     */
    /* raio_f  => " " produto final                  */
    /* mi      => coeficiente de atrito              */
    /* alfaotim => angulo otimo de extrusao          */
    /* sigmat  => tensao de escoamento do material a ser extrudado */
    /* press   => pressao de extrusao                */
    /* A       =>                                     */
    /* cP      => viscosidade em Ns/m**2             */
    /* C       =>                                     */
    /* a       => diametro interno do cilindro interno do recipiente */
    /* b       => " externo " " externo " "          */
    /* c       => " de contato entre os cilindros do recipiente */
    /* delta   => interferencia no diametro de contato dos cilindros */
    /* sigm    => tensao de escoamento do material da matriz e do */
    /*          recipiente                               */
    /* sigeq   => tensao de escoamento equivalente     */
    /* lemb    => comprimento do embolo de pressao    */
    /* sigemb  => tensao de escoamento do material do embolo */
    /* sigf    =>                                     */
    /* Eemb    =>                                     */
    /* n       => coeficiente de segurancia            */
    /* Lm      =>                                     */
    /* sig0    =>                                     */
    /* Ai      => area do tarugo                       */
    /* Af      => area do produto final                */
    /* B       =>                                     */
    /* Vextr   =>                                     */
    /* Vinic   =>                                     */
    /* Vcompr  => volume comprimido do inicio ate a extrusao */
    /* htar    => altura do tarugo                    */
    /* hextr   =>                                     */
    /* pmax    =>                                     */

```

```

/* premax => */

a=13.3e-3;b=75.5e-3;sigm=1050.0;pi=3.141592654;sigemb=1500.0;
Eemb=2.06e+5;n=1.5;
clrscr();
gotoxy(8,1);
printf("=====");
gotoxy(8,2);
printf("=====          CALCULO DO ANGULO OTIMO DE EXTRUSAO          =====");
gotoxy(8,3);
printf("=====");

L3:
gotoxy(8,6);
printf("Especifique o valor do raio inicial do tarugo a ser extrudado: (em mm)\n");
scanf("%f",&raio_i);
gotoxy(8,10);
printf("Especifique o valor do raio final do tarugo a ser extrudado: (em mm)\n");
scanf("%f",&raio_f);
gotoxy(8,14);
printf("Especifique o valor do coeficiente de atrito: (adimensional)\n");
scanf("%f",&mi);
alfaotim = (3./2)*(sqrt(3.0))*mi*(1+(log(raio_i/raio_f))*(log(raio_i/raio_f)));
alfaotim = sqrt(alfaotim);
gotoxy(5,18);
printf("*****\n");
gotoxy(8,19);
printf("O valor do angulo otimo de extrusao em graus e: %8.2f\n",alfaotim*180/pi);
gotoxy(5,20);
printf("*****\n");
sleep(15);
clrscr();
gotoxy(8,1);
printf("===== \n");
gotoxy(8,2);
printf("=====          CALCULO DA PRESSAO DE EXTRUSAO          ===== \n");
gotoxy(8,3);
printf("===== \n");
gotoxy(8,10);
printf("Especifique o valor da tensao de escoamento do material a ser extrudado: (em MPa)\n");
scanf("%f",&sigmat);
L=1.5*(2*raio_f);
LON=log(raio_i/raio_f);
CO=1/tan(alfaotim);
seno=sin(alfaotim);
press=sigmat*(2*LON+(2./(sqrt(3.0)))*(alfaotim/pow(seno,2))-CO)+2*mi*(CO*(1+LON)*LON+(L/raio_f));
gotoxy(5,14);
printf("*****");
gotoxy(8,15);
printf("O valor da pressao de extrusao e: %10.2f MPa\n",press);
gotoxy(5,16);
printf("*****");
sleep(15);

clrscr();

```

```

gotoxy(8,1);
printf("=====\n");
gotoxy(8,2);
printf("=====CALCULO DA COMPRESSIBILIDADE DO FLUIDO=====\n");
gotoxy(8,3);
printf("=====\n");

x[0]=0.101325;
gotoxy(8,5);
printf("defina o numero de repeticoes da formula de Simpson:\n");
scanf("%d",&r);
x[2*r]=press;
h=(x[2*r]-x[0])/(2*r);
printf("h = %f MPa\n",h);

soma=0;
for (j = 0; j <= 2*r; j++)
{
    if ((j%2)==0)
        k=2;
    if ((j%2)!=0)
        k=4;
    if (j==0 || j==2*r)
        k=1;
    cP=0.1*exp(7.25e-3*x[j]); /* viscosidade em Ns/m**2 */
printf("j= %d\n",j);
printf("k= %f\n",k);
printf("x[j]= %f MPa\n",x[j]);
printf("cP= %f Ns/m**2\n",cP);
    neta=cP/1e-3;
printf("neta = %f centipoise\n",neta);
    if (0<=log10(neta)<=1)
        A=20e+3*log10(neta); /* A em lbf/pol**2 */
printf("A= %f lbf/pol**2\n",A);
    if (1<=log10(neta)<=3.5)
        A=(12+8*log10(neta))*1e+3; /* A em lbf/pol**2 */
printf("A= %f lbf/pol**2\n",A);
    x[j]=(x[j]*1e+6)/6894.7572; /* x[j] em lbf/pol**2 */
printf("x[j] = %f lbf/pol**2\n",x[j]);
    C=(19.65-3.75*log10(x[j]+A))*1e-6; /* C em pol**2/lbf */
printf("C = %f pol**2/lbf\n",C);
    x[j]=(x[j]*6894.7572)/1e+6; /* x[j] em MPa */
printf("x[j] = %f MPa\n",x[j]);
    soma=soma+k*C; /* soma em pol**2/lbf */
printf("soma= %f pol**2/lbf\n",soma);
    temp=x[j];
    x[j+1]=temp+h;
printf("x[j+1] = %f MPa\n",x[j+1]);
}

h =(h*1e+6)/6894.7572;
soma=(h/3)*soma;
clrscr();
gotoxy(8,7);
printf("soma = %f (adimensional)",soma);
sleep(20);
gotoxy(8,7);
printf("Especifique a altura do tarugo de extrusao (em mm):");
scanf("%f",&htar);
htar=htar/25.4;

```

```

printf("htar = %f pol",htar);
gotoxy(8,9);
printf("Especifique o valor da distancia entre o embolo e o tarugo no\n");
printf("inicio da extrusao (em mm): ");
scanf("%f",&hextr);
hextr=hextr/25.4;
printf("hextr = %f pol",hextr);
a=(a*1e+3)/25.4;
printf(" a = %f pol",a);
raio_i=raio_i/25.4;
deltax=((a/2)-raio_i)*tan((pi/2)-alfaotim);
Vextr=(hextr+(htar-deltax))*pi*pow(a,2)+deltax*((a/2)-raio_i)-pi*pow(raio_i,2)*(htar-deltax);
gotoxy(8,13);
printf("O volume de oleo no recipiente quando inicia a extrusao e: %10.5f pol**3",Vextr);
Vinic=Vextr+exp(soma);
gotoxy(8,15);
printf("O volume inicial e : %10.5f pol**3",Vinic);
Vcompr=Vinic-Vextr;
printf("Vcompr = %f pol**3",Vcompr);
lamb=Vcompr/pow(a,2);
a=(a*25.4)/1e+3;
raio_i=raio_i*25.40;
lamb=lamb*25.40;
gotoxy(8,17);
printf("O comprimento do embolo e: %10.5f mm",lamb);
sleep(20);

```

```

/*****
/*****          ROTINA 2 DO PROJETO          *****/
/*****

```

```

clrscr();
gotoxy(8,1);
printf("=====\n");
gotoxy(8,2);
printf("=====          DIMENSIONAMENTO DO RECIPIENTE          =====\n");
gotoxy(8,3);
printf("=====\n");
gotoxy(8,4);
printf("=====          CALCULO DO DIAMETRO DE CONTATO          =====\n");
gotoxy(8,5);
printf("=====\n");

```

```

c=sqrt(a*b);
c=c*1000;

```

```

/*****
/*****          TESTE DA DISPONIBILIDADE DO DIAMETRO CALCULADO          *****/
/*****

```

```

gotoxy(10,10);
printf("O diametro em que se dara o contato, %6.2f mm",c);
gotoxy(10,11);
printf("e condizente com a disponibilidade? (S,N)\n");
scanf("%s",&ch,"\n\n");

```

```

if (ch == 'n') {
    clrscr();
    gotoxy(10,10);
    printf("Entre com o valor do diametro desejado em mm:\n\n");
    scanf("%f",&c,"\\n\\n");
    ccont=((2*b*b)/(b*b-a*a))*(1-1/(((b*b)/(b*b-c*c))-((c*c)/(c*c-a*a))));
    goto Li;
}

clrscr();
gotoxy(8,1);
printf("=====\n");
gotoxy(8,2);
printf("=====          CALCULO DA PRESSAO MAXIMA          =====\n");
gotoxy(8,3);
printf("=====\n");

ccont=b/(b-a);
Li:
pmax=(sigm/ccont);
gotoxy(7,9);
printf("*****");
gotoxy(10,10);
printf("A pressao maxima que podera ser suportada no interior do re-");
gotoxy(10,11);
printf("cipiente sera' igual a %10.2f MPa\n",pmax);
gotoxy(7,12);
printf("*****");
sleep(10);

/*****
/*****          TESTE DA TENSÃO EQUIVALENTE          *****/
/*****/

if (press>pmax){
    clrscr();
    gotoxy(1,10);
    printf("A pressao de extrusao e' maior que a pressao maxima\n");
    printf("calculada, porem, este e' um valor superestimado e se\n");
    printf("verificados os resultados referentes aos metodos experi\n");
    printf("mentais, observar-se-a' que a pressao maxima possivel\n");
    printf("no recipiente e' maior que os valores la' relacionados.\n");
    printf("Desta forma, preve-se que o processo de extrusao ocor-\n");
    printf("rera' sem que a pressao de extrusao exceda o valor ma-\n");
    printf("ximo permissivel.");
    sleep(15);
}

clrscr();
gotoxy(8,1);
printf("=====");
gotoxy(8,2);
printf("=====          CALCULO DA INTERFERENCIA NO DIAMETRO DE CONTATO          =====");
gotoxy(8,3);
printf("=====");

c=c/1000;
delta=((2*press)*c*b*b*(c*c-a*a))/(21.0e+4*(b*b*(c*c-a*a) + c*c*

```

```

(b*b-c*c));
delta=delta*1000;
gotoxy(10,10);
printf("O valor da interferencia a ser adotada no diametro de contato");
gotoxy(10,11);
printf(" e' %5.4e mm\n\n",delta);
sleep(10);

clrscr();
gotoxy(8,1);
printf("=====");
gotoxy(8,2);
printf("===== DIMENSIONAMENTO DO EMBOLDO DE PRESSAO =====");
gotoxy(8,3);
printf("=====");

L2:
lf = 0.6*lemb*1e-3;
i = 0.25*a;
lambda = lf/i;
if (lambda>100) {
    gotoxy(10,10);
    printf("O comprimento do embolo esta' fora das especificacoes de ");
    printf("projeto. De um novo valor :\n");
    scanf("%f",&lemb,"\n\n");
    goto L2;
}

sigf = (1/n)*(sigemb -((sigemb*sigemb)*lambda)/(4.0*(pi*pi)*Eemb));
gotoxy(10,10);
printf("O valor da tensao axial maxima suportada pelo embolo para que");
gotoxy(10,11);
printf("nao ocorra falha por flambagem e' : %10.2f MPa\n\n",sigf);
sleep(10);

clrscr();
gotoxy(8,1);
printf("=====");
gotoxy(8,2);
printf("===== DIMENSIONAMENTO DA MATRIZ =====");
gotoxy(8,3);
printf("=====");

diam_i=2*raio_i;
diam_f=2*raio_f;
Lm = ((diam_i - diam_f)/(2*tan(alfaotim))) + (2*L) + 19;
gotoxy(10,10);
printf("O comprimento da matriz de extrusao e' %5.2f mm\n",Lm);
sleep(10);
Ai=(pi*diam_i*diam_i)/4;
Af=(pi*diam_f*diam_f)/4;
B=Ai/Af;
q=sigemb/n;
premax=(q*(B-1))/B;
if(premax<pmax) {
    gotoxy(10,12);
    printf("Esta reducao nao e' possivel de ser executada com as\n");
    printf("dimensoes da matriz.\n");
    sleep(10);
}

```

```
        goto L3;
    }
    gotoxy(10,15);
    printf("A pressao maxima admissivel sobre a face interna da matriz");
    gotoxy(10,16);
    printf("e' %10.2f MPa\n",premax);
}
```