

Este exemplar corresponde a
redução final da tese defendida
por Sérgio Tominii Brito e aprovada
pela Comissão Julgadora em 29.07.85

M. M. M.

DESENVOLVIMENTO DE UMA MÁQUINA DE
LABORATÓRIO PARA A EXTRUSÃO HIDROSTÁTICA
DE METAIS NÃO FERROSOS

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

Sérgio Tonini Button

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

Prof. Dr. Ettore Bresciani Filho
Orientador

PUBL.066/85

CAMPINAS
JULHO - 1985

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL

Aos meus pais,
minha esposa e
meu filho.

AGRADECIMENTOS

No ensejo da apresentação deste trabalho, desejo agradecer a algumas pessoas pelo apoio e dedicação demonstrados ao longo da execução dos ensaios e da preparação desta dissertação. Certamente, sem essa colaboração, os problemas surgidos apresentariam uma maior dificuldade ao serem solucionados, além do que, o meu aprendizado inerente a este estudo não teria atingido o nível que foi alcançado.

Ao Prof. Dr. ETTORE BRESCIANI FILHO pela definição do tema, acompanhamento do trabalho e pelo enriquecimento de meus conhecimentos a respeito dos assuntos relacionados a esta dissertação e da forma com que deve ser conduzido um trabalho científico.

Ao Prof. Fernando A.C. Nery e à Prof. Cecilia A.C. Zavglia pela colaboração nos assuntos relacionados ao processo de extrusão e ao uso dos fios metálicos capilares.

Ao Prof. Jorge Kolososki pela cessão do equipamento para medição de microdureza e pelo acompanhamento dispensado nos ensaios.

À Sra. Rita Helena Buso Jacon pela preparação e análise macrográfica dos corpos-de-prova estudados.

Aos Srs. Antonio Laerte Struziatto, Emilcio Cardoso e Laércio Aparecido Fregatti pela fabricação das ferramentas e auxílio na realização dos ensaios de extrusão.

À Sra. Taka Ota Perroni pelos cuidadosos serviços de dactilografia e ao Sr. Mario Valter Albertini pelo cuidado na elaboração das fotografias.

Agradeço ainda, aos responsáveis pelas seguintes instituições que durante a realização do trabalho, forneceram o apoio técnico e financeiro necessários:

- Programa Materiais de Grau Eletrônico - Departamento de Engenharia Mecânica - FEC-UNICAMP, e Telecomunicações Brasileiras S.A.
- Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico - CNPq.

- Centro de Tecnologia - UNICAMP
- Faculdade de Engenharia Industrial - F.C.A.

R E S U M O

Este trabalho tem como objetivo a construção de um sistema de extrusão hidrostática a nível de laboratório a ser utilizado na produção de fios finos de metais não-ferrosos puros usados na indústria micro-eletrônica. Essa finalidade prática foi definida para atender os objetivos do programa UNICAMP-TELEBRÁS/MGE no seu sub-projeto de extrusão de fios metálicos finos.

A partir do sistema construído, foram realizados diversos ensaios de extrusão a fim de obter-se as condições ótimas do processo hidrostático.

Neste trabalho, são apresentados todos os critérios para o projeto do sistema, suas fases de construção e operação, descrição dos ensaios de extrusão e caracterização da matéria-prima e dos produtos, bem como a análise e discussão dos resultados obtidos.

A B S T R A C T

The principal goal of this work, is the construction of a hydrostatic system, to be used in the production of wires of pure non-ferrous metals applied in microelectronics devices. This application was defined to support the objectives of UNICAMP-TELEBRAS/MGE program on its subproject of metallic fine wires extrusion.

From the construction of the system, there were conducted many tests on extrusion for obtaining the better conditions for the hydrostatic process.

In this work, are showed all the criteria for the system design, the steps for construction and operation, the description of the extrusion tests and the characterization of the work pieces and products, as well as the analysis of the obtained marks.

TÍTULO: DESENVOLVIMENTO DE UMA MÁQUINA DE LABORATÓRIO PARA A EXTRUSÃO HIDROSTÁTICA DE METAIS NÃO FERROSOS.

Í N D I C E

Pág.

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	1
1.1. OBJETIVOS	1
1.2. JUSTIFICATIVAS	1
CAPÍTULO 2 - ANÁLISE DO PROCESSO	4
2.1. HISTÓRICO	4
2.2. PRINCÍPIO MECÂNICO	7
2.3. ANÁLISE DOS FATORES DE INFLUÊNCIA	10
2.4. MÉTODOS DE ANÁLISE DE TENSÕES E DEFORMA- ÇÕES	23
2.5. CÁLCULO DA PRESSÃO DE EXTRUSÃO	43
CAPÍTULO 3 - MÁQUINA EXTRUSORA	46
3.1. DESCRIÇÃO DA MÁQUINA	46
3.2. PROJETO E SELEÇÃO DE COMPONENTES	48
3.3. ESCOLHA DO FLUIDO DE TRABALHO	61
3.4. FABRICAÇÃO E MONTAGEM	63
3.5. ANÁLISE DO FUNCIONAMENTO DO SISTEMA DE EXTRUSÃO	68
CAPÍTULO 4 - DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL	73
4.1. OBJETIVOS	73

	Pág.
4.2. PREPARAÇÃO E CARACTERIZAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA PARA EXTRUSÃO	74
4.3. ENSAIOS DE EXTRUSÃO	77
4.4. PREPARAÇÃO E CARACTERIZAÇÃO DOS CORPOS-DE -PROVA EXTRUDADOS:	83
CAPÍTULO 5 - RESULTADOS E ANÁLISE DOS RESULTADOS	92
5.1. ANÁLISE DO COMPORTAMENTO PRESSÃO X ÂNGULO DE CONICIDADE E REDUÇÃO DE ÁREA TRANSVERSAL	92
5.2. COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS EXPERIMEN- TAIS E OS VALORES TEÓRICOS	110
5.3. ANÁLISE DAS PROPRIEDADES DOS PRODUTOS EX- TRUDADOS	113
CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES	115
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	117
BIBLIOGRAFIA	121
ANEXO I: SIMBOLOGIA	123
ANEXO II: RELAÇÃO DE FIGURAS E TABELAS.....	124
ANEXO III: PROGRAMAS DE COMPUTAÇÃO	129

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 - OBJETIVOS

Um dos objetivos do programa UNICAMP-TELEBRÁS/MGE, na área de materiais de grau eletrônico, é a pesquisa da tecnologia de produção de fios capilares a partir de metais e ligas metálicas não ferrosas, a serem utilizados como elementos de ligação em circuitos integrados na indústria eletrônica⁽¹⁾.

Como requisito principal, tais fios devem apresentar elevada pureza e, em decorrência, elevada condutibilidade elétrica e soldabilidade. Para tanto, as etapas intermediárias de fabricação entre a barra de metal puro e o fio capilar devem possuir características que não contaminem o produto.

Desta forma, optou-se pela extrusão hidrostática como processo para uma primeira redução de área, o qual fornece produtos isentos de impurezas e com propriedades mecânicas e metalúrgicas apropriadas para a etapa seguinte de trefilação, onde serão obtidos os fios capilares.

Um dos objetivos deste trabalho é o projeto, construção e operação de uma máquina extrusora hidrostática de laboratório para estudo das variáveis de processamento relacionadas à produção de fios finos a partir de barras de metais de grau eletrônico.

Esse estudo relacionará a pressão de extrusão com a relação de redução e com o ângulo de conicidade da matriz de extrusão e será utilizado na otimização do processo (menores cargas de trabalho e propriedades mais uniformes para o produto), bem como na análise dos vários métodos de cálculo desenvolvidos para a determinação da pressão de extrusão.

1.2 - JUSTIFICATIVAS

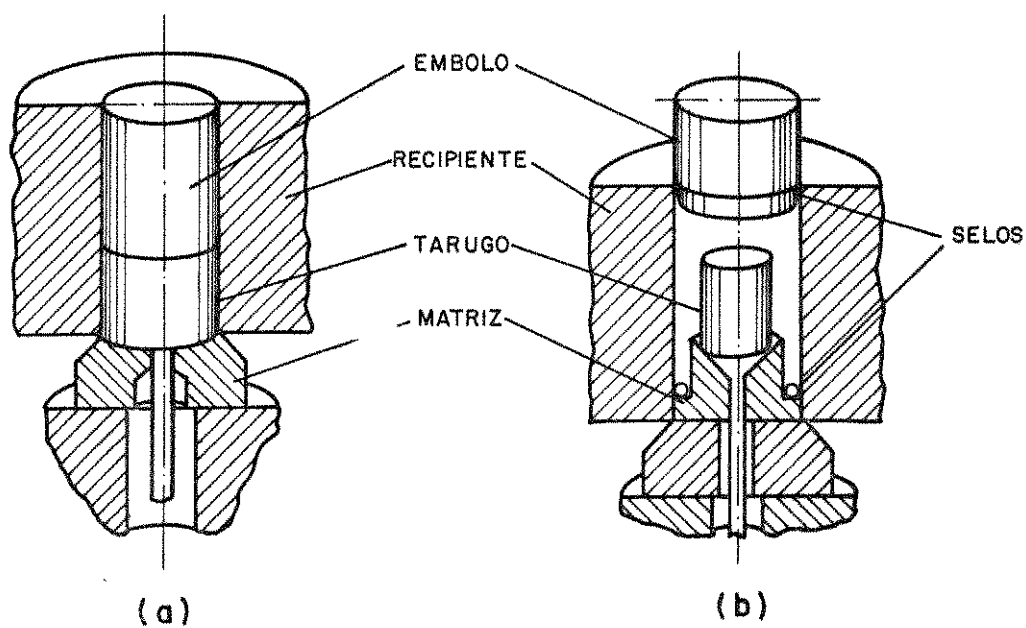
A escolha do processo de extrusão hidrostática, para produção de fios metálicos finos, em meio a outros processos por

conformação plástica, reside em algumas características vantajosas desse processo. Em termos de cargas de trabalho; mantidas constantes todas as variáveis de processamento (tipo de material extrudado, relação de redução, temperatura e velocidade de trabalho, ângulo de conicidade da matriz), esse processo apresenta cargas bem menores em relação a outros devido à quase completa eliminação das perdas por atrito. Conforme pode ser observado esquematicamente pela figura 1, em contraposição à extrusão convencional, na extrusão hidrostática o tarugo não mantém contato com o recipiente de extrusão e também, a lubrificação mantida na interface tarugo-matriz é efetiva, reduzindo, desta forma, o trabalho necessário para vencer o atrito⁽²⁾.

Desse fato, provêm outras vantagens do processo que são: o uso de tarugo com longos comprimentos e sem geometria definida, a efetivação de grandes reduções de área e o processamento de materiais com baixa conformabilidade. A possibilidade de grandes reduções em área através de cargas relativamente pequenas, permite que o processo seja realizado a temperaturas menores do que aquelas que seriam necessárias à extrusão convencional. Tal redução na temperatura traz como conseqüências, uma maior vida de trabalho para as ferramentas, melhor acabamento do produto e menor possibilidade de contaminação do mesmo (pelo meio ambiente e pelo recipiente) devido à não existência de difusão termicamente ativa da.

Também no tocante ao produto obtido, o processo mostra-se favorável, já que proporciona boas tolerâncias dimensionais e propriedades mecânicas elevadas, devido à eliminação de defeitos, como poros e vazios, através das altas pressões às quais o material é submetido⁽³⁾.

Apesar de todos estes pontos favoráveis, a bibliografia estudada indica a existência de alguns problemas operacionais que devem ser analisados e eliminados, tais como a construção de recipientes que suportem altas pressões internas, escolha de fluidos que mantenham suas propriedades de líquido quando fortemente pressurizados e a seleção de vedadores e de selantes efetivos⁽⁴⁾. A solução de tais problemas acaba por constituir-se em mais um dos objetivos deste trabalho.



a) EXTRUSÃO CONVENCIONAL
b) EXTRUSÃO HIDROSTÁTICA

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

CAPÍTULO 2

ANÁLISE DO PROCESSO

2.1 - HISTÓRICO

A primeira utilização do processo hidrostático foi patenteada por ROBERTSON⁽⁵⁾ em 1893 e consistia na aplicação, através de um fluido, de pressão hidrostática sobre tarugos a extrudar ou trefilar, para produção de tubos e barras.

Em termos científicos, o primeiro trabalho coube a BRIDGMAN⁽⁶⁾ que estudou as propriedades de fios extrudados, comparadas às dos fios trefilados, porém, com resultados que não lhe permitiram aprofundar suas conclusões. Contudo, observou alguns problemas durante o processo tais como, grandes velocidades de ejeção do metal sob altas pressões e uma geração de calor excessiva como resultado das altas velocidades de extrusão.

Visando eliminar tais problemas, desenvolveram-se pesquisas que levaram a algumas alterações no processo básico de extrusão hidrostática (Figura 1.b), destacando-se a extrusão hidrostática por pressão diferencial, a composta, semi-contínua e a contínua.

Na extrusão hidrostática por pressão diferencial, proposta inicialmente por PUGH⁽⁷⁾ (Figura 2) o produto é envolvido por um fluido a uma pressão mais baixa que a pressão no fluido que envolve o tarugo, sendo a pressão efetiva de trabalho igual à diferença entre essas duas pressões.

A principal vantagem desse processo é o controle do estado de tensão sobre o produto, evitando que haja fratura do mesmo, no caso de materiais frágeis. Porém, geralmente, esses materiais são duros e as pressões requeridas muito altas, desta forma, tal processo é indicado para pequenas reduções de área transversal.

Já na extrusão hidrostática composta busca-se reduzir as altas pressões envolvidas na extrusão hidrostática convencional e exercer um melhor controle da velocidade do processo através de uma atuação auxiliar sobre o tarugo a extrudar ou sobre o produto extrudado.

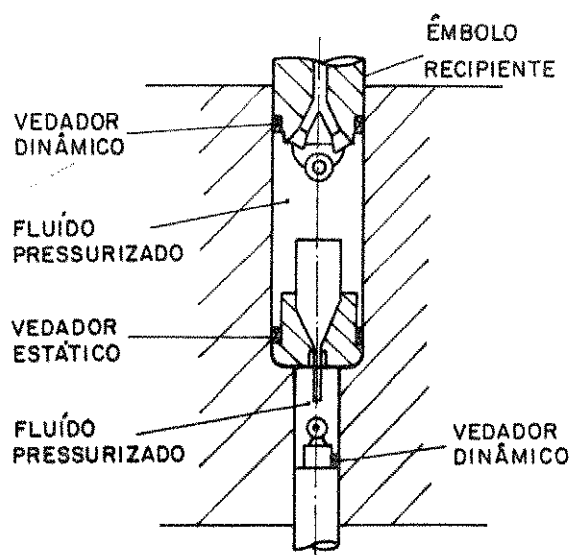


Figura 2 - Extrusão hidrostática por pressão diferencial⁽⁷⁾.

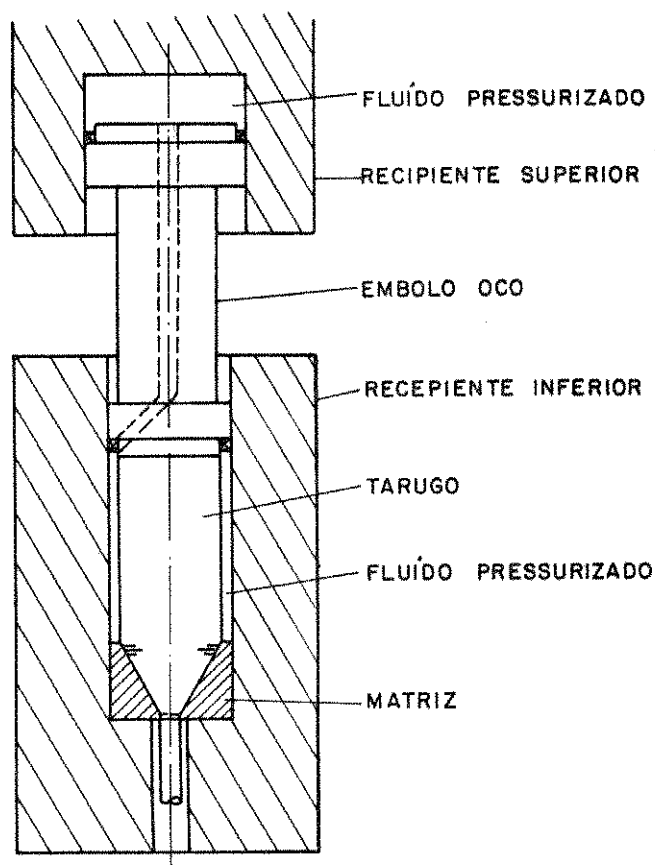


Figura 3.a - Extrusão hidrostática composta com atuação sobre o tarugo⁽⁸⁾.

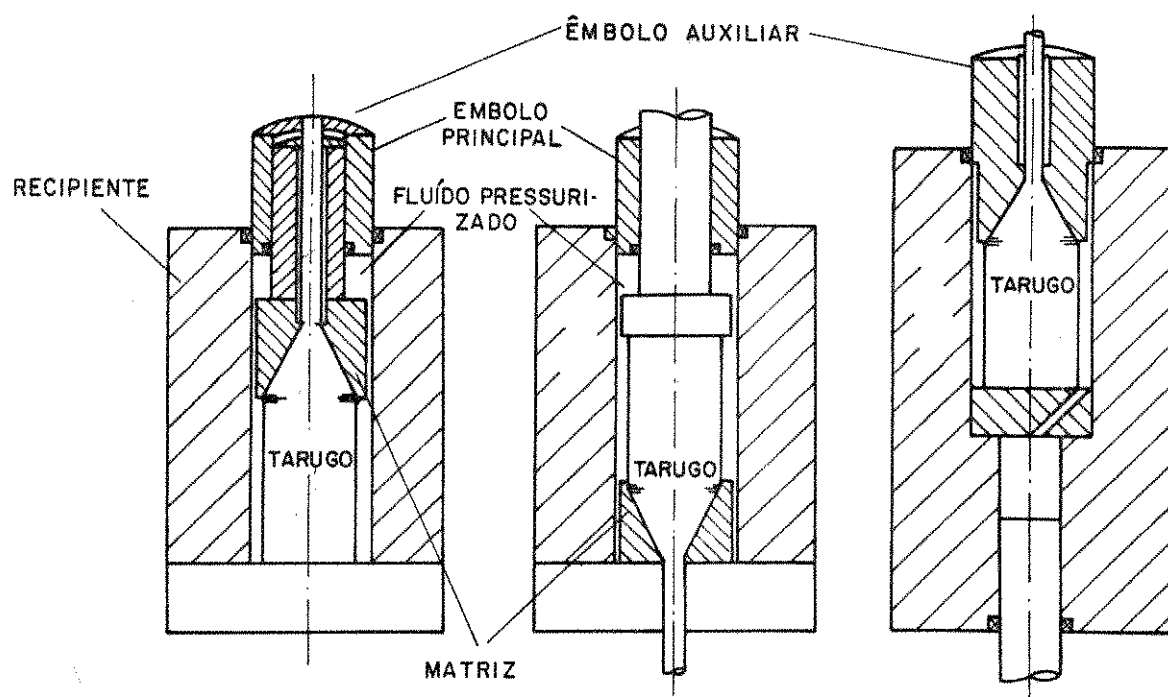


Figura 3.b - Extrusão hidrostática composta com extrusão convencional direta e inversa⁽⁹⁾.

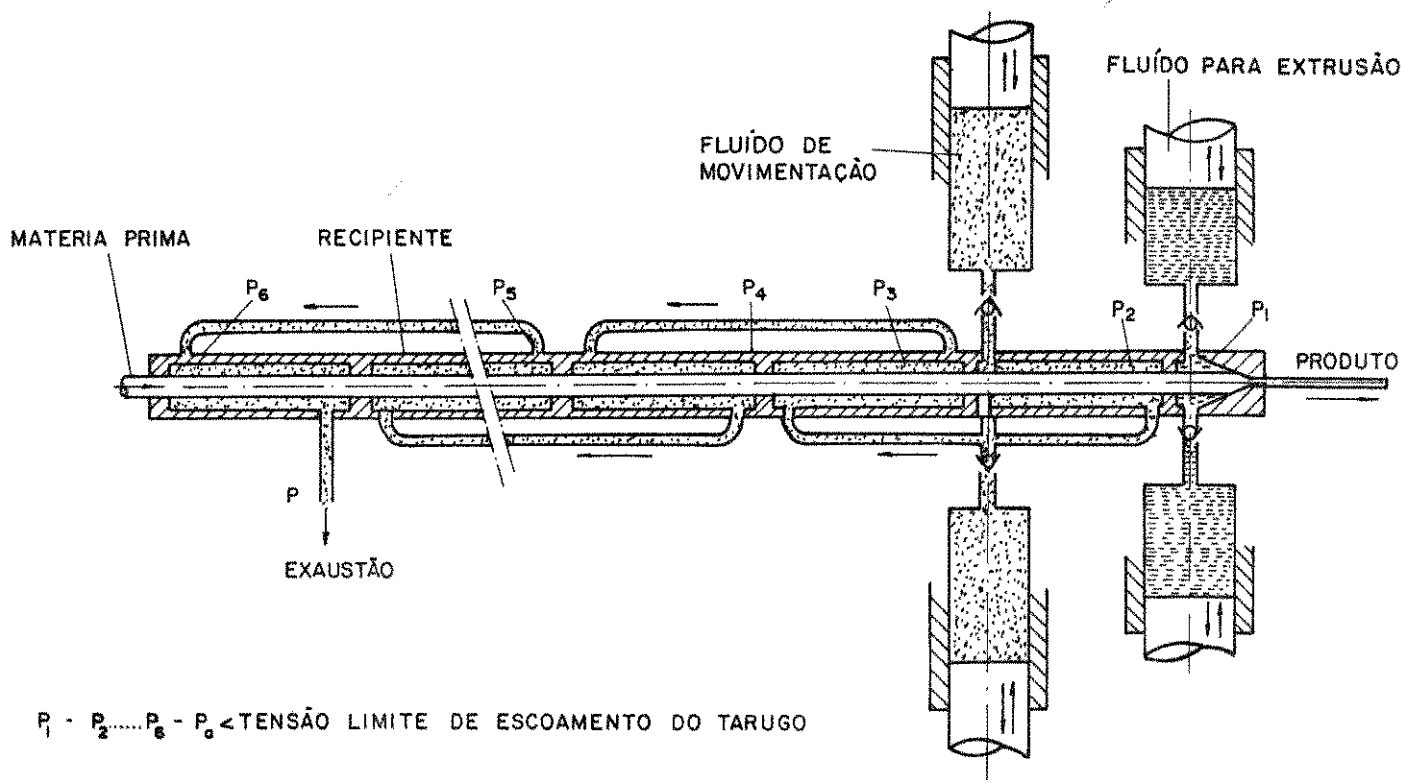


Figura 4 - Extrusão hidrostática contínua⁽¹⁰⁾.

Uma dessas formas de composição mostrada na Figura 3.a, foi proposta por SLATER⁽⁸⁾, consistindo num êmbolo furado axialmente e ajustado em suas extremidades a dois recipientes de diâmetros diferentes, estabelecendo durante a extrusão um fluxo de fluido sob pressão que envolve o tarugo promovendo sua deformação.

LENGYEL⁽⁹⁾ desenvolveu formas de extrusão hidrostática composta onde a deformação do tarugo é conseguida através dos efeitos superpostos da extrusão hidrostática e da extrusão convencional (Figura 3.b). Tais processos trazem como vantagens a redução nas forças de extrusão, na fadiga dos recipientes, no volume do fluido pressurizado, com um conseqüente aumento da eficiência e da segurança do processo.

Os processos mostrados anteriormente têm como uma grande desvantagem a impossibilidade de extrudar-se grandes quantidades de material. Tal limitação foi eliminada com o desenvolvimento de um processo contínuo de extrusão hidrostática através de FUCHS⁽¹⁰⁾ (Figura 4) no qual o material a ser extrudado é conduzido até a matriz de extrusão por meio da ação de um fluido pressurizado que sofre pressurização máxima na região próxima à matriz provocando a deformação do tarugo.

Atualmente, as pesquisas científicas nessa área buscam estudar as condições ótimas de processamento para os diversos materiais em termos de cargas de trabalho relacionados aos ângulos de conicidade das matrizes de extrusão e às relações de redução verificadas⁽¹¹⁻¹⁴⁾.

Outros estudos têm sido conduzidos de forma a observar as modificações estruturais e metalúrgicas desenvolvidas devido às particularidades do processo hidrostático⁽¹⁵⁻¹⁷⁾.

2.2 - PRINCÍPIO MECÂNICO

O comportamento dos materiais em termos de fragilidade e ductilidade, está intimamente relacionado com a temperatura e o estado de tensão nos quais ocorre a solicitação dos corpos.

A utilização de altas temperaturas visando uma maior conformabilidade dos metais acarreta como desvantagens, ferramentas com vida útil reduzida, produtos que apresentam desvios de

forma e dimensões e finalmente, dificuldades no controle operacional.

Uma outra possibilidade é o uso de um estado de tensão que aumente a conformabilidade do material, eliminando os inconvenientes apresentados por um trabalho a temperaturas elevadas. Um exemplo bastante utilizado é o estado de tensão no qual o material apresenta-se sollicitado por uma tensão axial de compressão adicionada a uma pressão hidrostática⁽¹⁸⁾. Na presença de defeitos internos, como poros, a existência de tensões de tração no interior do material provoca a nucleação e a propagação de trincas. Essas trincas danificam o produto e reduzem o grau de conformabilidade do material ou seja, o grau de deformação plástica possível. Já no caso de um corpo sollicitado por um estado de tensão composto (tração mais pressão hidrostática), a pressão hidrostática opõe-se aos esforços de tração, eliminando os poros internos que poderiam tornar-se núcleos de trincas. Através da inibição do surgimento de trincas, torna-se possível um maior grau de deformação plástica, prevenindo-se a falha prematura do material que está sendo conformado. A figura 5 mostra a variação da ductilidade (conformabilidade) de três tipos de materiais metálicos em função da pressão hidrostática aplicada. Nessa figura, nota-se que o aumento da pressão hidrostática causa um aumento no valor da máxima deformação plástica possível (E_M) devido ao mecanismo explicado anteriormente.

Tais características deste estado apresentam-se como utilização prática, no processo de conformação plástica por extrusão hidrostática, cuja forma mais simples é a mostrada na figura 1.b.

Nesse processo, um tarugo apontado é colocado sobre a matriz é envolvido por um fluido que tem sua pressão aumentada por meio de um êmbolo, até o ponto em que o tarugo comece a ser extrudado, forçado a escoar pela abertura da matriz, dando forma final ao produto. O apoio da matriz é obtido pelo fluido sob pressão, sendo a vedação do sistema feita através de selantes colocados em torno do êmbolo (vedação dinâmica) e em torno da matriz (vedação estática).

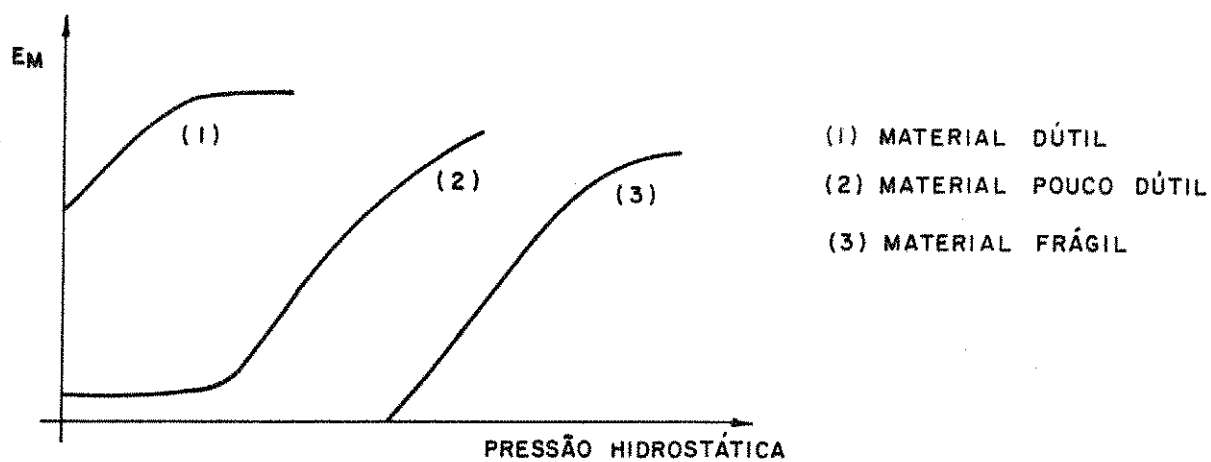


Figura 5 - Efeito da pressão hidrostática sobre a conformabilidade de três tipos de materiais metálicos⁽¹⁸⁾.

2.3 - ANÁLISE DOS FATORES DE INFLUÊNCIA

Algumas variáveis do processo influem diretamente na pressão necessária para a obtenção do produto extrudado. Tal influência pode dar-se tanto a nível microestrutural, quanto a nível mecânico, como por exemplo, a relação de redução, o ângulo de conicidade da matriz e o efeito do atrito entre a superfície da barra a extrudar e a superfície interna da matriz de extrusão.

2.3.1 - Influência da relação de redução

A relação de redução, ou seja, a variação de diâmetros do tarugo para o produto, tem grande importância no processo, já que quanto maior o nível de deformação (maior relação), maior será a pressão necessária para efetivar a extrusão⁽¹⁹⁾.

Tal influência foi estudada por vários autores que mantendo constante as outras variáveis do processo, concluíram que a pressão de extrusão aumenta exponencialmente com a relação de redução B , conforme pode ser observado na figura 6.

2.3.2 - Influência do ângulo da matriz

A escolha do ângulo de conicidade da matriz de extrusão, estão associadas duas parcelas importantes do trabalho necessário no processo que são o trabalho redundante e o trabalho de atrito.

O primeiro refere-se ao trabalho necessário para promover a mudança da direção de escoamento do material durante a extrusão. Conforme pode ser observado na figura 7, o uso de um menor ângulo acarretará uma maior uniformidade do escoamento e, conseqüentemente, uma redução da parcela de trabalho redundante.

Porém, o uso de pequenos ângulos é limitado pelas perdas por atrito na superfície de contato tarugo-matriz, pois, quanto menor o ângulo, maior será esta superfície acarretando um aumento na parcela de trabalho desenvolvida para vencer tais perdas.

Através dessa explanação, conclui-se que deve haver um ângulo ótimo onde as parcelas são contrabalançadas e a pressão de extrusão é mínima.

Tal conclusão foi confirmada por PUGH⁽¹⁹⁾ que plotou um

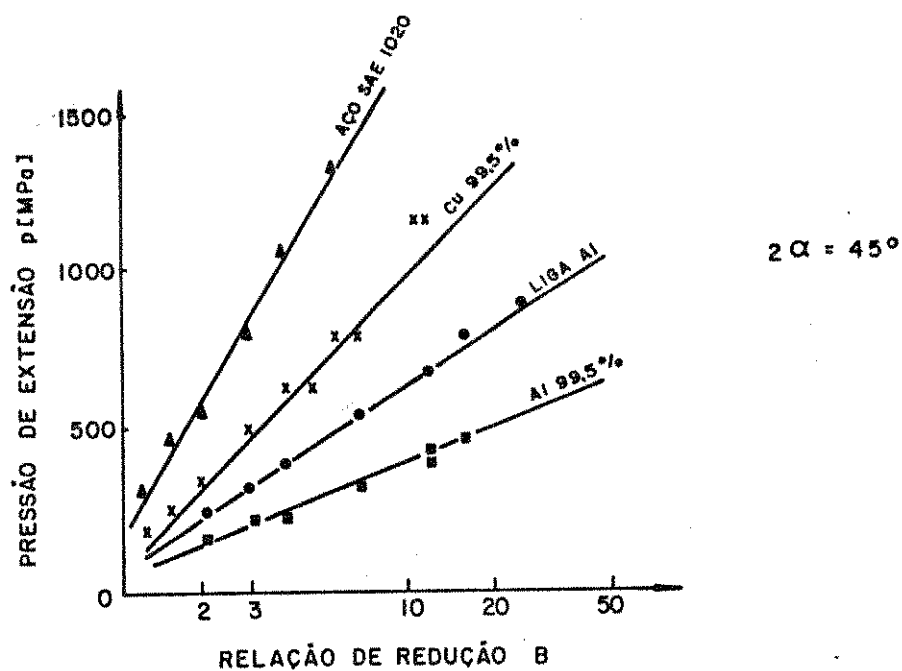


Figura 6 - Influência da relação de redução B sobre a pressão de extrusão $p^{(19)}$.

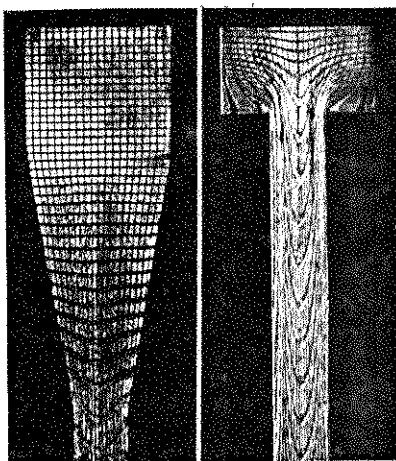


Figura 7 - Influência do ângulo de conicidade da matriz de extrusão sobre o escoamento, através do trabalho redundante $^{(19)}$.

gráfico de pressão de extrusão versus ângulo de conicidade da matriz, obtendo os ângulos ótimos para cada tipo de material e condições de processo (Figura 8).

2.3.3 - Influência do atrito na interface matriz-tarugo

Uma das vantagens apresentadas no processo de extrusão hidrostática é a completa eliminação do contato entre a superfície do tarugo e a superfície interna do recipiente. Desta forma, o único contato que pode causar perdas por atrito é aquele que existe entre o tarugo e a matriz de extrusão.

Como tais perdas acarretam um aumento no trabalho necessário à extrusão, sendo de grande importância no cálculo da pressão de extrusão, algumas teorias têm sido desenvolvidas para analisá-las.

a) Regime de lubrificação

Os processos por conformação plástica podem ser associados a diversos regimes de lubrificação. Esses regimes são definidos e controlados por fatores químicos e físicos da interface de contato como propriedades do lubrificante e dos materiais da peça e ferramenta, velocidade relativa, temperatura, geometria e rugosidade superficial dos corpos.

Num dado processo esses regimes podem coexistir em diferentes locais da interface ou sucederem uns aos outros num mesmo local com o avanço desse processo.

Segundo WILSON⁽²⁰⁾, existem quatro regimes principais (Figura 9) e o fator principal que os distingue é a espessura do filme de lubrificante em relação à rugosidade superficial dos corpos em contato.

O tipo a da figura 9 é o regime de filme espesso, no qual as superfícies são separadas por um filme que é muito mais espesso que a rugosidade das superfícies envolvidas ou que o tamanho molecular do lubrificante. Desta forma, o lubrificante pode ser modelado como um meio contínuo entre superfícies lisas. Nesse tipo de regime, o atrito é definido pelas propriedades físicas do lubrificante relativas às condições impostas na interface. O conceito de coeficiente de atrito é de pouca validade nesse caso porém de modo grosseiro são medidos coeficientes freqüentemente me

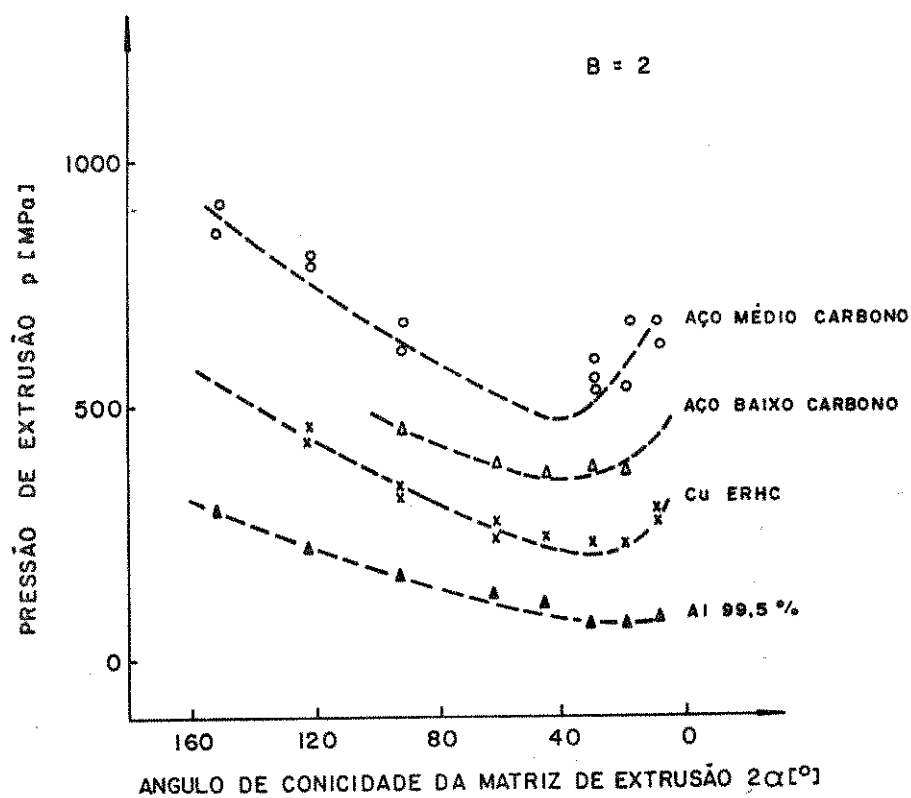


Figura 8 - Influência do ângulo de conicidade da matriz sobre a pressão de extrusão⁽¹⁹⁾.

P - PEÇA-TRABALHO

L - LUBRIFICANTE

F - FERRAMENTA

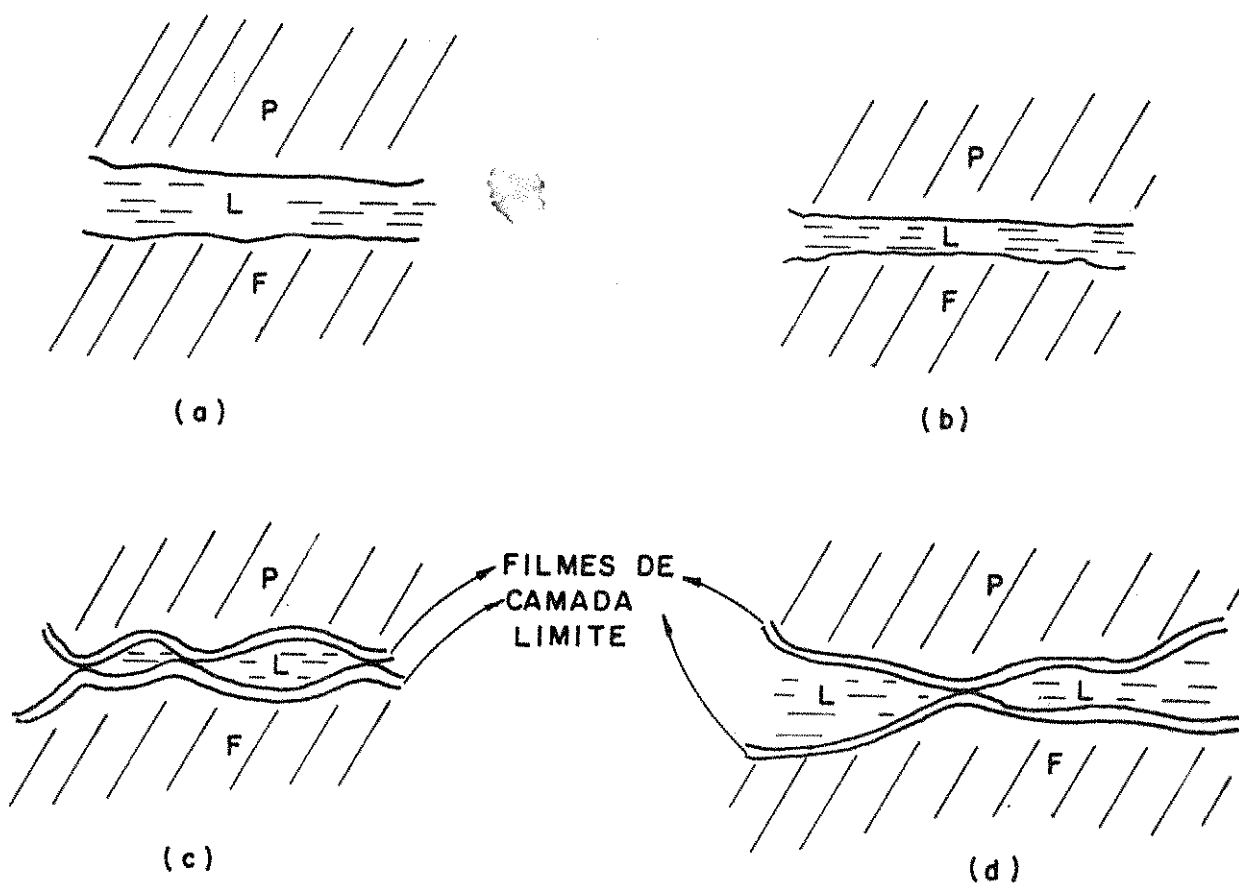


Figura 9 - Tipos de regimes de lubrificação⁽²⁰⁾.

- (a) lubrificação hidrodinâmica - filme espesso.
- (b) lubrificação hidrodinâmica - filme fino.
- (c) lubrificação de camada limite.
- (d) lubrificação mista.

nores que 0,05. Como as superfícies são completamente separadas pelo filme, o desgaste de contato metálico inexistente. Entretanto, pode ocorrer desgaste por corrosão ou erosão devidas à cavitação ou à presença de partículas estranhas no lubrificante. Nesse regime, a rugosidade da superfície da ferramenta tem pouca influência na rugosidade da peça deformada, e assim esta apresentará uma rugosidade superficial elevada que pode atingir o nível obtido numa superfície livre sob as mesmas condições de deformação. No regime de filme espesso, a rugosidade da peça conformada pode ser inaceitável em aplicações que exigem elevado acabamento superficial do produto.

O tipo b da figura 9 é o regime de filme fino, onde a espessura do filme apresenta-se na faixa de três a dez vezes a rugosidade superficial média dos corpos em contato (RMS). Nesse regime, a espessura do filme é sempre maior que o tamanho molecular do lubrificante e desta forma, a interação entre as saliências superficiais é responsável por uma pequena parcela da carga atuante na interface. O comportamento do atrito nesse regime é similar ao caso de filme espesso, exceto que no regime de filme fino, a rugosidade superficial pode afetar o nível de atrito. O desgaste geralmente é desprezível. O aumento da rugosidade superficial da peça pode ocorrer mas é possível que ela seja mantida constante ou mesmo reduzida durante o processo.

Se toda a carga existente na interface deve-se ao contato entre as saliências define-se o regime de lubrificação de camada limite (caso c da figura 9). Nesse regime, a mecânica de deformação das saliências e a química e física superficial dos filmes de camada são os fatores importantes. O uso de um coeficiente de atrito constante é mais razoável nesse regime do que nos outros apresentados; e sob condições ideais, obtêm-se coeficientes da ordem de 0,1. Entretanto, sob condições severas, como nos processos por conformação, os coeficientes são maiores que 0,1 podendo atingir 0,4 ou maiores se as condições de solicitação conduzirem à ruptura dos filmes de camada.

Nesse regime pode ocorrer um elevado desgaste, se os filmes da camada forem rompidos e não puderem evitar a colisão entre as saliências e o contato metálico direto.

Se os filmes de camada são efetivos, ocorre um decréscimo da rugosidade superficial da peça porém, se esses filmes são

rompidos e eliminados os valores de rugosidade tendem a aumentar.

O tipo d da figura 9 é o regime de lubrificação mista. Esse regime ocorre quando a espessura do filme é reduzido abaixo de três vezes o valor da rugosidade (RMS) das superfícies. Nesse caso, uma parcela significativa da carga na interface deve-se ao contato entre as saliências e relaciona-se à pressão existente sobre o filme de lubrificante ao redor dessas saliências. Se o lubrificante é escolhido corretamente, ele conterá componentes que reagirão quimicamente com as superfícies, formando finíssimas camadas aderentes de lubrificante (camada limite). Apesar dessas camadas possuírem espessuras da ordem do tamanho molecular do lubrificante, elas podem prevenir o contato direto metal-metal quando da colisão entre saliências. Quando do modelamento desse tipo de regime, deve-se considerar que nos vales os filmes são relativamente espessos e pode ser utilizado um regime modificado de filme fino. Entretanto, nos picos, torna-se importante analisar os efeitos químico-físico superficiais que fazem com que o uso de um modelo baseado na mecânica do contínuo apresente sérias limitações, dificultando o modelamento matemático. Os coeficientes de atrito podem variar de valores abaixo de 0,05 (regime de filme espesso) a valores acima de 0,4 (regime de lubrificação de camada limite). As propriedades físicas e químicas do lubrificante definem diretamente o nível de atrito e, pequenas variações nas condições de processo podem resultar em grandes variações do nível de atrito. A rugosidade superficial da peça tende a ser reduzida nesse regime. Entretanto, se as finas camadas de lubrificante são rompidas, as saliências da peça podem soldar à ferramenta, acarretando um aumento da rugosidade. As interações das saliências podem resultar na retirada de material da ferramenta com um significativo desgaste, cujo nível depende da parcela de carga devida às interações, da resistência mecânica dos materiais em contato e da eficiência das camadas de lubrificante. Esse tipo de regime apresenta como características vantajosas em relação ao anterior, os menores níveis de desgaste e de rugosidade superficial. Essas características devem-se à existência de filmes de lubrificantes nos vales que apesar de não suportarem cargas elevadas, fornecem lubrificante para que as finas camadas nos picos sejam repostas logo após serem rompidas, o que não ocorre no regime de lubrificação de camada limite.

b) Regimes de lubrificação no processo de extrusão hidrostática

O processo de extrusão hidrostática pode ser analisado em seus vários estágios a fim de definir-se os regimes de lubrificação que neles ocorrem.

No início do processo quando a pressão no recipiente e a velocidade de movimentação do material são relativamente baixos, estabelece-se um regime de lubrificação de camada limite cujo perfil de velocidades está mostrado à figura 10 nesse estágio não existe ainda, um filme de lubrificante contínuo entre as superfícies.

Ao atingir níveis de pressões e velocidades elevados, num estado de regime-permanente, as superfícies da peça e da ferramenta são separados pela interposição de um fino filme de fluido pressurizado (Figura 11). Tal interposição estabelece o regime de lubrificação hidrodinâmica (filme espesso e fino). Nesse regime o filme de fluido é forçado a sair da cavidade da ferramenta, ou seja, no mesmo sentido do produto, facilitando o processo de extrusão. O regime de lubrificação hidrodinâmica foi comprovado por HILLIER⁽¹⁴⁾ que notou a presença de traços do fluido pressurizado sobre os produtos extrudados hidrostaticamente.

A existência da passagem do regime de lubrificação de camada limite ao regime hidrodinâmico foi confirmada por FIORENTINO⁽²¹⁾ que através de ensaios, construiu um gráfico da pressão de extrusão versus deslocamento do êmbolo, onde mostrou a ocorrência de um pico de pressão, seguido por uma queda e o estabelecimento de um nível constante até o final do processo (Figura 12).

Segundo o autor, a fase inicial representa as dificuldades existentes no primeiro regime e quando atinge-se níveis de pressão e velocidade determinados a pressão cai tornando-se constante já que a tensão necessária para cisalhar o filme é menor que a necessária para vencer a interação das superfícies da ferramenta e da peça conformada.

De acordo com WISTREICH⁽²²⁾ a lubrificação hidrodinâmica pode acarretar defeitos no produto sob altas pressões e taxas de deformação. Nessas condições, ocorre uma mudança no perfil de velocidades com que o fluido de trabalho escoar (Figura 13), fazendo com que a deformação ocorra parcial ou totalmente antes da saída

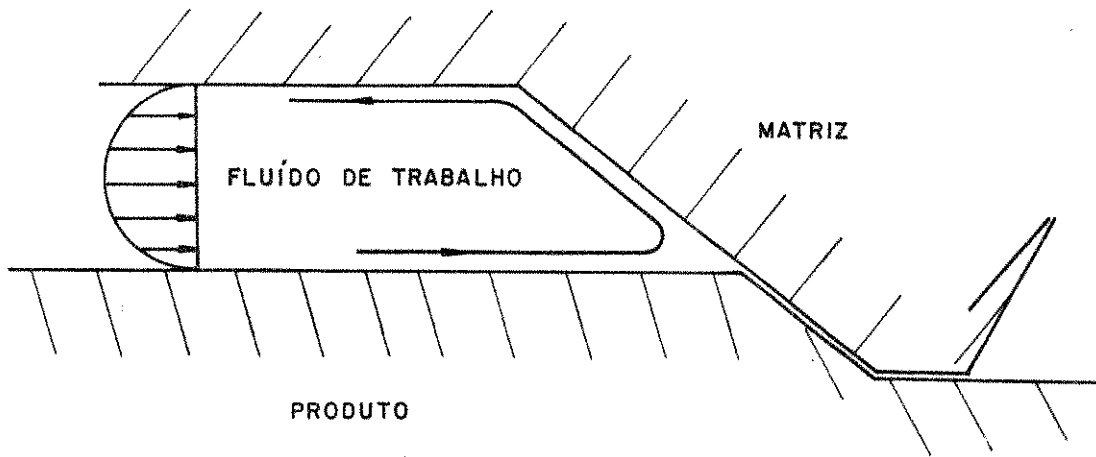


Figura 10 - Estabelecimento da lubrificação de camada limite⁽⁴⁾.

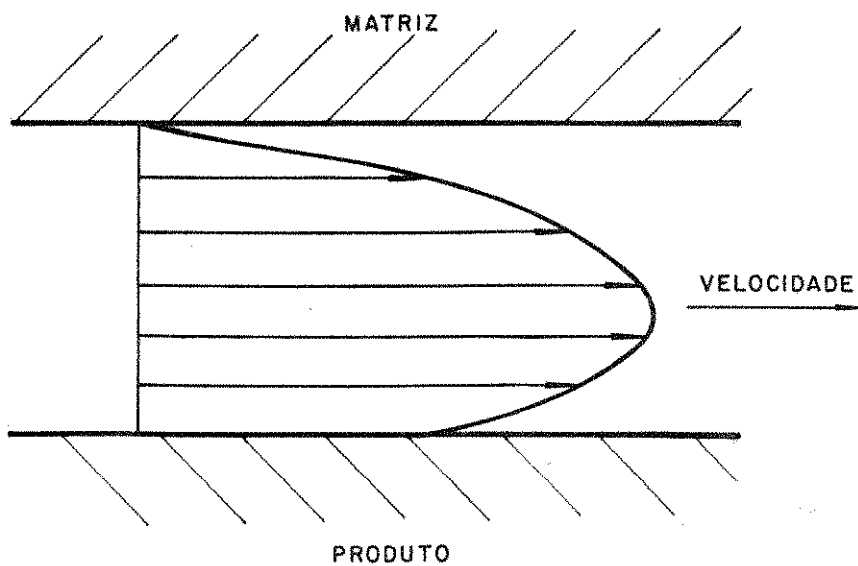


Figura 11 - Efetivação da lubrificação hidrodinâmica.

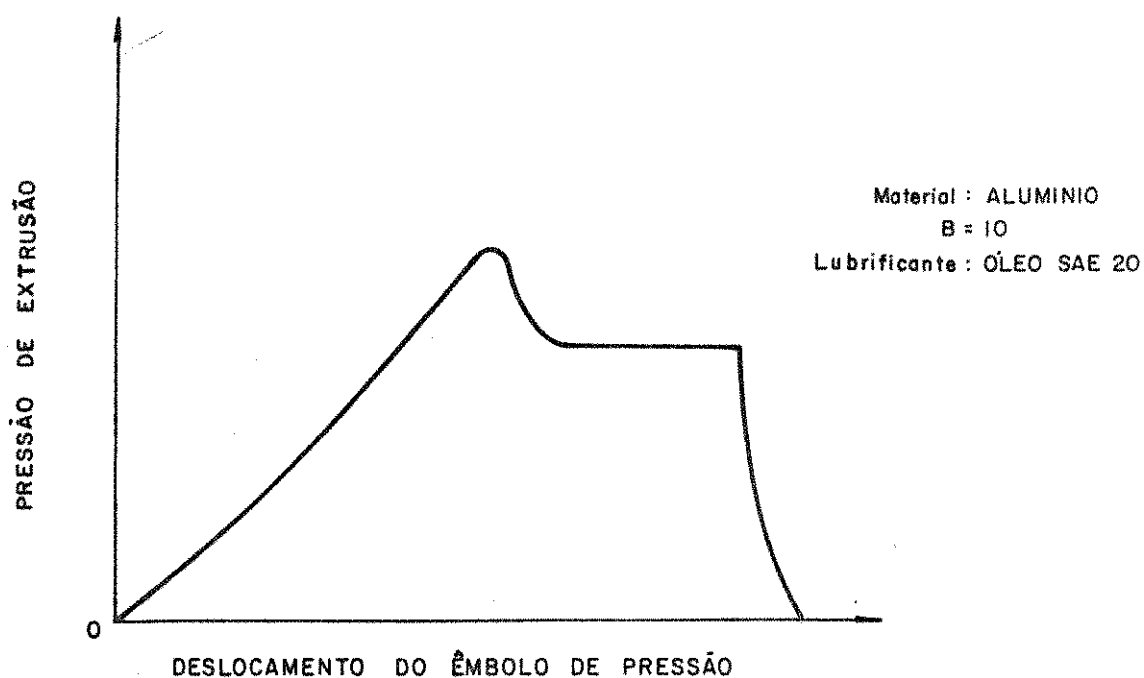


Figura 12 - Detalhe do pico na pressão de extrusão hidrostática⁽²¹⁾.

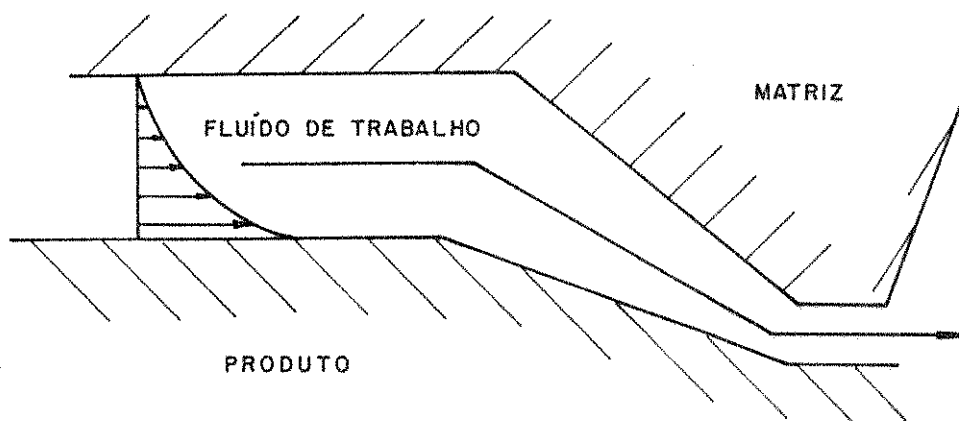


Figura 13 - Escoamento do fluido sob alta pressão acarretando deformação prematura e indevida do tarugo⁽²²⁾.

da da matriz. Esse fenômeno acarreta a obtenção de produtos com desvios de forma e dimensões imprecisas além de provocar uma instabilidade na velocidade de saída desse produto.

A solução proposta em tal caso é o uso de baixas velocidades de deformação e o estabelecimento do regime de lubrificação hidrodinâmica com um perfil de velocidades adequado. Tal regime é estabelecido através do uso de barras apontadas com um ângulo pouco menor que o ângulo de conicidade da matriz, bem como com o arredondamento da matriz na passagem da parte cilíndrica para a cônica, que fazem com que ocorra a formação de um filme contínuo do fluido na interface⁽²³⁾.

c) Teorias de atrito

Associadas aos tipos de regime de lubrificação, WILSON⁽²³⁾ destaca três teorias de caracterização do atrito que ocorre na interface peça-ferramenta.

Essas teorias tem como finalidade, o cálculo da tensão necessária para sobrepor a interação existente entre as superfícies em contato e dessa forma, determinar a energia necessária para provocar o movimento relativo entre essas superfícies.

A primeira teoria define um coeficiente de atrito constante que relaciona diretamente a pressão normal às superfícies em contato à tensão cisalhante necessária para que haja movimento entre elas. Essa teoria pode ser equacionada como:

$$\tau = \mu \cdot p \quad (2.1)$$

onde τ tensão cisalhante necessária
 μ coeficiente de atrito constante
 p pressão normal às superfícies.

Esse coeficiente de atrito é definido como uma função das propriedades dos materiais em contato e dos lubrificantes, independentemente da geometria de processo e da velocidade com que se efetua o movimento relativo.

Essa teoria apresenta resultados confiáveis quando aplicada a processos em que ocorre a lubrificação de camada limite

sob níveis de pressão baixos (corpos apenas com deformação elástica).

Para altos níveis de pressão, num caso em que ocorre a aderência total entre peça e ferramenta, o valor de τ necessário para ocorrer o movimento relativo atinge um máximo, igual à tensão limite de escoamento do material da peça sob cisalhamento (k). A expressão (2.1) torna-se:

$$\mu = \frac{k}{p} \quad (2.2)$$

A partir desse ponto, quanto maior a pressão aplicada menor o coeficiente de atrito entre as superfícies, o que é fisicamente incorreto.

Como a maioria dos processos de conformação plástica ocorre sob altas pressões de contato e com diferentes regimes de lubrificação, inclusive de camada limite, desenvolveu-se para este último tipo de regime, uma outra teoria.

Nessa teoria, define-se um fator de atrito da interface de contato 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 mais fraco em contato, geralmente, o material da peça.

A expressão abaixo equaciona essa teoria

$$\tau = m.k \quad (2.3)$$

onde τ tensão necessária para ocorrer o movimento

m fator de atrito da interface

k tensão limite de escoamento ao material mais fraco

Por essa teoria o fator m pode variar de valores próximos a zero (deslizamento quase perfeito) a valores próximos à unidade. No último caso, o movimento relativo entre os corpos dá-se por cisalhamento sob a interface peça-ferramenta.

O fator de atrito independe da pressão exercida na interface, sendo tão somente, afetado por fatores como as proprieda

des dos materiais em contato e dos lubrificantes.

Segundo WILSON⁽²³⁾, a aplicação dessas duas teorias para analisar o atrito em processos de conformação plástica depende de fatores como o nível de pressão desenvolvido na interface e a maior ou menor eficácia de atuação dos lubrificantes.

Por exemplo, em processos onde o acesso do lubrificante à interface de contato é dificultado e os níveis de pressão são elevados (forjamento a quente em matriz fechada), o uso da teoria de fator de atrito da interface fornece resultados mais confiáveis do que a teoria do coeficiente de atrito constante.

Para os processos por conformação onde se estabelece o regime de lubrificação hidrodinâmica, foi desenvolvida uma outra teoria sobre o atrito. HILLIER⁽²⁴⁾ propôs que para esse tipo de lubrificação, a tensão necessária para movimentar a peça em relação à ferramenta seria expressa na forma:

$$\tau = \frac{\eta \cdot v}{H} \quad (2.4)$$

onde τ tensão necessária para o movimento
 η viscosidade cinemática do lubrificante
 v velocidade da peça-trabalho num dado instante
 H espessura do filme lubrificante nesse instante

Neste trabalho serão analisados três métodos teóricos de cálculo, sendo que entre as hipóteses formuladas nesses métodos consta o uso das três teorias sobre atrito mostradas anteriormente.

2.3.4 - Influência da estrutura cristalina

Durante o processo de extrusão hidrostática, devido às altas taxas de deformação, às grandes reduções verificadas e ao fato de que a extrusão é realizada a uma temperatura abaixo daquela em que se processam os fenômenos de recuperação e recristalização do material, deve ocorrer o fenômeno de endurecimento por deformação, ou seja, o encruamento, o qual acarreta uma elevação

na tensão de escoamento e conseqüentemente, da pressão de extrusão. Tal fenômeno está associado à composição química e a microestrutura do material metálico.

No processo em estudo, o fator preponderante sobre o encruamento será a microestrutura do material já que o material a ser utilizado apresenta-se quase que isento de átomos de soluto.

Em termos de dimensões e forma do grão cristalino, quanto menor e mais alongado o grão, maior o efeito do encruamento sobre as propriedades mecânicas do material a ser extrudado⁽²⁵⁾.

Alguns autores, como PUGH⁽¹¹⁾ e AVITZUR⁽¹²⁾ incluíram tal efeito em seus métodos de cálculo, através do uso da curva tensão-deformação obtida no ensaio de compressão do material. A aplicação dessa curva para cada relação de extrusão relativa a um dado grau de deformação plástica, pode parecer incorreta já que as condições de sollicitação mecânica que acarretam o encruamento são diferentes no ensaio de compressão e no processo de extrusão hidrostática, mesmo que sejam mantidas idênticas a taxa de deformação, a relação de redução e a temperatura de trabalho.

No entanto, através de experiências realizadas com cobre e alumínio puros, LENGYEL e CULVER⁽²⁶⁾ mostraram que a tensão de escoamento sob tração dos materiais extrudados hidrostaticamente apresentava pequenos desvios em relação ao valor obtido do ensaio de compressão com a matéria-prima. (Figura 14)

Dessa forma, a hipótese formulada por AVITZUR⁽¹²⁾ que considerou um valor médio para a tensão de escoamento durante o processo e a hipótese de PUGH⁽¹¹⁾ que assumiu trechos da curva tensão versus deformação para determinar o valor da tensão de escoamento durante o processo, apresentam-se razoáveis.

2.4 - MÉTODOS DE ANÁLISE DE TENSOES E DEFORMAÇÕES

2.4.1 - Introdução

O cálculo da pressão necessária ao processo de extrusão reveste-se de grande importância, já que a partir do resultado en-

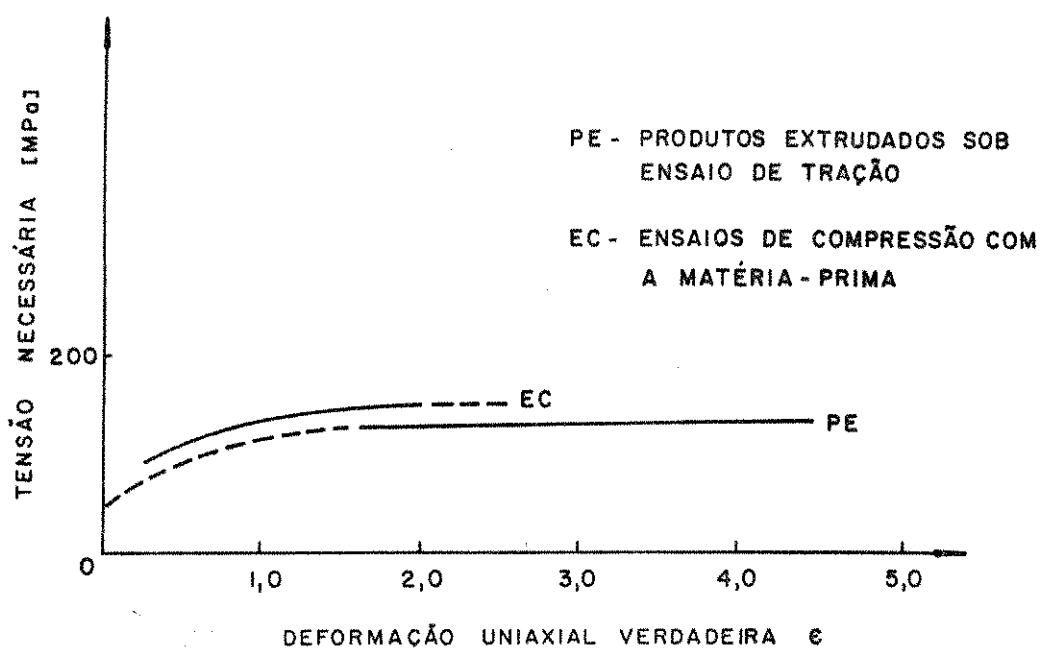


Figura 14 - Comparação entre valores de tensão de escoamento obtidos para produtos extrudados em ensaios de tração e para a matéria-prima em ensaios de compressão⁽²⁶⁾.

contrado, será feito o dimensionamento das ferramentas a serem utilizadas, a determinação da capacidade e a escolha do sistema de potência necessário e a opção pelo tipo de fluido de trabalho que envolverá o tarugo e lhe transmitirá a pressão de extrusão.

Desta forma, deve-se calcular o trabalho desenvolvido durante o processo de conformação que pode ser dividido em três parcelas e, a partir dele, obter-se a pressão de extrusão:

a) trabalho de deformação uniforme: ou seja, o trabalho desenvolvido simplesmente para deformar o material, caso não ocorram perdas. Tal trabalho pode ser equacionado em termos de pressão de extrusão p , na seguinte forma:

$$p = \int_0^{\epsilon_1} \sigma \cdot d\epsilon$$

ou seja, o trabalho efetuado por unidade de volume para obter-se a deformação

$$\epsilon_1 = \ln B = \ln \frac{A_1}{A_2}$$

onde A_1 e A_2 são as áreas transversais do tarugo e do produto, respectivamente.

Neste equacionamento, o valor da tensão de escoamento σ corresponde a um dado valor de deformação ϵ , ou então, assumido como um valor constante e médio durante o processo obtidos comumente de ensaios de compressão.

b) trabalho redundante: no caso da extrusão hidrostática, ocorrem perdas que acrescem o trabalho necessário para a conformação.

Algumas dessas perdas estão relacionadas com a não uniformidade de deformação do material durante sua passagem pela matriz de extrusão.

A redução destas perdas associa-se a uma escolha adequada do ângulo de conicidade ótimo da matriz, de preferência pequeno, conforme citado no item 2.3.2. Tais ângulos são possíveis na extrusão hidrostática, já que o atrito na interface matriz-tarugo, neste caso é minimizado devido à lubrificação efetiva (item 2.3.3).

O equacionamento do trabalho redundante é conseguido pela escolha de um modelo de deformação que seja compatível com as condições de contorno do processo em termos de velocidades e pela adoção de tipos de superfícies que representem adequadamente as regiões onde ocorrem as descontinuidades de velocidade do material, devidas à mudança na direção do escoamento; a parcela redundante do trabalho total é obtida através do cálculo das tensões e deformações desenvolvidas neste modelo de deformação durante a extrusão.

c) trabalho devido ao atrito: como citado anteriormente, na extrusão hidrostática, as perdas por atrito estão restritas à interface matriz-tarugo acarretando um aumento na pressão de extrusão, devendo ser analisadas e calculadas levando-se em consideração os modelos apresentados no item 2.3.3. bem como, as condições de processamento utilizadas (velocidade, temperatura, acabamento superficial da matriz e do tarugo e condições de lubrificação).

2.4.2 - Método do limite superior

Esse método tem por finalidade o cálculo dos esforços envolvidos no processo de extrusão hidrostática, a partir de um campo de velocidades cinematicamente admissível, ou seja, um modelo de deformação que satisfaça as condições de contorno para as velocidades e a compatibilidade de velocidades, tensões e deformações no interior do material do tarugo.

Tal método através desse modelo de deformação, considera tanto o trabalho para deformação uniforme, quanto o trabalho redundante e o necessário para sobrepor as perdas devidas ao atrito, fornecendo um resultado superdimensionado para as cargas. Este valor excessivo provém da escolha do tipo de superfície onde ocorre a descontinuidade da velocidade do material ao passar pela região cônica da matriz como será visto posteriormente.

A obtenção da pressão de extrusão é feita através da igualdade da soma dessas três parcelas ao trabalho exercido externamente sobre o tarugo.

Dentre os autores que propuseram resoluções através deste modelo destacam-se AVITZUR, PUGH e HILLIER.

a) Modelo de AVITZUR⁽¹²⁾: Assume o campo de velocidades mostrado pela figura 15, no qual as superfícies de descontinuidade de velocidades (Γ_1 e Γ_2) são tomadas como esféricas e centradas em 0, para onde teoricamente o material escoar, sendo que as superfícies onde ocorrem as perdas por atrito (Γ_3 e Γ_4) são assumidas como cônica e cilíndrica respectivamente; utilizando-se na determinação dessas perdas tanto o modelo de atrito de Coulomb quanto a da tensão cisalhante constante.

Esse método fornece o valor da pressão de extrusão necessária para sobrepor as perdas de atrito e suprir a potência interna para deformação.

Assume-se nesse modelo as hipóteses de que o material a ser extrudado é isotrópico, incompressível e que não sofre endurecimento devido ao trabalho frio, respeitando o critério de escoamento de von Mises.

Quanto à matriz, ela foi assumida como um corpo rígido com pequeno semi-ângulo de conicidade.

O equacionamento de Avitzur pode ser descrito da seguinte forma:

O campo de velocidades é tomado de tal forma que na região I (Figura 15) o material escoa com velocidade v_i e na região III com v_f , onde:

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

Já na região II o material escoa com velocidade igual a

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

em direção ao ápice 0 do cone.

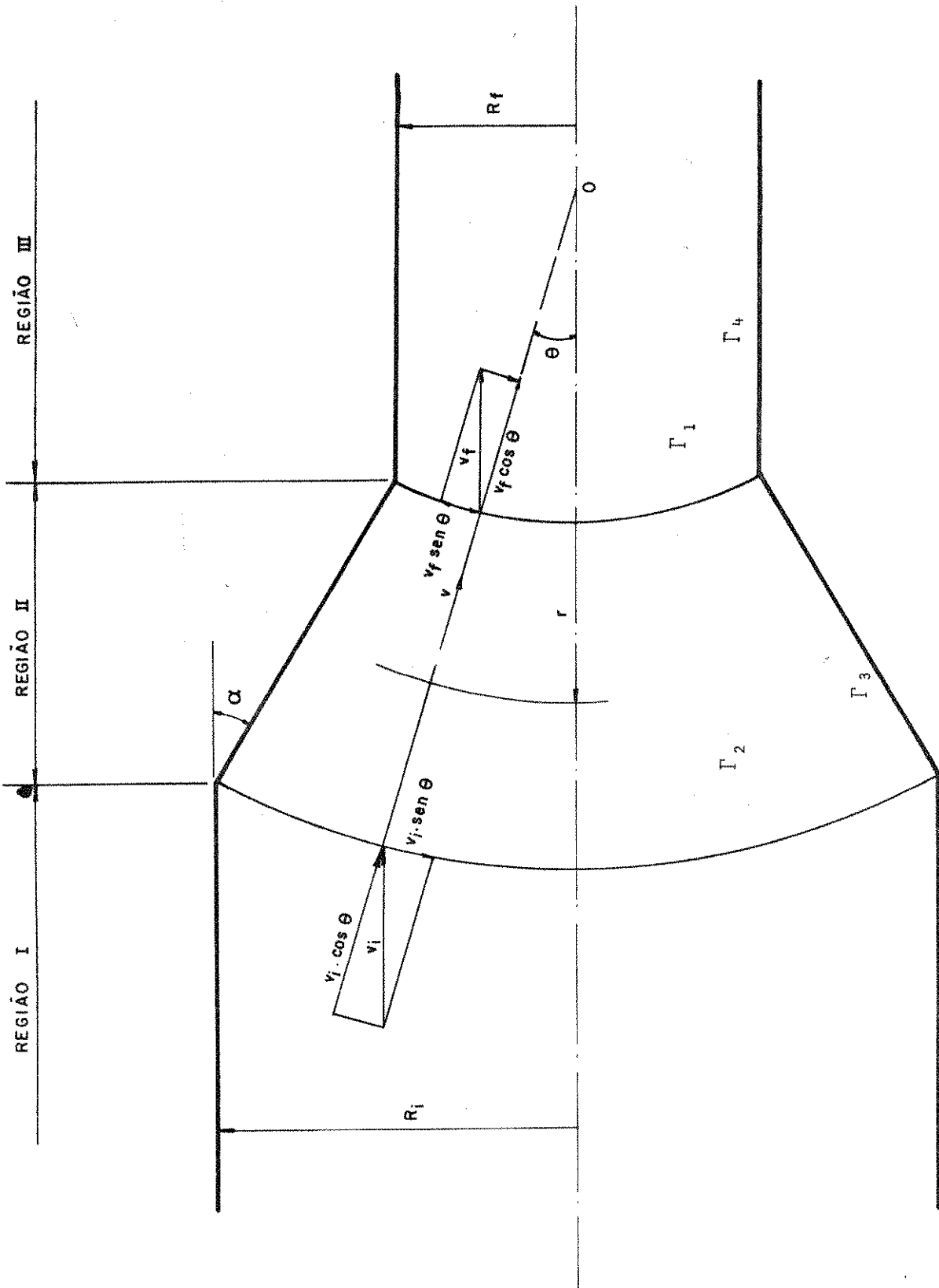


Figura 15 - Modelo de deformação e campo de velocidades proposto por AVITZUR⁽¹²⁾, fig. 2, p. 488).

Ao longo das superfícies Γ_1 e Γ_2 as velocidades a elas normais são contínuas, havendo descontinuidade nas velocidades tangenciais às mesmas e iguais a $v_f \cdot \sin\theta$ e $v_i \cdot \sin\theta$ respectivamente. Tais descontinuidades são responsáveis pela parcela de trabalho redundante já que elas se relacionam diretamente com as tensões cisalhantes internas que promovem a mudança na direção de escoamento de acordo com a geometria das ferramentas. Nas superfícies Γ_3 e Γ_4 não ocorrem mudanças na direção de escoamento do material e conseqüentemente, não existe trabalho redundante desenvolvido nessas superfícies.

Estabelecido o campo de velocidades cinematicamente admissível, passa-se a aplicação da teoria do limite superior para o cálculo dos esforços de extrusão:

$$P_d + P_{sd} = P_e$$

onde P_d é a potência interna desenvolvida no material devido à deformação uniforme, P_{sd} a potência interna devido à mudança na direção de escoamento e às perdas por atrito, e P_e a potência externa necessária para suprir as duas anteriores. Admitindo-se que não haja esforços auxiliares de extração.

$$P_e = -p \cdot \pi \cdot R_i^2 \cdot v_i$$

A potência necessária unicamente para deformação é dada por:

$$P_d = k \sqrt{2} \int_V \sqrt{\dot{\epsilon}_{ij}^* \cdot \dot{\epsilon}_{ij}^*} dV$$

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

$$P_d = \sigma_0 \frac{2}{\sqrt{3}} \int_V \sqrt{1/2 \dot{\epsilon}_{ij}^* \cdot \dot{\epsilon}_{ij}^*} dV$$

Adotando um sistema de coordenadas esféricas (r, θ, ϕ)

$$\dot{\epsilon}_{rr} = \frac{\partial U_r}{\partial r} \quad \dot{\epsilon}_{\theta\theta} = \frac{U_r}{r} \quad \dot{\epsilon}_{\phi\phi} = \frac{U_r}{r}$$

$$\dot{\epsilon}_{r\theta} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{r} \frac{\partial U_r}{\partial \theta}$$

$$\dot{\epsilon}_{\theta\phi} = \dot{\epsilon}_{r\phi} = 0$$

No caso da extrusão, $U_r = (-v_f \cdot r_f^2 \cos\theta)/r^2$

donde

$$\dot{\epsilon}_{rr} = 2v_f \cdot r_f^2 \cdot \frac{\cos\theta}{r^3}$$

$$\dot{\epsilon}_{\phi\phi} = \dot{\epsilon}_{\theta\theta} = v_f \cdot r_f^2 \cdot \frac{\cos\theta}{r^3}$$

$$\dot{\epsilon}_{r\theta} = \frac{1}{2} v_f \cdot r_f^2 \cdot \frac{\sin\theta}{r^3}$$

$$\dot{\epsilon}_{\theta\phi} = \dot{\epsilon}_{\phi r} = 0$$

com

$$P_d = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_o \cdot \int_V \sqrt{\frac{1}{2} (\dot{\epsilon}_{rr}^2 + \dot{\epsilon}_{\phi\phi}^2 + \dot{\epsilon}_{\theta\theta}^2 + \dot{\epsilon}_{r\theta}^2)} dV$$

resulta

$$P_d = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_o \cdot \int_V \frac{v_f \cdot r_f^2}{r^3} \sqrt{3\cos^2\theta + \frac{1}{4} \sin^2\theta} dV$$

onde

$$dV = 2\pi r \sin\theta r d\theta dr$$

assim

$$P_d = 4\pi \sigma_o v_f \cdot r_f^2 \int_0^\alpha \left[\sin\theta \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2\theta} \int_{r_f}^{r_i} \frac{dr}{r} \right] d\theta$$

Após integração com

$$r_i/r_f = R_i/R_f \text{ e } r_f = R_f/\sin\alpha$$

$$P_d = 2\pi \sigma_o \frac{v_f R_f^2}{\sin^2\alpha} \left\{ 1 - (\cos\alpha) \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2\alpha} + \frac{1 - \frac{11}{12}}{\sqrt{\frac{11}{12}}} \cdot \ln \frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos\alpha + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2\alpha}} \right\} \ln \frac{R_i}{R_f}$$

Para semi-ângulos de conicidade da matriz (α) pequenos tem-se:

$$P_d = 2\pi \sigma_o v_f \cdot R_f^2 \cdot \ln \frac{R_i}{R_f}$$

Já a potência desenvolvida internamente devida às descontinuidades de velocidades nas superfícies Γ_1 e Γ_2 é igual a

$$P_{12} = \int_{\Gamma_1} \tau_o v_s dA + \int_{\Gamma_2} \tau_o v_s dA$$

$$\text{para } \Gamma_1: v_s = v_f \sin\theta \quad dA = 2\pi r_f \cdot \sin\theta \cdot r_f d\theta$$

$$\Gamma_2: v_s = v_i \sin\theta \quad dA = 2\pi r_i \cdot \sin\theta \cdot r_i d\theta$$

$$\text{assim } P_{12} = 4\pi r_f^2 v_f \tau_o \int_0^\alpha \sin^2\theta d\theta$$

$$\text{integrando } P_{12} = 2\pi v_f \cdot R_f^2 \tau_o \left[\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right]$$

Para a superfície cônica Γ_3 tem-se:

$$P_3 = \int_{\Gamma_3} \tau_1 \cdot v_s \cdot dA$$

$$\text{onde: } v_s = v_f \cdot r_f^2 \frac{\cos \alpha}{r^2}$$

$$\text{e } dA = 2\pi \cdot R \frac{dR}{\sin \alpha}$$

$$\text{integrando } P_3 = 2\pi \tau_1 v_f \cdot R_f^2 \cdot (\cot \alpha) \cdot \ln \frac{R_i}{R_f}$$

Para a superfície cilíndrica Γ_4 obtém-se:

$$P_4 = \int_{\Gamma_4} \tau_2 \cdot v_s \cdot dA$$

$$\text{onde: } v_s = v_f$$

$$\text{e } dA = 2\pi \cdot R_f \cdot dL$$

$$\text{integrando } P_e = 2\pi \cdot \tau_2 \cdot v_f \cdot R_f \cdot L$$

A potência total P_{sd} é dada pela soma $P_{12} + P_3 + P_4$ ou seja,

$$P_{sd} = 2\pi \tau_o v_f \cdot R_f^2 \left\{ \frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha + \frac{\tau_1}{\tau_o} (\cot \alpha) \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{\tau_2}{\tau_o} \frac{L}{R_f} \right\}$$

A soma P_d e P_{sd} igualada a P_e fornece:

$$\frac{P}{\sigma_0} = 2 \cdot \ln \frac{R_i}{R_f} - 2 \frac{\tau_0}{\sigma_0} \left\{ \frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} + \frac{\tau_1}{\tau_0} (\cot \alpha) \ln \frac{R_1}{R_f} + \frac{\tau_2}{\tau_0} \frac{L}{R_f} \right\} - 2 \frac{\tau_0}{\sigma_0} \cot \alpha \quad (2.5)$$

Pelo critério de escoamento de Von Mises $\tau_0 = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$ e aplicando o modelo de Coulomb para o atrito nas superfícies Γ_3 e Γ_4 tem-se: $\tau = \mu \sigma_\theta$

$$\text{Para a superfície } \Gamma_3: \sigma_\theta = \sigma_0 \left(\ln \frac{R_f^2}{R^2} - 1 \right)$$

e para a superfície $\Gamma_4: \sigma_\theta = -\sigma_0$, segundo a solução de Sachs.

Aplicando estas relações à equação (2.5), obtém-se a equação final que fornece o valor da pressão de extrusão:

$$\begin{aligned} \frac{P}{\sigma_0} = 2 \cdot \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) + \\ + 2\mu \left\{ (\cot \alpha) \left[1 + \ln \frac{R_i}{R_f} \right] \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{L}{R_f} \right\} \end{aligned} \quad (2.6)$$

A partir desta equação, AVITZUR deduziu uma expressão para o semi-ângulo de conicidade ótimo da matriz $\alpha_{\text{ót}}$, no qual a pressão de extrusão é mínima, através da derivação da mesma em função de α e igualada a zero:

$$d \left[\frac{P}{\sigma_0} \right] / d\alpha = 0 \rightarrow \alpha_{\text{ót}} = \sqrt{\frac{3}{2}} \sqrt{3 \cdot \mu \left(1 + \ln \frac{R_i}{R_f} \right) \ln \frac{R_i}{R_f}} \quad (2.7)$$

b) Modelo de PUGH⁽¹¹⁾: Como citado anteriormente, o método do limite superior fornece um resultado em excesso para a pressão de extrusão. Esse excesso pode ser minimizado através da escolha conveniente do tipo e da posição das superfícies onde ocorre a descontinuidade de velocidade do material e o cisalhamento interno do mesmo para que ocorra a variação em sua direção de

escoamento ou seja, o que foi denominado como trabalho redundante.

Objetivando analisar tal aspecto, PUGH⁽¹¹⁾ propôs várias formas para as superfícies Γ_1 e Γ_2 (planas, cônicas e esféricas) utilizando uma abordagem semelhante à de AVITZUR⁽¹²⁾ e concluiu que as superfícies cônica e esférica forneciam resultados próximos e os menores entre os calculados (Figura 16). Como o método fornece sempre resultados maiores que os esperados experimentalmente, PUGH concluiu que a utilização de superfícies esféricas de descontinuidade forneceria a menor diferença entre os resultados teóricos e os experimentais.

Como hipótese para o equacionamento, assumiu que a deformação na região cônica da matriz é homogênea, ou seja, que o trabalho redundante nesta região é nulo, hipótese válida tomando-se por base matrizes com pequenos ângulos de conicidade.

Assumiu que a tensão de escoamento do material em cada instante aproxima-se do valor obtido num ensaio de compressão observados os limites de deformação; esta hipótese também é válida conforme explicado no item 2.3.4.

Assumindo uma pressão média na região cônica da matriz e modelo de atrito segundo Coulomb, deduziu para pequenos coeficientes de atrito, a parcela de trabalho devido às perdas por atrito somente na região cônica, desprezando as perdas ocorridas na região cilíndrica da matriz de extrusão.

A partir dessas hipóteses, PUGH obteve expressões para cada uma das parcelas do trabalho necessário para efetivar o processo de extrusão (item 2.4.1):

1) trabalho redundante: assumindo superfícies de descontinuidade esféricas e que o material se desloca na região cônica em direção ao ápice 0 (figura 17.a), com um campo de velocidades admissível com as condições de contorno (Figura 17.b), PUGH obteve o valor do trabalho redundante. Para um anel de raio R , espessura dw , tem-se que a potência interna para mudança na direção de escoamento é igual a

$$dP_R = 2\pi R dw k v_i \sin\theta$$

Com um raio r_i da superfície esférica de entrada em relação ao ápice 0, obtém-se:

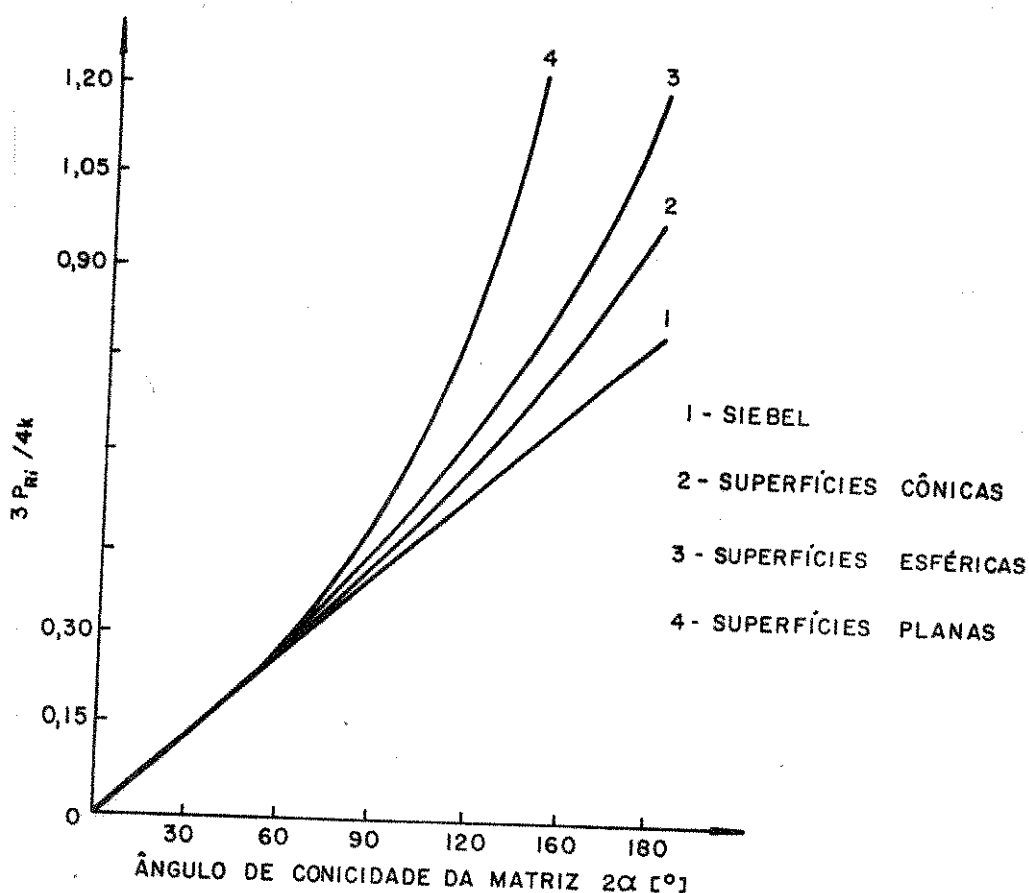
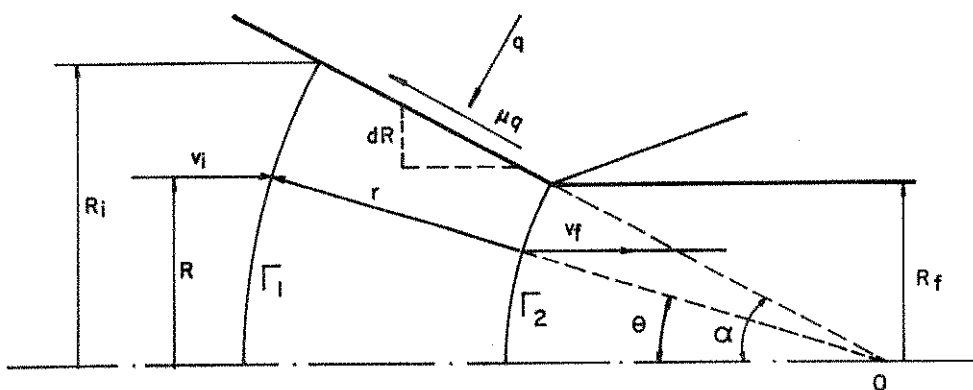
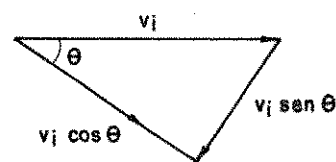


Figura 16 - Aumento do trabalho redundante devido à forma da superfície escolhida (extraído de PUGH⁽¹¹⁾, fig. 4, p. 365).



(a)



(b)

Figura 17 - Modelo de deformação e campo de velocidade proposto por PUGH⁽¹¹⁾, fig. 4, p. 365.

$$P_R = 2\pi v_i r_i^2 k \int_0^\alpha \sin^2 \theta d\theta$$

$$P_R = \pi R_i^2 v_i k \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right)$$

A potência externa necessária para equiparar esta parcela é dada por:

$$P_{Re} = P_R \cdot \pi R_i^2 v_i$$

Igualando P_R e P_{Re} obtém-se o valor da parcela da pressão de extrusão referente ao trabalho redundante:

$$P_R = k \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right)$$

Tomando por base o critério de escoamento de Tresca,

$$2k = \sigma_0$$

$$P_R = 0,5\sigma_0 \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right)$$

Em termos de curva tensão-deformação para um ensaio de compressão, esta pressão pode ser escrita como:

$$P_R = \int_0^{\epsilon_1} \sigma_0 d\epsilon \quad (2.8)$$

onde a deformação verdadeira ϵ_1 devida à mudança do escoamento do material em sua direção, de acordo com a equação (2.8) é igual a $\frac{P_R}{\sigma}$.

Comparando o resultado teórico às observações experimentais, PUGH observou uma variação neste valor por volta de 8% do valor total, obtendo:

$$\epsilon_1 = 0,462 \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right)$$

2) trabalho de deformação uniforme: considerando que a deformação que ocorre na região cônica da matriz, dá-se de forma homogênea, ocorrendo somente a mudança na forma do material, a pressão externa que deve ser aplicada para efetivá-la é igual a:

$$p_d = \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \sigma_o \, d\epsilon$$

onde ϵ_1 é a deformação verdadeira sofrida pelo material ao passar pela superfície de descontinuidade na entrada da matriz e ϵ_2 que o mesmo sofre devido à sua passagem pela região cônica com:

$$\epsilon_2 = \epsilon_1 + \ln B$$

3) trabalho contra as perdas por atrito: assumindo o modelo de atrito de Coulomb e uma pressão média normal q à superfície cônica igual a

$$q = \frac{B}{B - 1} \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \sigma_o \, d\epsilon$$

obtém-se:

potência interna desenvolvida pelas perdas:

$$P_A = \int_{R_f}^{R_i} \frac{2\pi R}{\sin\alpha} dR \mu q \cdot v \quad \text{com} \quad v = v_i \frac{R_i^2}{R^2}$$

potência externa necessária para equipará-la:

$$P_{Ae} = P_A \cdot \pi R_i^2 v_i$$

Igualando

$$P_A = P_{Ae}$$

$$P_A = \frac{\mu q}{\sin\alpha} \ln B$$

$$P_A = \frac{\mu R \ln B}{\sin\alpha(B-1)} \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \sigma_0 d\epsilon$$

Assim, a pressão total necessária para efetivação do trabalho envolvido no processo de extrusão é dada pela soma dessas parcelas e igual a:

$$p = \int_0^{\epsilon_1} \sigma_0 d\epsilon + \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \sigma_0 d\epsilon + \frac{\mu B \ln B}{(B-1) \sin\alpha} \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \sigma_0 d\epsilon + \int_{\epsilon_2}^{\epsilon_3} \sigma_0 d\epsilon$$

$$p = \int_0^{\epsilon_3} \sigma_0 d\epsilon + \frac{\mu B \ln B}{(B-1) \sin\alpha} \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} \sigma_0 d\epsilon \quad (2.9)$$

onde a deformação verdadeira ϵ_3 é aquela sofrida pelo material ao passar pela superfície de descontinuidade de velocidades localizada na saída da região cônica da matriz de extrusão e igual a

$$\epsilon_3 = \epsilon_2 + \epsilon_1$$

$$\epsilon_3 = 2\epsilon_1 + \ln B$$

Caso seja suposta uma tensão de escoamento constante para o material durante a extrusão, a equação (2.9) torna-se:

$$\frac{p}{\sigma_0} = \epsilon_3 + \frac{\mu B \ln B}{(B-1) \sin \alpha} (\epsilon_2 - \epsilon_1)$$

$$\frac{p}{\sigma_0} = 2\epsilon_1 + \ln B + \frac{\mu B \ln B}{(B-1) \sin \alpha} \ln B$$

$$\frac{p}{\sigma_0} = 0,924 \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha \right) + \ln B + \frac{\mu B \ln^2 B}{(B-1) \sin \alpha} \quad (2.10)$$

A expressão para o ângulo ótimo de semi-conicidade ($\alpha_{\text{ót}}$) pode ser obtida pela derivação da expressão (2.10) em função de α e igualada a zero:

$$\frac{d(P/\sigma_0)}{d\alpha} = 0 \quad \rightarrow \quad \alpha_{\text{ót}} = \arcsin \left(\frac{1}{\cos \alpha_{\text{ót}}} - \frac{\mu B \ln^2 B}{(B-1) \cdot 1,848} \right) \quad (2.11)$$

(14) c) Um outro método de análise foi proposto por HILLIER para o qual adotou o campo de velocidades indicado por AVITZUR bem como suas hipóteses, no que diz respeito ao material extrudado e à matriz de extrusão; diferenciando-se pelo uso de um modelo de lubrificação hidrodinâmica na superfície de contato entre tarugo e matriz, para o cálculo do trabalho necessário para vencer as perdas por atrito na mesma.

HILLIER assumiu um regime de lubrificação hidrodinâmica no qual o escoamento do filme de lubrificante na interface apresenta-se laminar, viscoso e newtoniano, ou seja, com um coeficiente de atrito constante e a variação da espessura da cunha do mesmo pequena e bem menor que o raio do produto R_f , (Figura 18). Dessa forma, tem-se que a tensão de cisalhamento sobre o material devido ao efeito cisalhante viscoso do fluido é dado por:

$$\tau = \frac{\eta v}{H} + \frac{1}{2} H \frac{dp}{ds}$$

com H bastante pequeno

$$\tau = \frac{\eta v}{H} \quad (2.4)$$

conforme citado no item 2.3.3.

Utilizando este valor e o teorema do limite superior no cálculo da potência necessária para vencer o atrito tem-se:

$$P_A = 2 \int_s \pi R \cdot \tau \cdot v \cdot dS$$

com $dS = - (dR/\sin\alpha + dH/\operatorname{tg}\alpha)$

$$P_A = - 2 \int_{R_i}^{R_f} \pi R \frac{\eta v^2}{H} \left(\frac{dR}{\sin\alpha} + \frac{dH}{\operatorname{tg}\alpha} \right)$$

Para uma espessura constante do lubrificante (H):

$$P_A = - 2 \int_{R_i}^{R_f} \pi R \frac{\eta v^2}{H} \frac{dR}{\sin\alpha}$$

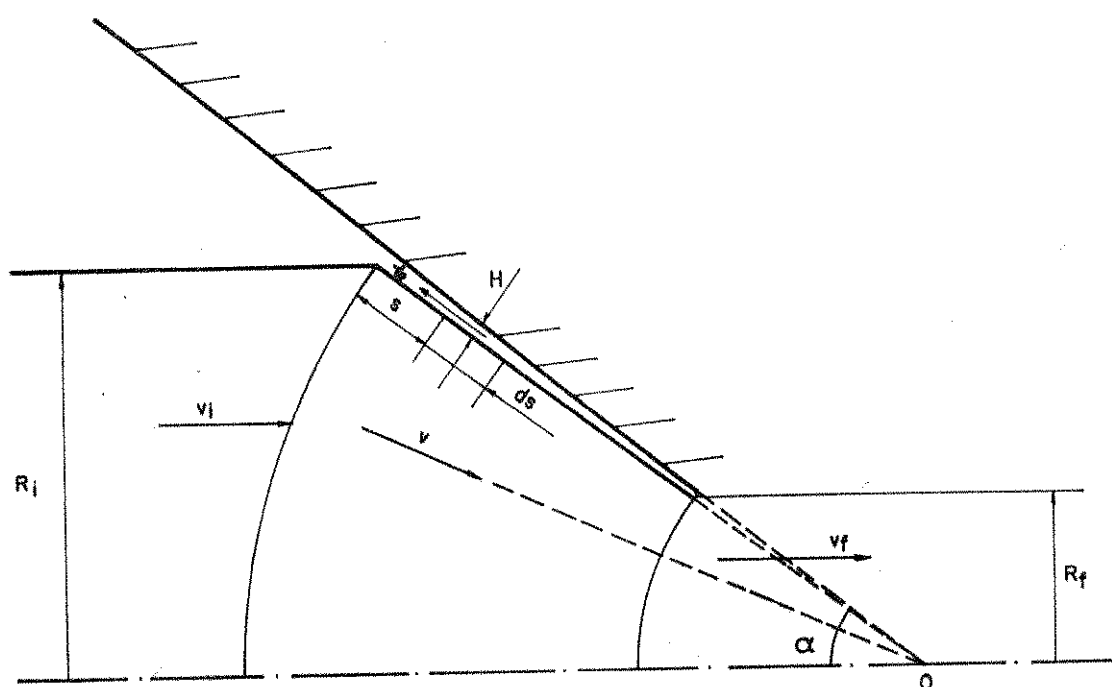


Figura 18 - Campo de velocidades proposto por HILLIER⁽¹⁴⁾, fig. 1, p. 172.

com
$$v^2 = v_i^2 \left(\frac{R_i}{R} \right)^4 \cos^2 \alpha$$

$$P_A = -2 \frac{\pi}{H} \eta v_i^2 R_i^4 \frac{\cos^2 \alpha}{\sin \alpha} \int_{R_i}^{R_f} \frac{1}{R^3} dR$$

$$P_A = \frac{\pi}{H} \eta v_i^2 R_i^2 \frac{\cos^2 \alpha}{\sin \alpha} \left(\frac{1}{R_i^2} - \frac{1}{R_f^2} \right)$$

Já o cálculo da potência necessária para a deformação do material na região cônica e para mudança na direção de escoamento do mesmo, é idêntico ao procedido no método de AVITZUR obtendo, portanto, uma potência igual a:

$$P_p = P_d + P_R = \pi R_i^2 v_i \sigma_o \left[\ln \left(\frac{R_i}{R_f} \right)^2 + \frac{2}{\sqrt{3}} (\alpha - \sin \alpha \cos \alpha) \cdot \operatorname{cosec}^2 \alpha \right]$$

Somando estas parcelas e escrevendo a potência total necessária para o processo em termos de pressão de extrusão, resulta:

$$\begin{aligned} \frac{p}{\sigma_o} = & \ln \left(\frac{1}{1-f} \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} (\alpha - \sin \alpha \cos \alpha) \cdot \operatorname{cosec}^2 \alpha + \\ & + \left[\frac{2 f N}{(1-f)^{3/2}} \frac{\cos^2 \alpha}{\sin \alpha} \right]^{1/2} \end{aligned} \quad (2.12)$$

onde
$$N = \frac{\eta v_i}{\sigma_o R_i} \quad \text{e} \quad f = 1 - \left(\frac{R_f}{R_i} \right)^2$$

O semi-ângulo ótimo de conicidade da matriz que fornece o menor valor para a pressão de extrusão é obtido diferenciando a relação obtida para p em função do semi-ângulo α e igualando o resultado a zero:

$$\frac{dp}{d\alpha} = 0 \rightarrow \frac{8(1-\alpha \cot \alpha)}{(1+\sin^2 \alpha) \cdot \sqrt{6} \sin \alpha} = \left[N_f(1-f)^{-3/2} \right]^{1/2} \quad (2.13)$$

2.4.3 - Expressões experimentais

Vários autores propuseram equações experimentais para várias condições de processo, a partir de ensaios por eles realizados.

As expressões às quais chegaram, fornecem resultados para a pressão de extrusão em função do material, do ângulo de conicidade da matriz, da redução de área e das condições de lubrificação utilizadas, bastante próximos aos observados experimentalmente.

O uso de tais equações conduz a valores que permitem uma idéia aproximada das cargas que serão envolvidas no processo porém, sua precisão fica comprometida devido à grande gama de condições de processo utilizadas que na maioria dos casos, não se adequam ao problema em estudo.

Geralmente, tais equações relacionam a pressão de extrusão (p) com a relação de redução (B), destacando-se dentre elas para a extrusão hidrostática de alumínio comercialmente puro (Al 99,5%) e uma matriz com semi-ângulo de conicidade igual a 45°:

$$1) p = 151,9 \cdot \ln B \quad \text{segundo ALEXANDER}^{(27)} \quad (2.14)$$

$$2) p = -24,0 + 180,1 \cdot \ln B \quad \text{segundo THOMPSON}^{(13)} \quad (2.15)$$

$$3) p = 153,7 \cdot \ln B \quad \text{segundo LOWE \& GOOLD}^{(28)} \quad (2.16)$$

$$4) p = 15,2 \cdot (0,375 \cdot HV + 4) \cdot \ln B \quad \text{segundo PUGH}^{(29)} \quad (2.17)$$

onde HV é a dureza do material medida pelo método Vickers.

2.5 - CÁLCULO DA PRESSÃO DE EXTRUSÃO

Após terem sido discutidos os vários métodos de análise de tensões envolvidas no processo hidrostático e obtidas suas expressões finais, passa-se ao cálculo da pressão de extrusão necessária para o processo em estudo e que implicará diretamente na escolha e projeto dos componentes, conforme descrito no item 2.4.1.

Neste cálculo, como parâmetros relevantes a serem utilizados, destaca-se:

a) semi-ângulo de conicidade da matriz, $\alpha = 20^\circ$.

Através de experiências realizadas, AVITZUR⁽¹²⁾ mostrou ser próximo a esse valor o valor do ângulo ótimo de matriz para a minimização da pressão de extrusão.

b) raio inicial do tarugo, $R_i = 3,5\text{mm}$
raio final do produto, $R_f = 0,5\text{mm}$

Assim, a razão de extrusão, quociente da área inicial pela área final, é igual a $B = 49$ e a porcentagem de redução de área, $f = 98\%$.

c) material do tarugo, alumínio comercialmente puro, com mínimo de 99,5% em peso.

Tensão de escoamento igual a $\sigma_e = 150\text{ MPa}$, de acordo com ensaios de compressão realizados⁽²⁶⁾. Tal tensão é assumida como um valor médio e constante durante o processo, hipótese razoável conforme citado no item 2.3.4.

d) comprimento da região cilíndrica da matriz, $L=2\text{mm}$.

Tal comprimento foi escolhido antecipadamente a um projeto da matriz a ser utilizada, a partir de valores propostos na bibliografia⁽³⁰⁾ onde L é aproximadamente igual a uma vez o diâmetro do produto.

e) assumindo que na interface matriz-peça, as perdas de energia devido ao atrito sejam elevadas, adota-se um coeficiente de atrito constante igual a $0,1$ ⁽¹²⁾.

f) assumindo que ocorra lubrificação hidrodinâmica em tal interface e que esta lubrificação seja proporcionada pelo fluido de trabalho, tem-se que fazer a escolha preliminar do mesmo. De acordo com observações feitas sobre os vários fluidos utilizados para o processo, opta-se pelo óleo de especificação SAE 20, cujas características à temperatura ambiente e para pressões em torno de $2,0 \cdot 10^3\text{ MPa}$, são:

viscosidade cinemática, $\eta = 700 \text{ kg/m.s}$

densidade, $\rho = 1100 \text{ kg/m}^3$

2.5.1 - Método de AVITZUR⁽¹²⁾

Utilizando os valores apresentados acima na equação (2.6) final apresentada por AVITZUR, tem-se $p = 1,22 \cdot 10^3 \text{ MPa}$.

2.5.2 - Método de PUGH⁽¹¹⁾

De forma idêntica para a expressão final de PUGH, (equação (2.10)), para as condições de processo, obtém-se $p = 1,29 \cdot 10^3 \text{ MPa}$.

2.5.3 - Método de HILLIER⁽¹⁴⁾

Neste método, o conhecimento de outras condições de processo torna-se necessário, como por exemplo, a velocidade do tarugo ao entrar na região cônica da matriz (neste estudo assumida igual a $v_i = 200 \text{ mm/s}$). A partir desses valores, aplicados à equação (2.12) de HILLIER resulta $p = 0,70 \cdot 10^3 \text{ MPa}$.

2.5.4 - Métodos experimentais

A aplicação das condições de processo às fórmulas empíricas apresentadas no item 2.4.3, fornece os seguintes resultados para a pressão de extrusão:

- | | | |
|-------------------------------------|--------------------------------------|------------------|
| 1) $p = 6,0 \cdot 10^2 \text{ MPa}$ | segundo ALEXANDER ⁽²⁷⁾ | (Equação (2.14)) |
| 2) $p = 6,8 \cdot 10^2 \text{ MPa}$ | segundo THOMPSON ⁽¹³⁾ | (Equação (2.15)) |
| 3) $p = 6,0 \cdot 10^2 \text{ MPa}$ | segundo LOWE e GOOLD ⁽²⁸⁾ | (Equação (2.15)) |
| 4) $p = 7,9 \cdot 10^2 \text{ MPa}$ | segundo PUGH ⁽²⁹⁾ | (Equação (2.17)) |

Como a finalidade desse cálculo é prever a pressão de extrusão necessária ao processo e, a partir desta, as forças às quais estarão submetidos os diversos componentes da extrusora, com o objetivo de projetá-los e selecioná-los, admitir-se-á que o maior valor obtido seja o que irá ocorrer no processo, isto é, o valor calculado através do método de PUGH, pela equação $p = 1,29 \cdot 10^3 \text{ MPa}$.

CAPÍTULO 3

MÁQUINA EXTRUSORA

3.1 - DESCRIÇÃO DA MÁQUINA

Tendo em vista as condições de processamento (item 2.5) para obtenção do produto extrudado, projetou-se e construiu-se o equipamento de extrusão hidrostática, cuja descrição faz-se a seguir.

A máquina extrusora hidrostática compõe-se basicamente de um sistema fornecedor de potência e um sistema de extrusão.

O sistema de potência responsável pela transmissão de esforços ao fluido de trabalho e por meio deste ao tarugo a extrudar, deve possuir uma capacidade de carga no mínimo igual à força de extrusão, ou seja, a pressão de extrusão, $p=1,29.10^3$ MPa, multiplicado pela seção transversal interna do recipiente de extrusão, $A_{ti} = 139 \text{ mm}^2$, fornecendo uma força de $1,79.10^5$ N. Desta forma, optou-se como sistema de potência, por uma prensa hidráulica adquirida (Figura 19), cujas características são as seguintes:

- força máxima de avanço: $4,9.10^5$ N
- curso máximo de pistão: 205 mm
- velocidade de trabalho máxima: 4mm/s
- vão livre entre colunas: 900mm
- abertura máxima entre haste e mesa: 1.000 mm

Quanto aos componentes principais tem-se:

- motor elétrico com potência de 5 CV, alimentado por rede com 220 V e frequência de 60 Hz (componente 1)
- bomba de pistão radial, com vazão igual a 4 l/min. (componente 2).
- válvula controladora de velocidade (componente 3).

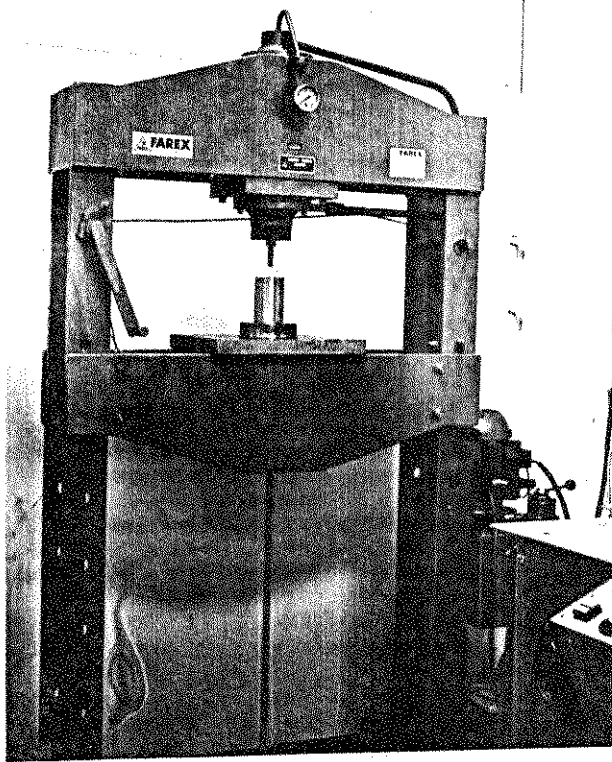


Figura 19 - Prensa hidráulica.

- manômetro, dotado de duas escalas: uma variando de 0 a 39,2MPa para leitura da pressão no cilindro hidráulico e outra variando de 0 a $3,53 \cdot 10^3$ MPa para leitura da pressão atuante no recipiente de extrusão (p).

O sistema de extrusão (Figura 20), cujo dimensionamento e seleção está descrito no item 3.2, compõe-se de um êmbolo de pressão (elemento b) que ligado à extremidade do pistão hidráulico, comprime o fluido de trabalho contido no recipiente de extrusão (elemento a), formado por dois cilindros montados com interferência dimensional. A matriz de extrusão (elemento c), através da qual escoará o material do tarugo, obtendo forma final, é apoiada no fundo do recipiente de extrusão. Tanto o êmbolo quanto a matriz possuem um sistema de vedação, objetivando impedir a liberação do fluido sob alta pressão. No êmbolo é utilizado um sistema de vedação dinâmico (elemento d) que se desloca durante o processo, enquanto que na matriz, a vedação é feita estaticamente (elemento e).

3.2 - PROJETO E SELEÇÃO DE COMPONENTES

A partir das considerações efetuadas na descrição do equipamento (item 3.1) e da escolha como possível pressão de extrusão, do maior valor obtido, para uma maior segurança quanto ao comportamento dos componentes, passa-se ao dimensionamento dos mesmos.

3.2.1 - Recipiente de extrusão (Figura 20 - elemento a)

No processo por extrusão hidroestática, o recipiente que contém o fluido de trabalho, bem como o tarugo a ser extrudado, é submetido a altas pressões internas, da ordem de $2 \cdot 10^3$ MPa.

Devido a tal nível de pressão, a distribuição de tensões para um cilindro de paredes grossas (Figura 21) submetido à pressão interna p_1 , resulta, através das equações de Lamé, nas seguintes relações:

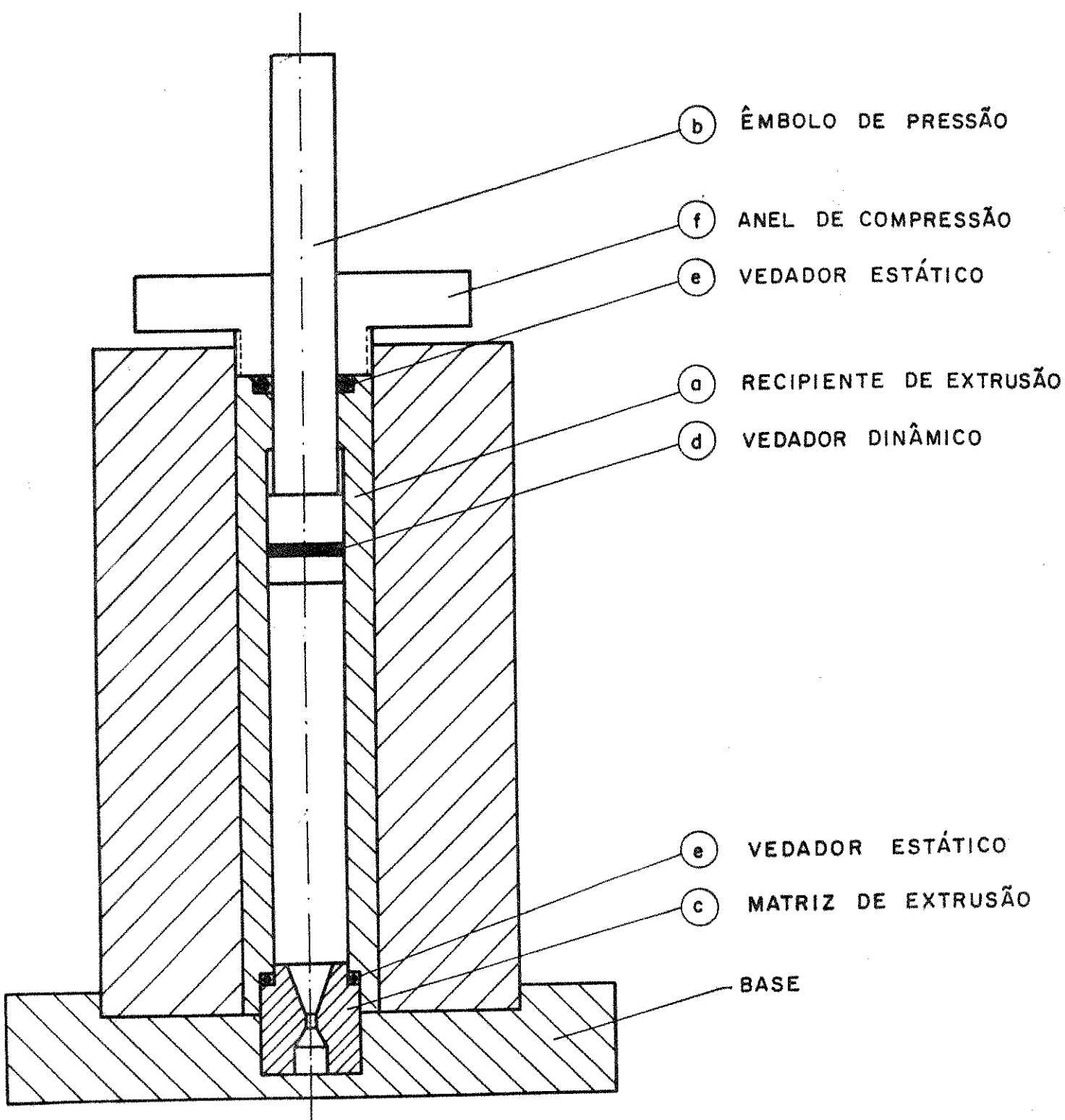


Figura 20 - Sistema de extrusão acoplado à prensa hidráulica.

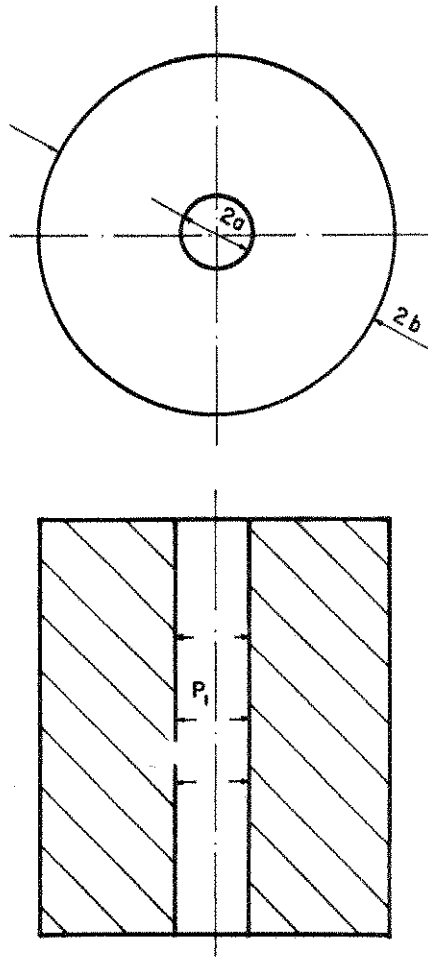


Figura 21 - Cilindro de paredes grossas aberto, submetido a uma pressão interna P_1 .

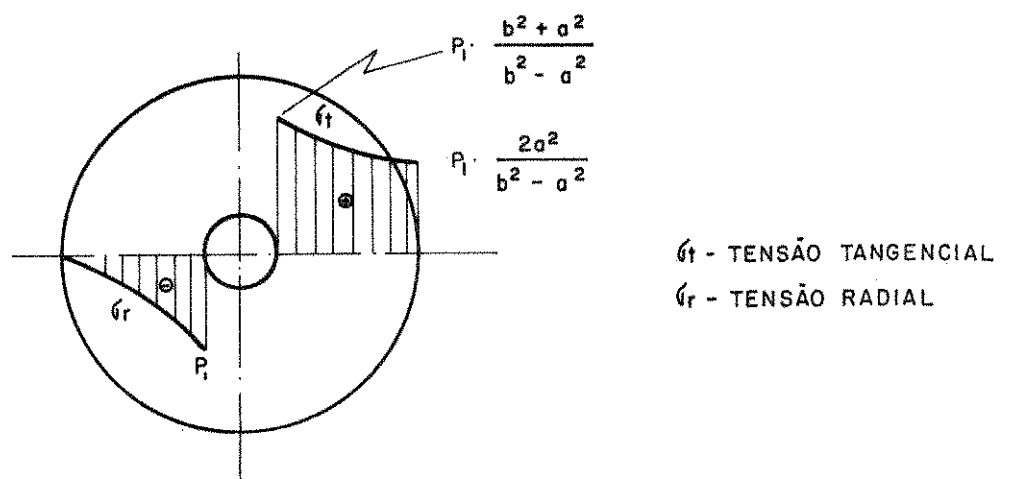


Figura 22 - Distribuição de tensões na parede do cilindro (extraído de FEODOSIEV⁽³¹⁾, fig. 315, p. 298).

$$\sigma_t = \frac{p_1}{K^2 - 1} + \frac{p_1 K^2}{K^2 - 1} \left(\frac{a}{r} \right)^2 \quad \text{e} \quad \sigma_z = 0 \quad (3.1)$$

$$\sigma_r = \frac{p_1}{K^2 - 1} - \frac{p_1 K^2}{K^2 - 1} \left(\frac{a}{r} \right)^2 \quad \text{onde} \quad K = b/a \quad (3.2)$$

O estado de tensões apresenta-se como uma composição de uma tensão hidrostática igual a $p_1/(K^2-1)$, adicionada a um estado de cisalhamento puro onde a tensão de cisalhamento máxima encontra-se no plano de σ_t e σ_r e é igual a

$$\tau_{rt} = \frac{p_1 K^2}{K^2 - 1} \left(\frac{a}{r} \right)^2 \quad (3.3)$$

Desta forma, pela distribuição de tensões (Figura 22), observa-se que o escoamento do material do recipiente ocorrerá preliminarmente na parede interna do mesmo.

Pelo critério de von Mises, a tensão máxima à qual o recipiente pode ser solicitado sem que falhe por escoamento é dada por

$$p_1 = \frac{\sigma_e}{3} \left(1 - \frac{1}{K^2} \right) \frac{1}{\sqrt{1 + 1/3K^4}} \quad (3.4)$$

enquanto que pelo critério de Tresca tem-se que

$$p_1 = \frac{\sigma_e}{2} \left(1 - \frac{1}{K^2} \right) \quad (3.5)$$

Assim sendo, mesmo que o recipiente seja construído com um material de alto limite de escoamento e com uma relação K elevada, ele falhará por escoamento a pressões bem abaixo das pressões comumente utilizadas no processo hidrostático.

Por este motivo, deve-se encontrar uma outra forma cons

trutiva, diferente do cilindro monobloco, que apresente uma melhor distribuição de tensões no interior do mesmo, que previna o escoamento, aumentando sua resistência a níveis maiores de pressão interna.

A construção de recipientes compostos por cilindros montados pré-tensionados, atende aos requisitos citados através da geração de tensões residuais entre os cilindros ajustados, além de reduzir o tamanho e peso e possibilitar o uso de materiais diversos para cada cilindro. A montagem pode ser conseguida por meios térmicos, pelo ajuste prensado dos cilindros e por outros meios construtivos.

Na montagem por prensagem dos cilindros, o diâmetro externo de um cilindro é usinado maior que o diâmetro interno do cilindro que lhe servirá de apoio, ambos paralelos, sendo a composição conseguida através da aplicação de uma carga axial sobre o cilindro interno, que deformará ambos os cilindros, possibilitando o ajuste.

Assim, da composição de dois cilindros (Figura 23) surge uma pressão residual p_t , onde o raio externo do cilindro interno diminui de u_1 e o raio interno do cilindro externo aumenta de u_2 , resultando numa diferença de raios Δ igual a $u_2 - u_1$ e a partir desse valor, calcula-se a pressão residual entre as duas superfícies:

$$p_t = \frac{E \Delta}{2c^3} \frac{(c^2 - a^2) \cdot (b^2 - c^2)}{b^2 - a^2} \quad (3.6)$$

Tal pressão age externamente ao cilindro interno e como pressão interna no cilindro externo, gerando uma distribuição de tensões como mostrada na figura 24⁽³¹⁾.

Caso tal recipiente seja submetido a uma pressão interna p obter-se-á na sua parede interna, uma queda na tensão tangencial devida ao efeito da pressão residual. Porém, deve-se prevenir a falha por escoamento da superfície de contato entre os dois cilindros que tem sua tensão de trabalho aumentada (Figura 25). Por isso, deve-se escolher para uma dada pressão interna, um valor de Δ , para que o conjunto seja seguro.

Fazendo a tensão equivalente no ponto A igual à tensão

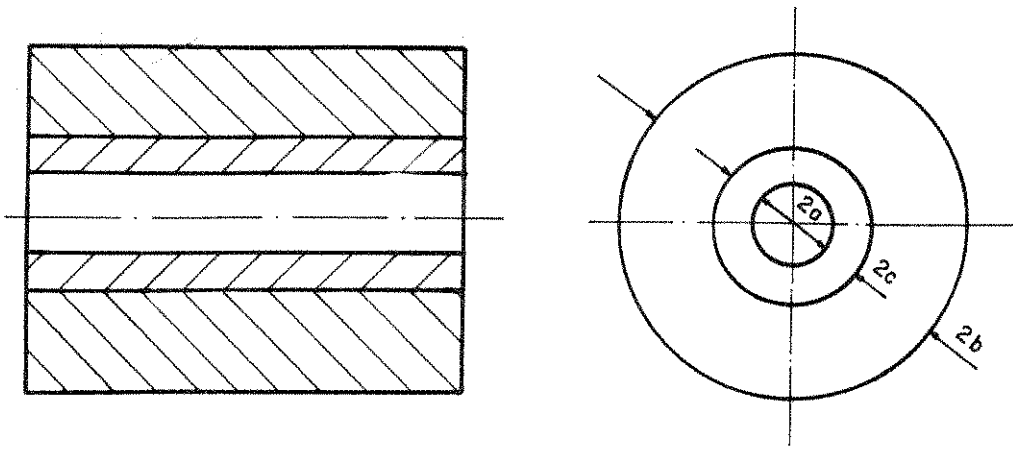


Figura 23 - Recipiente formado pela montagem de dois cilindros com interferência dimensional.

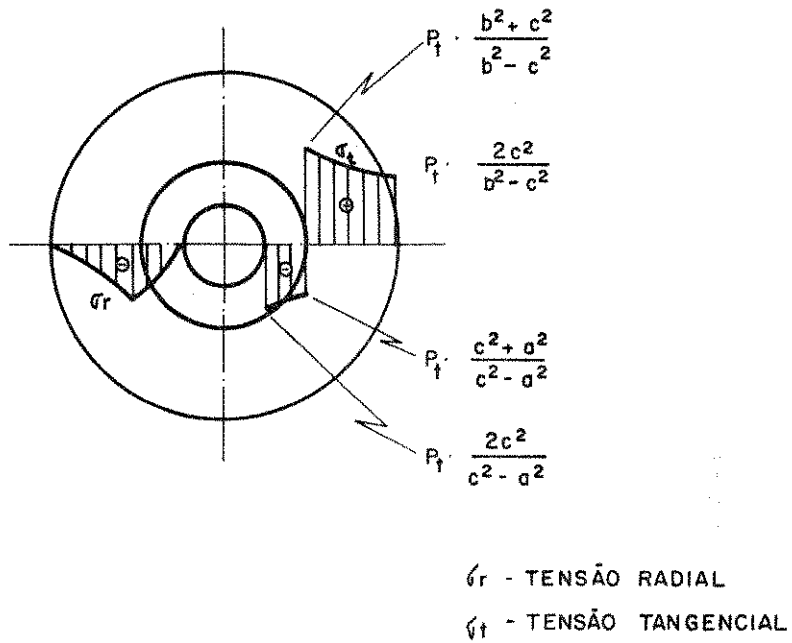


Figura 24 - Distribuição de tensões no recipiente devido à montagem dos cilindros (extraído de FEODOSIEV⁽³¹⁾, fig. 319, p. 301).

equivalente no ponto B (Figura 25), obtêm-se:

$$\sigma_{eqA} = \sigma_t - \sigma_r = p \cdot \frac{b^2 + a^2}{b^2 - a^2} - p_t \cdot \frac{2c^2}{c^2 - a^2} - (-p)$$

$$\sigma_{eqB} = \sigma_t - \sigma_r = \frac{p \cdot a^2}{b^2 - a^2} \cdot \left(1 + \frac{b^2}{c^2}\right) + p_t \cdot \left(\frac{b^2 + c^2}{b^2 - c^2}\right) - p \cdot \left(\frac{a^2}{b^2 - a^2}\right) \cdot \left(1 - \frac{b^2}{c^2}\right) - (-p_t)$$

fazendo $\sigma_{eqA} = \sigma_{eqB}$, tem-se:

$$p \cdot \frac{b^2}{c^2} \cdot \left(\frac{c^2 - a^2}{b^2 - a^2}\right) = p_t \cdot \left(\frac{b^2}{b^2 - c^2} + \frac{c^2}{c^2 - a^2}\right)$$

se o valor de p_t for extraído da relação acima e aplicado à equação (3.6), obter-se-á:

$$\Delta = \frac{2p}{E} \cdot \frac{cb^2 \cdot (c^2 - a^2)}{b^2(c^2 - a^2) + c^2(b^2 - c^2)} \quad (3.7)$$

e a tensão equivalente para cada ponto do cilindro dada por:

$$\sigma_{eq} = p \cdot \frac{2b^2}{b^2 - a^2} \cdot \left[1 - \frac{1}{\frac{b^2}{b^2 - c^2} - \frac{c^2}{c^2 - a^2}}\right] \quad (3.8)$$

O valor mínimo de σ_{eq} é obtido com $c = \sqrt{a \cdot b}$ donde

$$\sigma_{eq}^{\min} = p \cdot \frac{b}{b - a}$$

Comparando as tensões equivalentes do recipiente monoblo

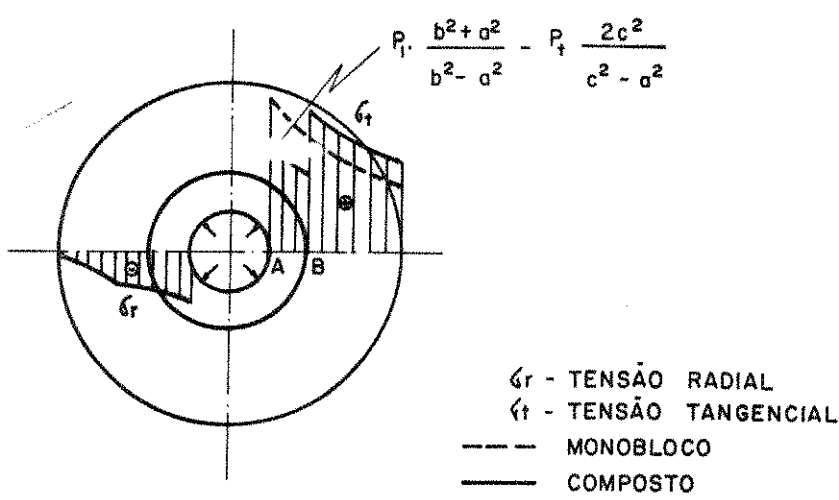


Figura 25 - Distribuição de tensões no cilindro composto sob a ação de uma pressão interna (extraída de FEODOSIEV⁽³¹⁾, fig. 320, p. 302).

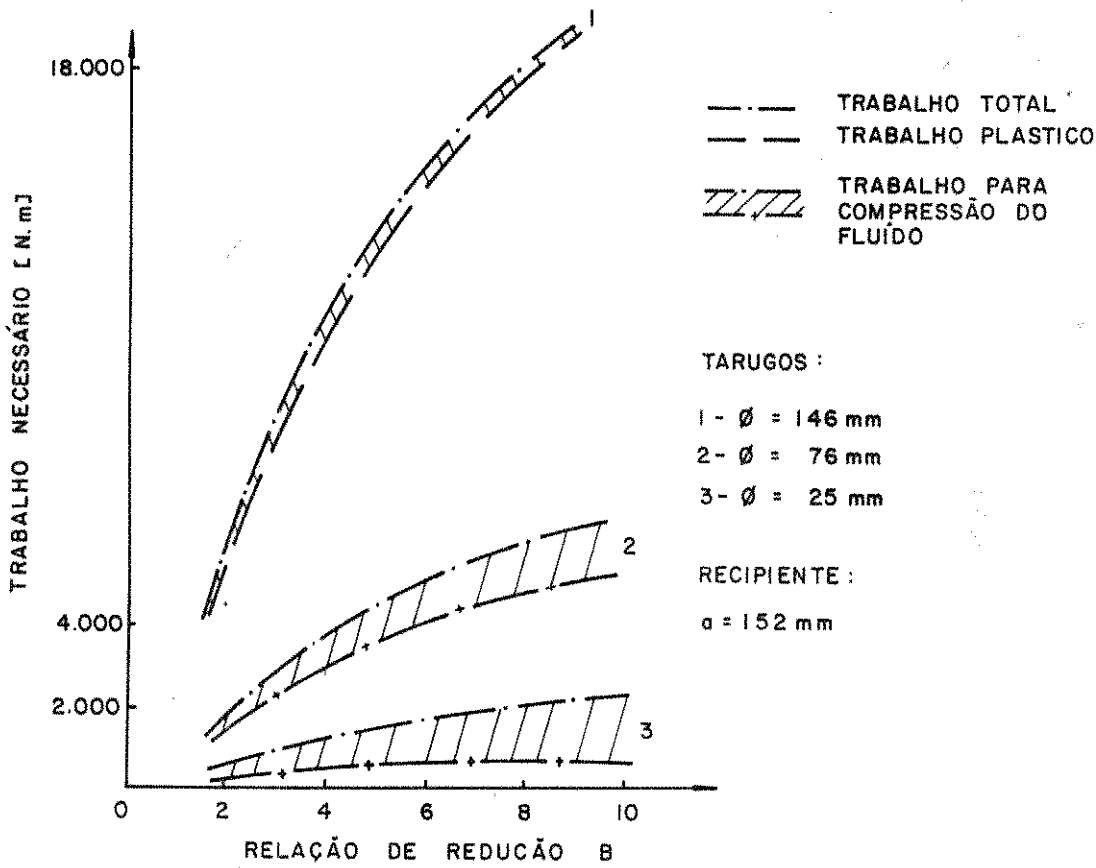


Figura 26 - Contribuição do trabalho para compressão do fluido de trabalho no trabalho total de extrusão (extraído de ALEXANDER⁽⁴⁾, fig. 64, p. 108).

co e do composto tem-se:

$$\frac{\sigma_{eq}^{min}}{\sigma_{eq}^{mon}} = \frac{b + a}{2b} \quad (3.9)$$

A escolha do diâmetro interno para o cilindro interior é feita levando-se em conta o efeito de compressibilidade do fluido de trabalho⁽⁴⁾; observa-se na figura 26 que o trabalho para compressão do fluido (região hachurada) é reduzido com a diminuição da quantidade de fluido no recipiente.

Desta forma, deve-se optar por um diâmetro e por uma altura que correspondam a uma quantidade de fluido suficiente para transmitir os esforços ao tarugo e que minimize o trabalho de compressão.

O cilindro interno foi dimensionado com um diâmetro do furo interno igual a 13,3mm possibilitando a utilização do sistema para várias relações de redução B e com um comprimento igual a 100mm. Esse comprimento leva em conta que cerca de um terço do volume do fluido é comprimido antes que se inicie a extrusão⁽⁴⁾ dessa forma, evita-se que o êmbolo aja diretamente sobre o tarugo a extrudar.

Adotando-se para o cilindro exterior diâmetros interno e externo respectivamente, iguais a 24,40mm e 75,50mm, obtém-se através da equação (3.7), uma diferença dimensional de interferência $\Delta=0,20\text{mm}$, resultando num diâmetro externo para o cilindro interno igual a 24,80mm. Da aplicação deste valor e de outros referidos anteriormente, na equação (3.6) resulta o valor da pressão residual $p_t=1,12 \cdot 10^3 \text{ MPa}$ e da equação (3.8), a tensão máxima admissível na parede interna do recipiente para que a mesma não falhe por escoamento, $\sigma_{eq}=1,23.p$. Tal tensão deve ser menor ou igual à tensão de escoamento do material dos cilindros, no caso idêntico para ambos. O material utilizado para esse fim, é um aço-liga, cujas características e propriedades encontram-se descritas à tabela 1 e à figura 27, destacando-se dentre elas, a tensão limite de escoamento à temperatura de trabalho igual a 30°C $\sigma_{e_{aço}}=1,57 \cdot 10^3 \text{ MPa}$ e desde que se admita um coeficiente de segurança igual a $n=1,5$ obtém-se uma tensão máxima admissível igual a $\sigma_{max}=1,05 \cdot 10^3 \text{ MPa}$.

Aplicando este valor à relação apresentada anteriormente, tem-se:

$$\sigma_{eq} = 1,23 p \quad (3.10)$$

$$\sigma_{eq} \leq \sigma_{max} \quad (3.11)$$

$$p \leq 853,0 \text{ MPa}$$

ou seja, a pressão máxima que poderá ser suportada no interior do recipiente será igual a 853,0 MPa.

Este valor apresenta-se inferior ao valor adotado para a pressão de extrusão, $p=1,29.10^3$ MPa, porém, como salientado no item 2.5, este é um valor superestimado e se verificados os resultados referentes aos métodos experimentais^(13,27-29), observar-se-á que a pressão máxima possível no recipiente é maior que os valores lá relacionados. Desta forma, prevê-se que o processo de extrusão, nas condições descritas no item 2.5, ocorrerá sem que a pressão de extrusão exceda o valor máximo permissível.

3.2.2 - Êmbolo de pressão (Figura 20 - Elemento b)

O dimensionamento do êmbolo será feito tomando-se por base a Norma Técnica da A.B.N.T., N.B. 14⁽³²⁾.

Neste dimensionamento, os cálculos serão efetuados, objetivando-se evitar o fenômeno de flambagem do êmbolo que implicaria na possibilidade de vazamento do fluido sob alta pressão e na interrupção do processo.

O material utilizado para construção deste elemento será o mesmo utilizado na construção do recipiente de extrusão, qual seja, um aço-liga com tensão limite de escoamento igual a $1,57.10^3$ MPa, quando temperado e revenido à dureza de 52 HRC.

Adotando um diâmetro para o êmbolo igual a 13,29 mm e um comprimento igual a 60 mm tem-se:

$$\text{- índice de esbeltez - } \lambda = l_f/i \quad (3.12)$$

onde l_f é o comprimento de flambagem, aproximadamente igual a 60% do comprimento total:

$$l_f = 0,6 l_t \quad l_f = 36 \text{ mm} \quad (3.13)$$

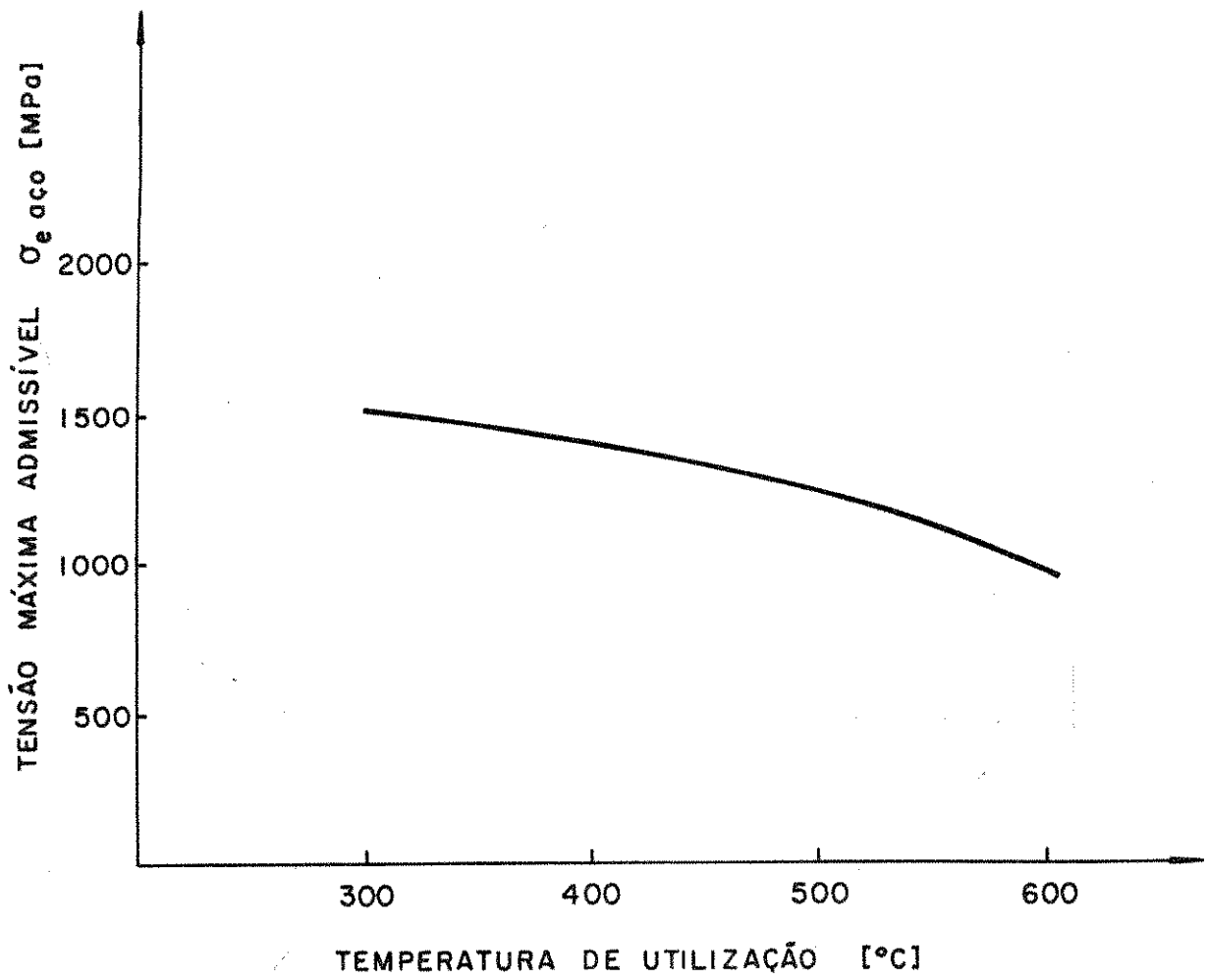


Figura 27 - Tensão de escoamento para o aço VPCW (extraído do catálogo de Aços Villares S.A.⁽³³⁾).

Tabela 1 - Características e propriedades do aço VPCW (extraído do catálogo de Aços Villares S.A.⁽³³⁾).

Similares: ASTM A681 tipo H12

AISI H12, = DIN x 37Cr Mo W 5 1

Composição química: C=0,35%, Si=1,00%, Cr=5,00%, Mo=1,50%,
W=1,35%, V=0,25%

Estado de fornecimento: recozido, com dureza máxima de
235 HB

Módulo de elasticidade E: $21 \cdot 10^4$ MPa

Temperatura de têmpera: 1000 - 1050°C

Meios de têmpera: óleo, banho de sal

Temperatura de revenimento: 600 - 650°C

Dureza máxima possível: 54 HRC

- raio de giração, i. Para seções circulares, igual a 25% do diâmetro do êmbolo:

$$i = 0,25 \, d \qquad i = 3,32 \, \text{mm} \qquad (3.14)$$

Pela norma, como $\lambda < 100$, utiliza-se a relação de Johnson para o cálculo da tensão máxima axial que pode ser aplicada sem que ocorra flambagem (σ_f):

$$\sigma_f = \frac{1}{n} \left(\sigma_e - \frac{\sigma_e^2}{4\pi^2 E} \cdot \lambda \right) \qquad (3.15)$$

onde E é o módulo de elasticidade do material, $E=2,06 \cdot 10^5$ MPa.

Da equação (3.15), obtém-se $\sigma_f=1,05 \cdot 10^3$ MPa, tensão que poderá ser suportada axialmente pelo êmbolo sem que ele falhe por flambagem e que é maior do que a pressão interna máxima calculada para o recipiente de extrusão (item 3.2.1), concluindo-se que as dimensões apresentadas para o êmbolo de pressão são satisfatórias.

3.2.3 - Matriz de extrusão (Figura 20 - elemento c)

O dimensionamento da matriz de extrusão será efetuado pelo cálculo da tensão atuante na sua superfície cônica, cujo valor máximo será limitado pela tensão limite de escoamento do material com o qual ela será construída.

Tendo em vista os objetivos das análises sobre o processo que serão conduzidas neste trabalho, foi projetado um conjunto de matrizes com ângulos de semi-conicidade (α) igual a 10° , 15° , 20° , 25° , 30° e 35° , com um diâmetro na entrada igual a 9 mm e na saída igual a 2 mm, possuindo um comprimento da região cilíndrica, responsável pela forma do produto igual a 2 mm.

Para apoiar cada matriz, será utilizada uma base (Figura 20), ajustada ao fundo do cilindro interno do recipiente, à lateral do cilindro externo e à mesa da prensa hidráulica.

O material utilizado na construção da matriz será idêntico ao do recipiente de extrusão e do êmbolo de pressão.

Através do equacionamento de PUGH⁽¹¹⁾, para uma pressão

médiana fase interna da matriz (q), tem-se:

$$q = p_{\max} \frac{B}{B - 1} \quad (3.16)$$

$$e \ q \leq \sigma_{\max} = \sigma_{\text{eação}}/n \quad \text{ou} \quad q \leq 1,05 \cdot 10^3 \text{ MPa}$$

com $B = 49$, a equação (3.16) fornece $p_{\max} = 1,03 \cdot 10^3$ MPa donde, a pressão máxima admissível sobre a face interna da matriz de extrusão é igual a 1030,0 MPa, maior que a pressão interna máxima obtida no item 3.2.1, concluindo-se desta forma, que as dimensões adotadas para a matriz de extrusão são razoáveis.

3.2.4 - Sistema de vedação para o fluido de trabalho (Figura 20 - elemento d e e)

A vedação do fluido sob pressão deve ser efetuada tanto entre o êmbolo de pressão e o recipiente de extrusão, como também entre este e a matriz de extrusão, a fim de que não ocorra vazamento do fluido que acarreta problemas de processamento e de segurança.

Entre o recipiente e o êmbolo, a vedação será efetuada dinamicamente, utilizando um anel de vedação em forma de "O" (elemento d).

Segundo ALEXANDER⁽³⁴⁾, este arranjo apresenta-se econômico, de uso simples e seguro para pressões próximas a $2,0 \cdot 10^3$ MPa.

Já a vedação entre a matriz e o recipiente bem como entre o êmbolo e a parte superior do cilindro interno será efetuada de forma estática, empregando anéis de vedação em "O" (elemento e). O anel de compressão (elemento f) terá como função comprimir o vedador estático superior (e) servindo-lhe de apoio.

A disposição, descrição e composição de cada um desses vedadores citados está descrito às figuras 28 e 29.

3.3 - ESCOLHA DO FLUIDO DE TRABALHO

A escolha do fluido de trabalho baseou-se em dois aspectos principais: comportamento efetivo sob altas pressões e boa lubrificação da interface matriz-tarugo.

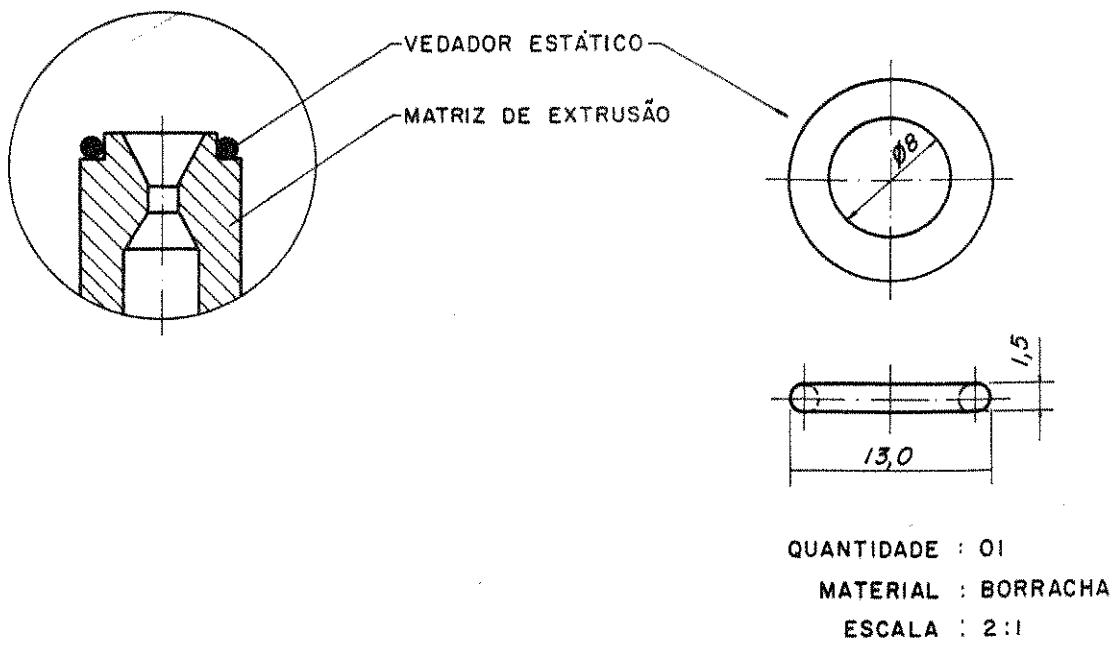


Figura 28 - Sistema de vedação estática (matriz de extrusão)

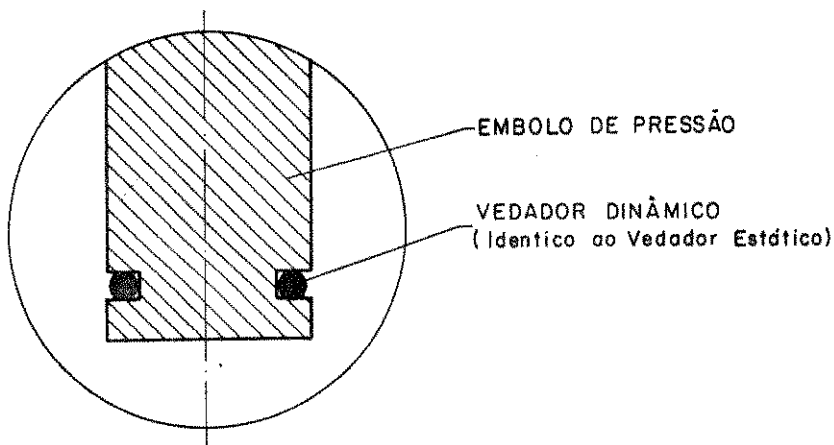


Figura 29 - Sistema de vedação dinâmica (êmbolo de pressão).

De acordo com PUGH⁽³⁵⁾ uma grande variedade de líquidos atende esses requisitos: óleos lubrificantes, glicerinas, glicóis, querosene, água. Dentre eles, optou-se por um óleo lubrificante com especificação SAE 20, cujas principais características são:

$$\eta = 3,85 \text{ kg/m.s} \quad (\text{viscosidade dinâmica})$$

$$\rho = 899 \text{ kg/m}^3 \quad (\text{densidade})$$

a 20°C e pressão atmosférica de 0,1 MPa.

3.4 - FABRICAÇÃO E MONTAGEM

Definido o projeto das ferramentas e a escolha dos componentes auxiliares, procedeu-se a construção das mesmas, baseada em seus respectivos desenhos (Figura 30 a 33).

Após a etapa de usinagem, tais peças foram submetidas a um tratamento térmico com o objetivo de conferir-lhes elevada resistência mecânica, necessária ao processo.

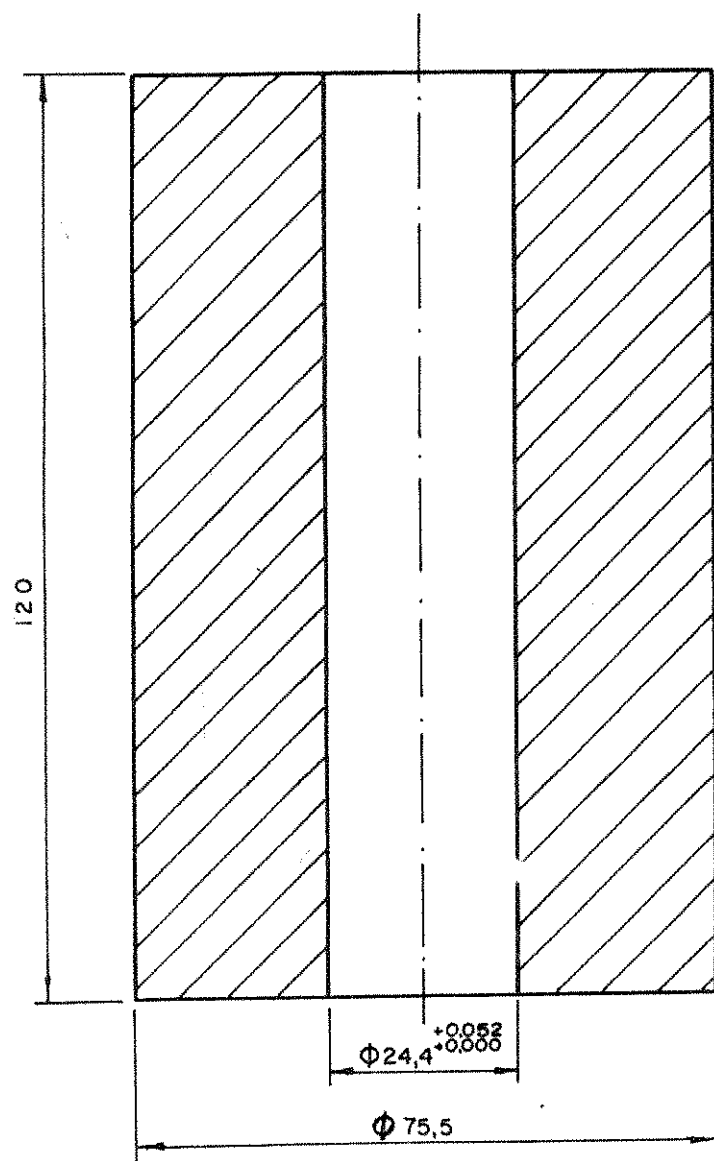
Este tratamento foi efetuado segundo as indicações do fabricante⁽³³⁾ e consistiu das seguintes etapas:

- aquecimento durante uma hora em forno mantido a 1000°C, sendo que as peças encontravam-se numa caixa com pó de grafita a fim de que não ocorressem perdas de material por descarbonetação.

- imersão das peças em óleo mantido à temperatura ambiente, para efetivação de um rápido resfriamento (etapa de têmpera).

- retirada da peça do banho de óleo, limpeza e aquecimento durante trinta minutos em forno mantido a 600°C, retirando-se após esse período as peças do forno e resfriando-as ao ar calmo (etapa de revenido).

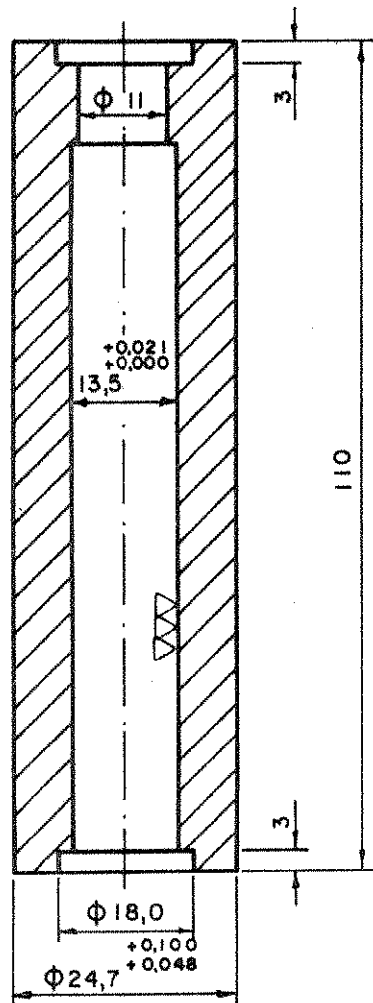
Após o tratamento térmico, procedeu-se a uma operação de usinagem para aprimoramento do acabamento superficial interno do recipiente de extrusão e externo de êmbolo de pressão em sua haste, já que essas duas superfícies manterão contato e movimento relativo entre si, exigindo desta forma, um ótimo acabamento em termos de rugosidade superficial.



Material: AÇO VPCW
NORMALIZADO

Escala: 1 : 1

Figura 30 - Recipiente de extrusão - cilindro externo.



Material : AÇO VPCW TEMPERADO E
REVENIDO À DUREZA DE
52 HRC

Escala : 1 : 1

Figura 31 - Recipiente de extrusão - cilindro interno.

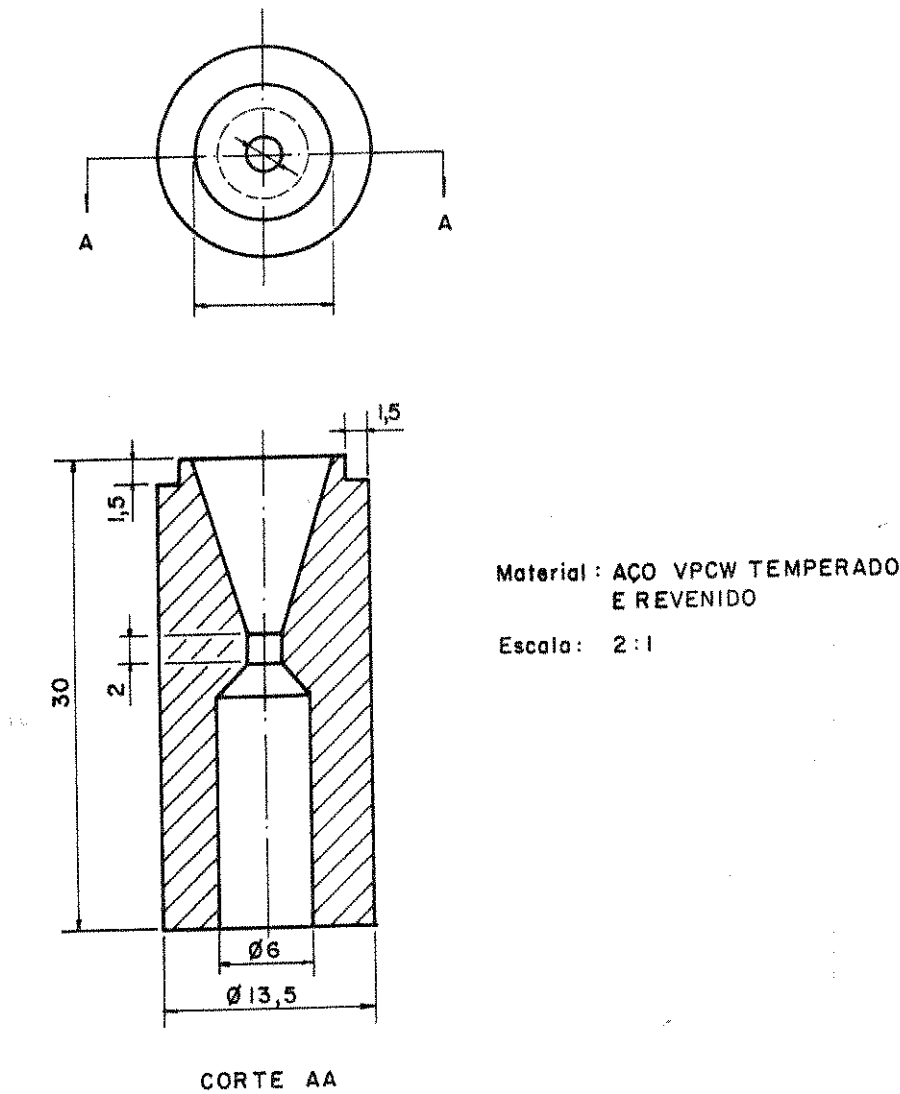
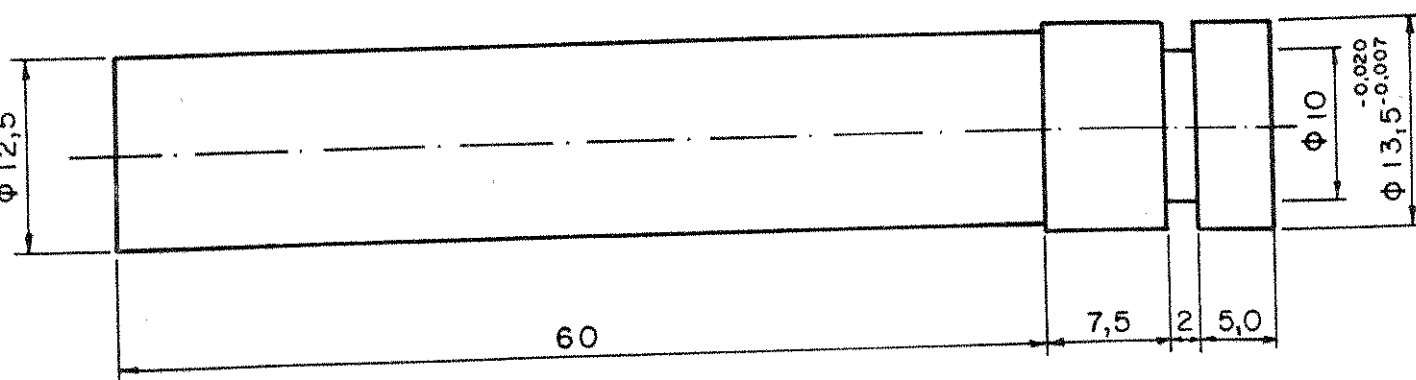


Figura 32 - Matriz de extrusão.



Material : AÇO VPCW TEMPERADO E
REVENIDO À DUREZA DE
52 HRC

Escala : 2 : 1

Figura 33 - Êmbolo de pressão.

Terminada a construção das peças, efetuou-se a montagem do conjunto. Primeiramente, montou-se os dois cilindros do recipiente de extrusão, através da prensagem do cilindro interno (Figura 31) ao furo do recipiente externo (Figura 30), que exigiu uma força axial de $2,0 \cdot 10^5 \text{ N}$ devida à diferença entre os diâmetros ajustados, promovendo por este meio o pré-tensionamento do cilindro interno (item 3.2.1).

Posteriormente, foi montado o sistema de vedação estático (Figura 28) à matriz de extrusão (Figura 32), sendo o conjunto ajustado ao fundo do cilindro interno e à superfície lateral interna do cilindro externo do recipiente de extrusão.

Como última etapa, efetuou-se a adaptação do sistema de vedação dinâmico (Figura 29) ao êmbolo de pressão (Figura 33), acoplando-se o conjunto ao pistão da prensa hidráulica, através do encaixe da parte superior do êmbolo à flange colocada na extremidade inferior do pistão.

O sistema de ferramentas construído e montado pode ser visto às figuras 34 e 36.

3.5 - ANÁLISE DO FUNCIONAMENTO DO SISTEMA DE EXTRUSÃO

Alguns ensaios preliminares foram conduzidos com o objetivo de observar o desempenho da extrusora, no que se referia à rigidez do conjunto de extrusão e à eficiência do sistema hidráulico.

Nesses ensaios, buscando observar a máquina de acordo com os objetivos do trabalho, extrudou-se barras de alumínio comercialmente puro, no estado recozido, com 7mm de diâmetro até produtos com diâmetros iguais a 4 e a 1mm, sob condições de processamento já definidas (vide item 2.5).

As primeiras tentativas não foram bem sucedidas devido a alguns problemas surgidos durante o processo, como descritos a seguir:

1. Vazamento do fluido pressurizado através da interface tarugo-matriz de extrusão: tal problema foi solucionado com o apontamento da extremidade do tarugo com um ângulo correto, idên-

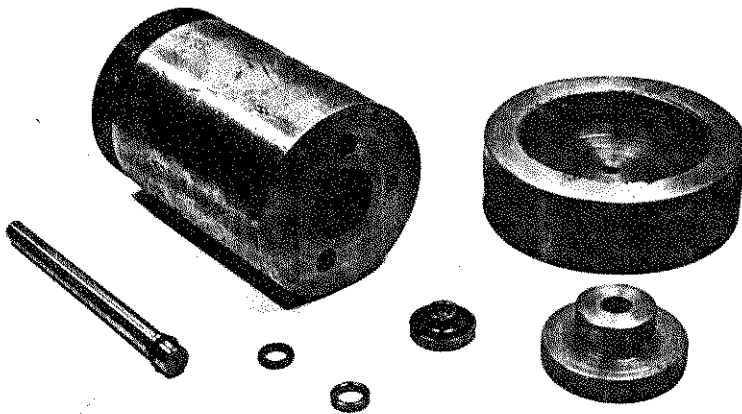


Figura 34 - Sistema de ferramentas.

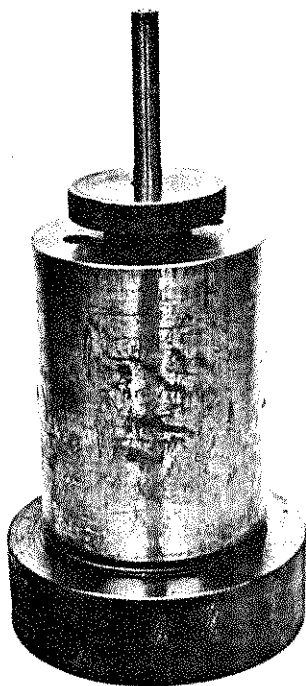


Figura 35 - Sistema de ferramentas sobre a mesa da prensa.

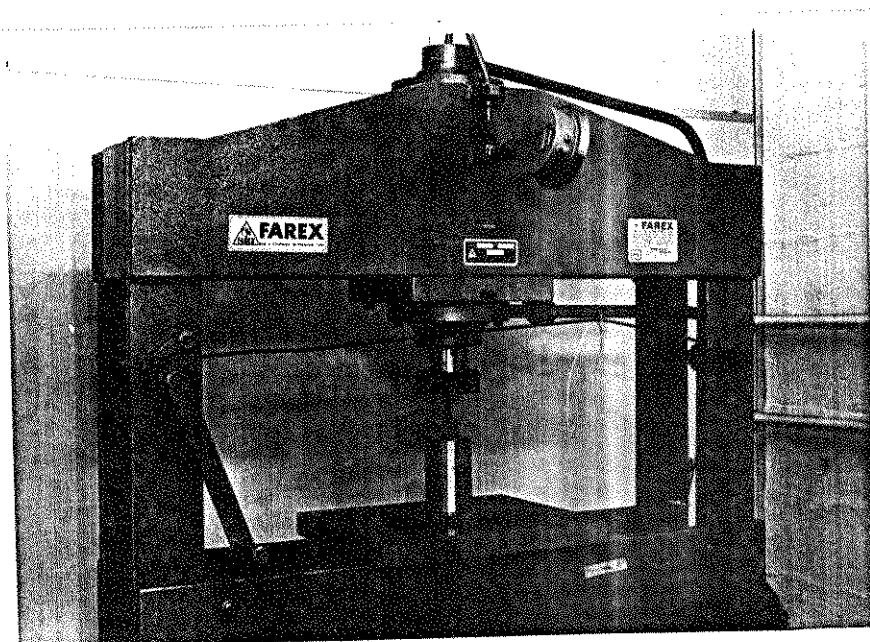


Figura 36 - Vista da prensa com o sistema de extrusão devidamente montado.

tico ao ângulo da conicidade da matriz;

2. Vazamento do fluido pressurizado através da interface recipiente-matriz de extrusão: para eliminar esse vazamento, ensaiou-se várias formas construtivas de vedação, todas elas utilizando os anéis de borracha de seção circular, no topo da matriz e um ajuste dimensional preciso entre o furo do recipiente e o diâmetro externo da matriz. Depois de várias tentativas obteve-se uma condição ótima na qual não se observou vazamento, sendo que a vida dos anéis selantes também foi aumentada.

3. Desalinhamento entre o êmbolo de pressão e o recipiente de extrusão: verificou-se que esse desalinhamento era causado pelo mau posicionamento do recipiente sobre a mesa da prensa hidráulica e por um alto nível de vibração dessa mesa, acarretado pelo sistema motor-bomba da prensa. Tais problemas foram eliminados com uma correção na fixação do recipiente e com o isolamento do sistema motor-bomba em relação à mesa da prensa.

Após detectadas e corrigidas todas as falhas existentes, procedeu-se a novas tentativas que resultaram na extrusão completa dos tarugos, sendo que tanto o sistema de potência quanto o conjunto de extrusão comportaram-se normalmente, não apresentando falhas de espécie alguma; dessa forma, concluiu-se que a máquina extrusora apresentava desempenho tal que poderá ser utilizada satisfatoriamente na extrusão de barras, fornecendo resultados confiáveis para as análises correspondentes aos objetivos deste trabalho.

CAPÍTULO 4

DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL

4.1 - OBJETIVOS

No caso do trabalho em desenvolvimento, estudou-se o comportamento da pressão de extrusão (p) em função do ângulo de conicidade da matriz de extrusão (2α) e à relação de redução (B), mantidas constantes outras variáveis de processamento (características da matéria-prima, condições de lubrificação, velocidade de avanço do êmbolo, características do fluido de trabalho).

No processo de extrusão hidrostática (ver item 2.3.2), o ângulo de conicidade tem grande influência sobre duas parcelas importantes do trabalho de conformação: as perdas por atrito que aumentam com a diminuição do ângulo e o trabalho redundante que se comporta de forma inversa. Desde que essas duas parcelas se adicionam ao trabalho de deformação uniforme para fornecer o trabalho total de extrusão, existe um ângulo de conicidade ótimo no qual elas se minimizam e a pressão de extrusão assume um valor mínimo. Dessa maneira, os ensaios foram conduzidos de forma a determinar os ângulos ótimos para várias relações de redução, fixadas outras condições de processo, através de várias operações de extrusão onde foram utilizados tarugos de diâmetros diversos conformados até obter-se produtos com diâmetros finais idênticos por meio de matrizes de extrusão com diferentes ângulos de conicidade (item 3.2.3).

Os resultados obtidos experimentalmente foram comparados aos calculados através das expressões de AVITZUR⁽¹²⁾ (equações (2.6) e (2.7)), PUGH⁽¹¹⁾ (equações (2.10) e (2.11)) e HILLIER⁽¹⁴⁾ (equações (2.12) e (2.13)), estabelecendo-se a confiabilidade dessas na determinação dos esforços de extrusão.

Posteriormente, os fios extrudados hidrostaticamente serão trefilados até diâmetros capilares através de sucessivas etapas. Desta forma, deverão apresentar dutilidade e acabamento superficial elevados, a fim de que o processo de trefilação não seja prejudicado. Assim, um outro aspecto analisado correspondeu às

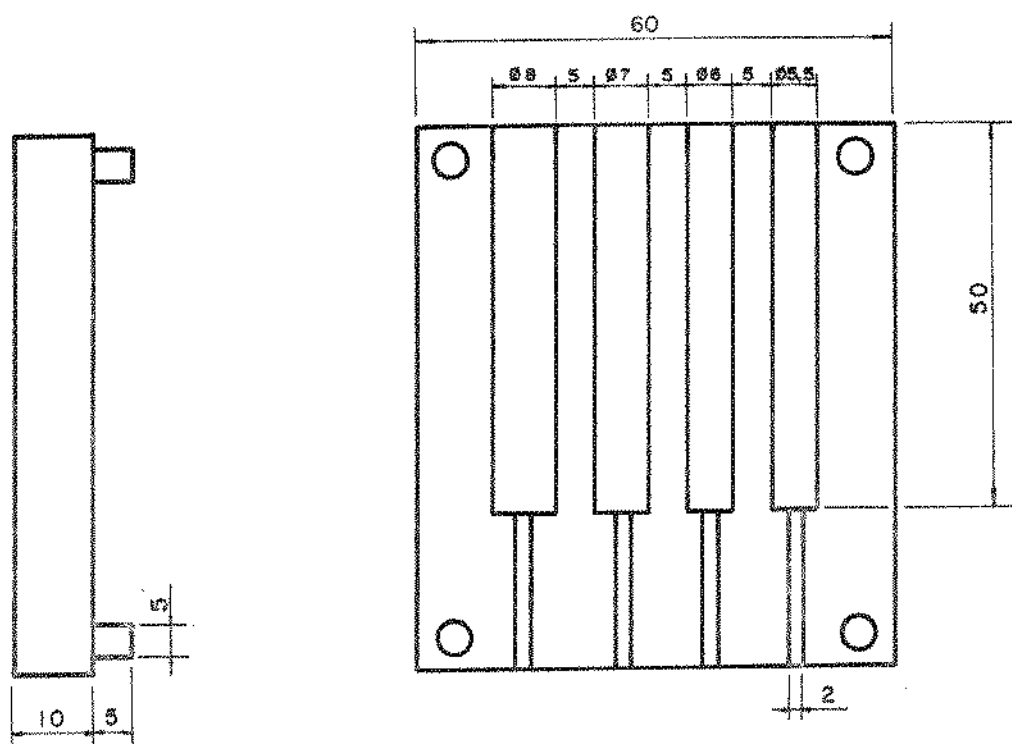
características do fio extrudado em termos de tolerâncias dimensionais do diâmetro, rugosidade superficial longitudinal, propriedades mecânicas como a dureza, a tensão limite de escoamento, a tensão limite de resistência e o alongamento, determinados no ensaio de tração convencional.

4.2 - PREPARAÇÃO E CARACTERIZAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA PARA EXTRUSÃO

4.2.1 - Preparação dos corpos de prova

Nos ensaios de extrusão foram utilizadas barras cilíndricas de alumínio comercialmente puro (mínimo de 99,5% em peso de alumínio) obtidas através das seguintes etapas de fabricação:

- a - fundição sob atmosfera controlada com um superaquecimento igual a 100°C ;
- b - vazamento em molde de aço recoberto internamente com óxido de alumínio de elevada pureza (Al_2O_3); o molde (Figura 37) apresentavam diâmetros internos iguais a 5; 5,5; 6; 7 e 8 mm com comprimento de 50mm;
- c - extrusão convencional a quente de barras com 3; 3,5 e 4mm de diâmetro e 50mm de comprimento, a partir de barras fundidas com 8mm de diâmetro;
- d - usinagem das barras para o apontamento de uma de suas extremidades segundo os vários ângulos de conicidade das matrizes de extrusão a serem utilizadas nos ensaios (10, 15, 20, 25, 30 e 35°) a fim de promover a vedação inicial do furo das matrizes;
- e - tratamento térmico de homogeneização estrutural das barras, efetuadas durante seis horas a uma temperatura de 450°C em atmosfera de gás inerte, seguido por um resfriamento ao ar calmo.
- f - lubrificação da extremidade dos tarugos com o próprio fluido utilizado como meio de pressurização, a fim de diminuir as perdas por atrito na região de



Material: AÇO 1020
Quantidade: 2 (macho e fêmea)

Figura 37 - Molde para fundição de barras cilíndricas.

contato e dessa forma, reduzir a potência necessária ao processamento.

4.2.2 - Caracterização dos corpos-de-prova para extrusão

Após obtidos os tarugos, efetuou-se a caracterização da matéria-prima, necessária para que as propriedades estruturais e mecânicas das diversas barras fossem definidas e fixadas para que não se apresentassem como variáveis, quando da determinação das pressões de extrusão desenvolvidas nos vários ensaios. Tal caracterização foi feita a partir da observação da macroestrutura das barras e da determinação das curvas tensão x deformação nos ensaios de tração e de compressão.

a - Exame macrográfico

A macroestrutura do material das barras foi observada através da determinação das dimensões e da forma dos grãos cristalinos, segundo três planos: um transversal ao comprimento da barra e dois a ele longitudinais, sendo um deles tomado a uma distância da superfície da barra igual a 80% do seu raio e o outro coincidente ao plano central. O procedimento utilizado para tais observações foi o seguinte:

- a) corte das barras segundo os três planos definidos anteriormente, polindo suas superfícies;
- b) ataque químico dessas superfícies para as análises macrográficas, utilizando como reagente uma mistura com 640 ml de HCl, 320 ml de HNO₃ e 40 ml de HF;
- c) contagem dos grãos de acordo com o procedimento de Heyn (método da interceptação linear), especificado pela norma norte-americana ASTM E 112-63 - "Standard Methods for Estimating the Average Grain Size of Metals". Nesse método o diâmetro médio do grão cristalino (L_g) é dado pela relação entre o comprimento da linha medido no plano em estudo (L_t), o número de intersecções de contornos de grão com essa linha (P) e o aumento $\times$ utilizado para a observação da amostra (M), ou seja:

$$L_g = L_t / (P \cdot M) \quad (4.1)$$

Na figura 38, são mostradas as macrografias das barras segundo os seus diâmetros e os três planos de referência e na tabela 2, são relacionados os valores característicos para cada barra, obtido segundo o procedimento anterior (equação 4.1).

b - Ensaio de compressão

A determinação das curvas tensão x deformação para as barras tem como finalidade obter os valores de tensão de escoamento (σ_0) para o material sob vários níveis de deformação (ϵ), a serem utilizados no cálculo da pressão de extrusão (ver item 2.5).

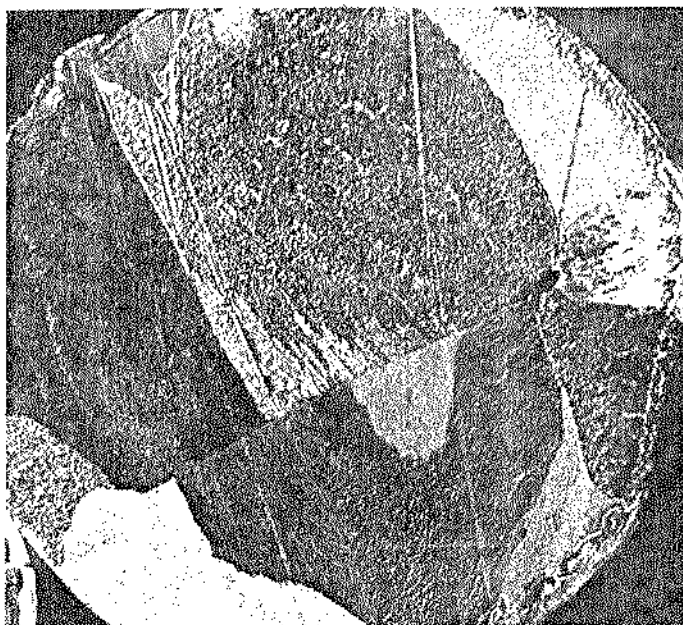
Tais curvas foram obtidas para as barras de 7 a 8mm de diâmetro, a partir de ensaios de compressão nos quais corpos cilíndricos com altura igual ao diâmetro, foram comprimidos entre placas planas (sob condições de lubrificação e velocidade de trabalho idênticas) até diversas alturas finais, correspondendo a diversos níveis de deformação verdadeira ϵ , onde $\epsilon = \ln(h_i/h_f)$, com h_i = altura inicial do corpo e h_f = altura final desse corpo. Para cada valor de ϵ foi lida a força de compressão correspondente que dividida pela área transversal do corpo forneceu as várias tensões de escoamento. Na figura 39 é apresentada a curva tensão x deformação obtida dos ensaios de compressão realizados, através de um ajuste dos resultados por uma curva do tipo $\sigma = k \cdot \epsilon^n$ (Anexo III).

c - Ensaio de tração

Tais barras também foram submetidas a ensaios de tração realizados segundo o método MB-4⁽³⁶⁾ da Associação Brasileira de Normas Técnicas, sendo os resultados mostrados à tabela 3. Esses valores comparados aos obtidos nos ensaios de tração efetuados nos produtos extrudados mostrarão a influência do processo por extrusão hidrostática sobre as propriedades mecânicas do material processado.

4.3 - ENSAIOS DE EXTRUSÃO

Os ensaios de extrusão foram conduzidos nas seguintes etapas:



(a)

Aumento: 12X



(b)

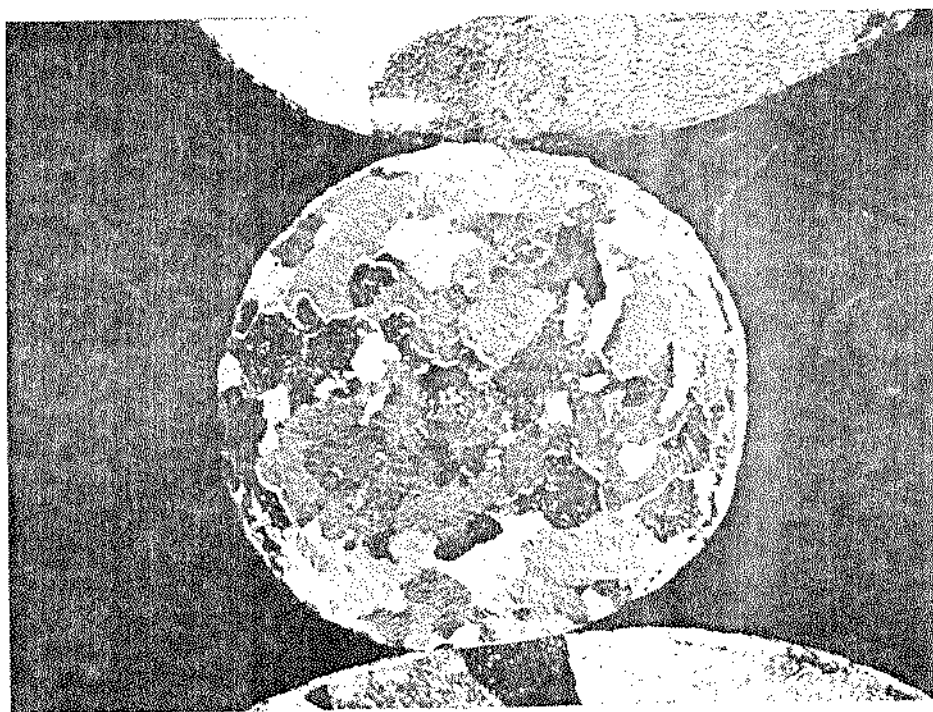
Aumento: 14X



(c)

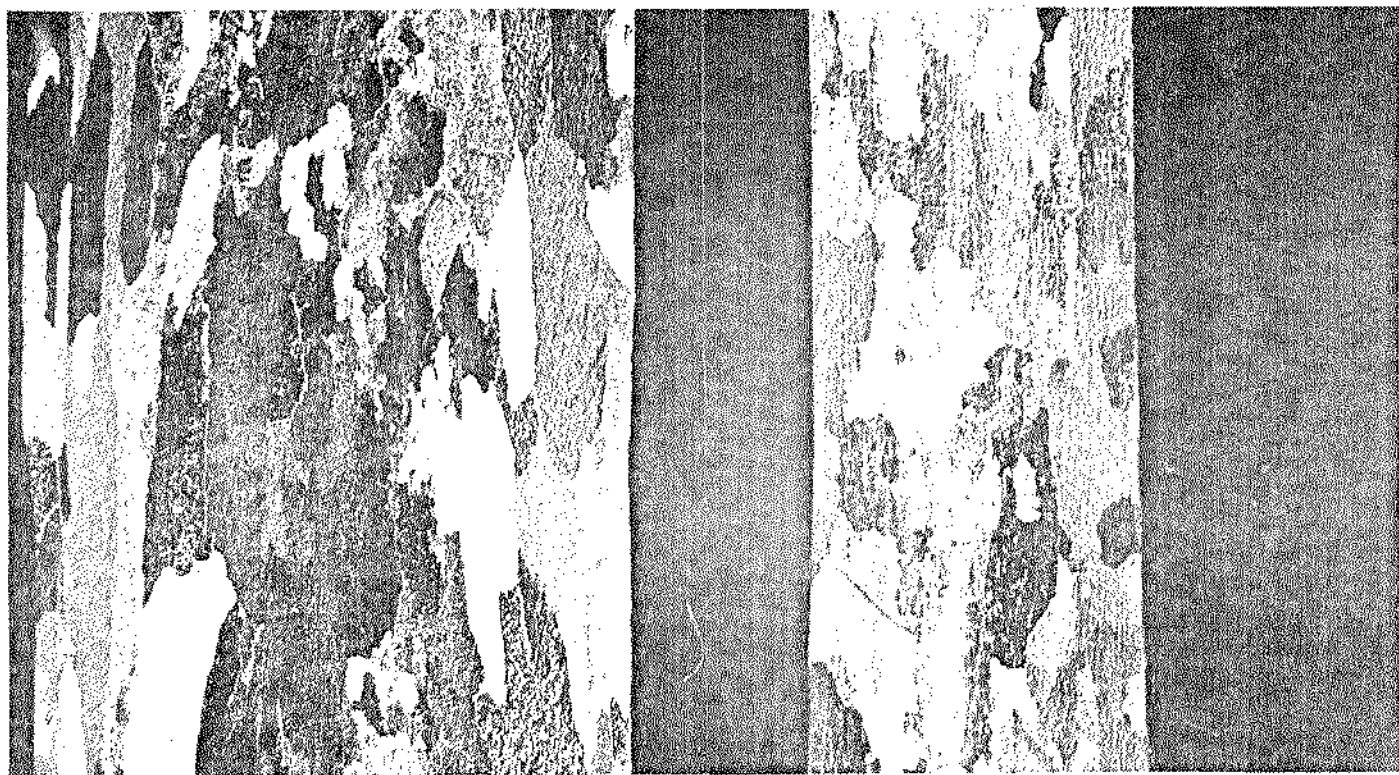
Aumento: 14X

Figura 38 - Macrografias dos grupos de barras.



(d)

Aumento: 20,6X



(e)

Aumento: 16,8X

(f)

Aumento: 17,6X

Figura 38 - Macrografias dos grupos de barras.

Tabela 2 - Dimensões e formas dos grãos cristalinos da matéria prima para cada grupo de barras.

- 1 - Barras fundidas e homogeneizadas
(diâmetros iguais a 5,0; 5,6; 6,0; 7,0 e 8,0 mm)
 - Seção transversal (Figura 38a)
forma dos grãos - circular
dimensão característica (diâmetro) - 1,8 mm
 - Seção longitudinal maior (Figura 38b)
forma dos grãos - circular
dimensão característica (diâmetro) - 1,9 mm
 - seção longitudinal a 80% do raio da barra (Figura 38c)
forma dos grãos - circular
dimensão característica (diâmetro) - 1,6 mm
- 2 - Barras extrudadas e homogeneizadas
(diâmetros iguais a 3,0; 3,5 e 4,0 mm)
 - seção transversal - Figura 38d)
forma dos grãos - circular
dimensões características (diâmetro) - 0,22 mm
 - seção longitudinal maior (Figura 38e)
forma dos grãos - alongada
dimensões características: largura - 0,25 mm
comprimento - 0,60 mm
 - seção longitudinal a 80% do raio da barra (Figura 38f)
forma dos grãos - alongada
dimensões características: largura - 0,20 mm
comprimento - 0,50 mm

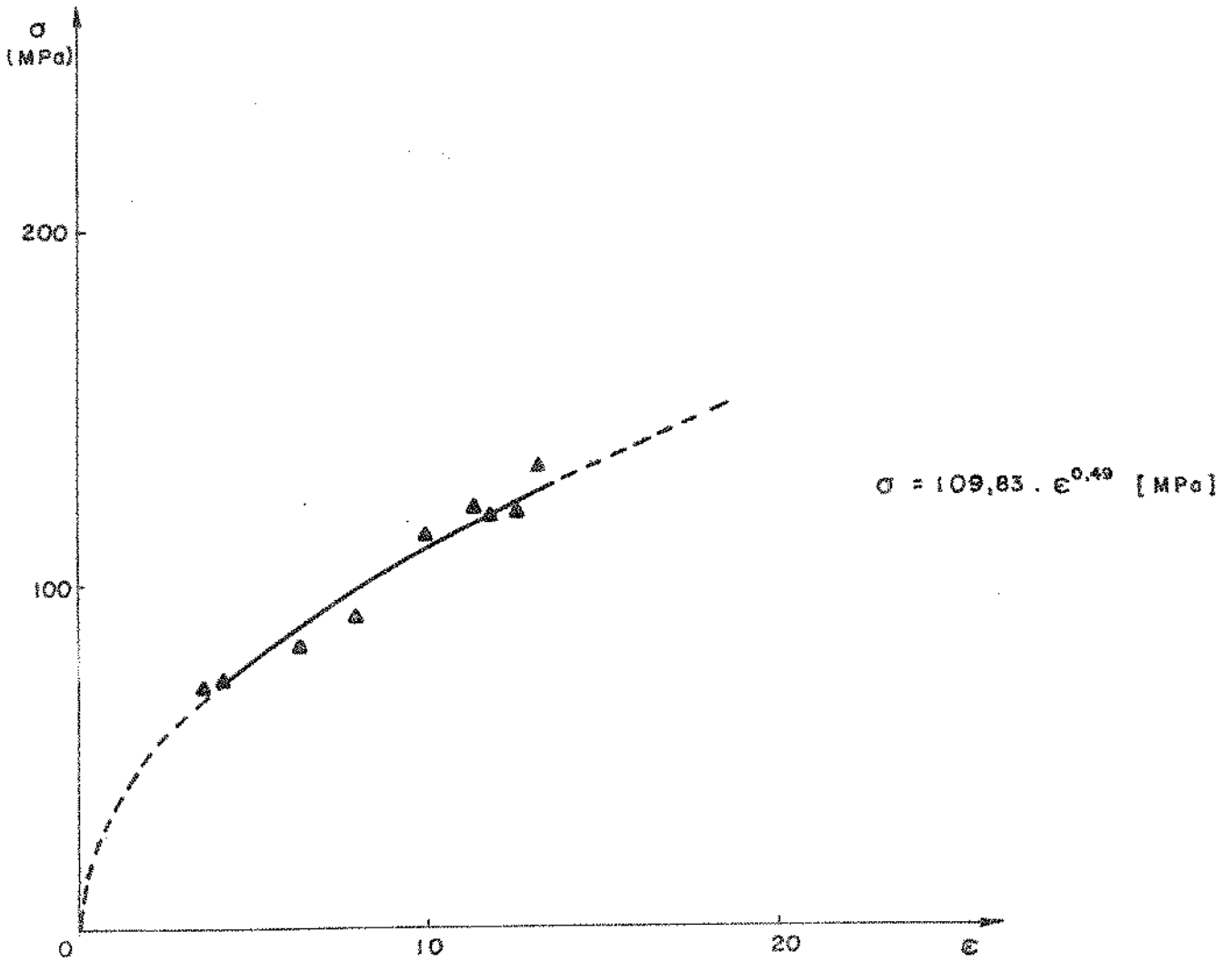


Figura 39 - Curva tensão x deformação sob compressão para a matéria-prima.

Tabela 3 - Propriedades mecânicas da matéria-prima
(ensaios de tração)

Tensão limite de escoamento	$\sigma_{0,2\%} = 25,3 \text{ MPa}$
Tensão limite de resistência	$\sigma_r = 75,3 \text{ MPa}$
Porcentagem de alongamento $l_0 = 50\text{mm}$	$A = 43\%$
Porcentagem de estricção	$E = 62\%$

- montagem do sistema de extrusão utilizando uma matriz de extrusão com ângulo de conicidade definido;
- alinhamento axial do sistema de extrusão fixado à mesa da prensa hidráulica com o êmbolo de pressão fixado no cilindro hidráulico da prensa;
- colocação de uma barra com diâmetro escolhido, no interior do recipiente de extrusão e ajustagem da extremidade apontada da barra ao cone da matriz de extrusão para selagem inicial do furo da matriz;
- preenchimento do recipiente de extrusão com o fluido de pressurização;
- acionamento do sistema hidráulico da prensa com a descida e entrada do êmbolo de pressão no recipiente, até que todo o tarugo fosse extrudado, com a leitura e a anotação da pressão máxima observada no manômetro instalado na prensa hidráulica.

Esse procedimento repetiu-se para cada ângulo de conicidade, ao todo seis, utilizando-se todos os oito diâmetros de barras definidos anteriormente. Essa série de ensaios efetuada por três vezes para uma melhor definição dos resultados experimentais, forneceu um conjunto de cento e quarenta e quatro pontos, relacionando a pressão de extrusão (p) ao ângulo de conicidade (2α) e à relação de redução (B), úteis às análises e comparações realizadas posteriormente.

A Tabela 4 mostra os seis valores de ângulo de conicidade e os oito valores de redução de área transversal utilizados nos ensaios de extrusão. Esses valores foram escolhidos de tal forma que os ângulos de conicidade abrangessem os valores ótimos determinados teoricamente; e, ainda, que as relações de redução de área fossem definidos pelos objetivos do projeto, ou seja: a partir de diâmetros de barras da ordem de 10mm, obter fios da ordem de 1mm.

4.4 - PREPARAÇÃO E CARACTERIZAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA EXTRUDADOS

Os produtos extrudados foram ensaiados e analisados quan

Tabela 4 - Valores adotados para os parâmetros do processo de extrusão hidrostática.

Ângulo de conicidade	20°	30°	40°	50°	60°	70°
Relação de redução	2,25 12,25	3,06 16,0	4,00	6,25	7,56	9,00
Número de ensaios	quantidade de ângulos (6) x quantidade de relações (8) x repetição de ensaios (3) = 144					
Velocidade de avanço do êmbolo	0,5 mm/s					
Temperatura do óleo hidráulico	25°C					

to às suas propriedades mecânicas e características dimensionais a fim de se estabelecer comparações com resultados obtidos com a matéria-prima; isso torna possível a análise da influência dos parâmetros do processo de extrusão hidrostática nas propriedades do produto.

4.4.1 - Ensaaios de tração

Os ensaios de tração foram realizados numa máquina INSTRON 1130 e conduzidos de maneira a obter-se alguns dados importantes para comparação entre as propriedades da matéria-prima (Tabela 3) e as dos produtos (Tabela 5) quais sejam: tensão limite de escoamento, tensão limite de resistência, alongamento e estricção.

4.4.2 - Ensaaios de microdureza

Os valores de dureza foram medidos na linha diametral da seção longitudinal maior dos produtos, para a definição da uniformidade de propriedades ao longo da seção transversal.

Os valores de dureza, mostrados à Tabela 6, foram obtidos através do seguinte procedimento:

- a) preparação da seção longitudinal dos corpos extrudados, de acordo com o procedimento indicado nas etapas a e b do item 4.2.2.
- b) medição de microdureza Vickers numa máquina M. TESTOR - Tipo 363, sendo a carga de prova utilizada igual 0,98 N, com tempo de aplicação de 10s, tomando-se ao longo da superfície, três linhas diametraais e sobre essas linhas, sete medidas cujo distanciamento está mostrado na figura 40.

4.4.3 - Verificação das dimensões e da rugosidade superficial

Os produtos foram caracterizados dimensionalmente em termos de desvios medidos no diâmetro ao longo de seus comprimen-

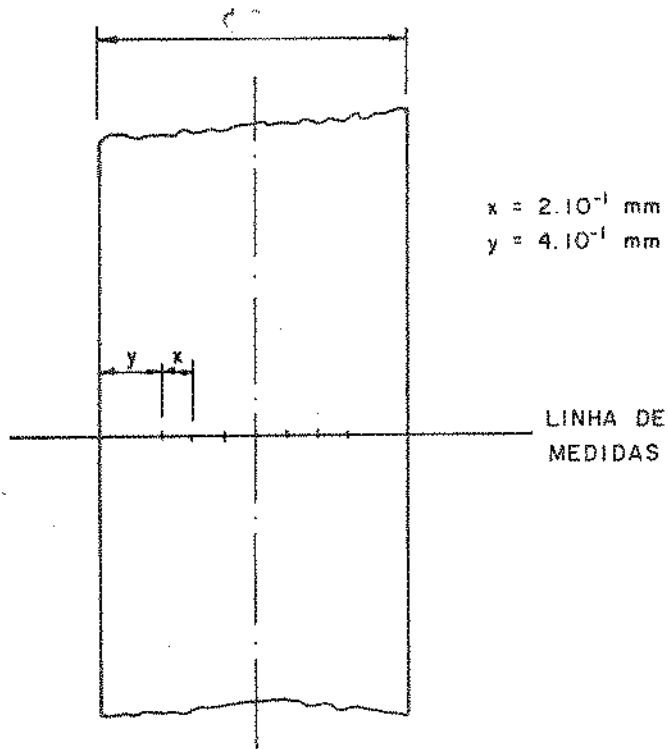


Figura 40 - Procedimento para medição de microdureza Vickers.

tos, sendo mostrados na Tabela 7.

Já a Tabela 8 mostra os valores de rugosidade superficial média (R_a) medidos segundo a norma ABNT-P-NB-13 (Medição da rugosidade superficial através do desvio médio aritmético).

As medidas foram efetuadas numa máquina MITUTOYO MX-231.

Tabela 5 - Propriedades mecânicas dos produtos extrudados hidrostaticamente

Redução de área (B)		2,25	3,06	4,00	6,25	7,56	9,00	12,25	16,00
Tensão limite de escoamento $\sigma_{0,2}$ [MPa]	$\bar{x}$	125	137	140	152	158	162	171	187
	s	19	22	27	23	15	10	18	20
Tensão limite de resistência σ_r [MPa]	$\bar{x}$	131	142	146	157	162	167	174	193
	s	17	19	12	9	18	23	20	13
Porcentagem de alongamento [%]	$\bar{x}$	8,0	7,0	10,0	8,0	7,0	7,0	4,0	5,0
	s	1,0	0,5	1,2	0,6	1,0	1,0	0,5	0,6

Obs.: Média ($\bar{x}$) e desvio padrão (s) em 18 (n) ensaios para cada valor de redução (B).

Tabela 6 - Variação da microdureza medida na seção transversal dos produtos Vickers - HV100

Semi-ângulo de conicidade (α)	Relação de áreas (B)							
	4,00				16,00			
	VM		Vm		VM		Vm	
	$\bar{x}$	s	$\bar{x}$	s	$\bar{x}$	s	$\bar{x}$	s
10°	42	2	37	3	46	5	39	4
15°	43	5	39	4	47	3	41	2
20°	43	3	41	2	46	4	40	3
25°	42	2	36	3	46	2	41	2
30°	42	6	37	4	49	3	44	3
35°	43	5	36	3	46	1	42	2

Obs.: Média ($\bar{x}$) e desvio padrão (s) em 3 (n) ensaios para cada valor de redução (B) e ângulo de conicidade (2α)

VM - valor máximo

Vm - valor mínimo

Tabela 7 - Diâmetros máximo e mínimo verificados nos produtos extrudados hidrostáticamente

Semi-ângulo de conicidade da matriz de extrusão [graus]	Diâmetro máximo [mm]		Diâmetro mínimo [mm]	
	$\bar{x}$	s	$\bar{x}$	s
10	2,03	0,02	2,00	0,01
15	2,03	0,03	2,01	0,02
20	2,05	0,02	2,00	0,03
25	2,03	0,01	1,99	0,02
30	2,00	0,02	1,97	0,03
35	2,03	0,02	2,01	0,01

Obs.: Média ($\bar{x}$) e desvio padrão (s) em 24 (n) ensaios para cada valor de semi-ângulo (α).

Tabela 8 - Rugosidade superficial longitudinal dos produtos extrudados - Ra

Semi-ângulo de conicidade		10°	15°	20°	25°	30°	35°
Desvio médio aritmético Ra (µm)	$\bar{x}$	4,0	5,1	3,8	4,6	6,1	4,2
	s	0,5	0,7	0,2	0,5	1,0	0,2

Obs.: Média ($\bar{x}$) e desvio padrão (s) em 24 (n) ensaios para cada valor de semi-ângulo (α).

CAPÍTULO 5

RESULTADOS E ANÁLISE DOS RESULTADOS

A partir dos resultados obtidos nos ensaios realizados, laborou-se a tabela 9 que apresenta os valores da pressão de extrusão em função da redução de área e do ângulo de conicidade da matriz de extrusão empregados.

As tabelas 10, 11 e 12 mostram, respectivamente, os valores da pressão de extrusão calculados segundo os métodos de PUGH, AVITZUR e HILLIER com a aplicação das condições de processamento utilizadas nos ensaios (item 2.5).

Com essas tabelas, construiu-se gráficos cuja análise será realizada nos itens subseqüentes deste trabalho.

5.1. ANÁLISE DO COMPORTAMENTO PRESSÃO x ÂNGULO DE CONICIDADE E REDUÇÃO DE ÁREA TRANSVERSAL

Com a aplicação das condições de processamento utilizadas em cada ensaio de extrusão, nas expressões obtidas de cada método teórico estudado, construiu-se os gráficos mostrados nas figuras 41, 42 e 43 respectivamente, através da utilização dos métodos de PUGH, AVITZUR e HILLIER. Nesses gráficos nota-se o comportamento da pressão de extrusão em relação a duas variáveis de processamento em estudo: a redução de área transversal e o semi-ângulo de conicidade da matriz de extrusão.

A primeira observação que pode ser efetuada é que a pressão de extrusão, independentemente do ângulo de conicidade, apresenta-se maior conforme se eleva a redução de área.

Tal fato, também observado por outros autores⁽³⁷⁻³⁸⁾, é explicado se analisarmos as parcelas que contribuem para a energia necessária ao processo (item 2.4.1). Entre essas parcelas, destaca-se a necessária à deformação uniforme, que está diretamente relacionada com a variação ocorrida na área transversal de forma logarítmica.

Tabela 9 - Resultados Experimentais

B [mm ² /mm ²]	2,25						3,06						4,00						6,25					
α [graus]	1	2	3	M	D		1	2	3	M	D		1	2	3	M	D		1	2	3	M	D	
10	0,31	0,30	0,31	0,31	0,01		0,41	0,42	0,40	0,41	0,01		0,49	0,49	0,48	0,49	0,01		0,57	0,55	0,55	0,56	0,01	
15	0,29	0,28	0,28	0,28	0,01		0,39	0,39	0,38	0,39	0,01		0,43	0,41	0,40	0,40	0,02		0,49	0,50	0,47	0,49	0,02	
20	0,27	0,26	0,25	0,26	0,01		0,37	0,39	0,37	0,38	0,01		0,39	0,36	0,37	0,37	0,02		0,44	0,43	0,43	0,43	0,01	
25	0,26	0,26	0,27	0,26	0,01		0,37	0,35	0,35	0,36	0,01		0,36	0,33	0,35	0,35	0,02		0,39	0,42	0,41	0,41	0,02	
30	0,27	0,27	0,28	0,27	0,01		0,35	0,32	0,34	0,34	0,02		0,34	0,34	0,33	0,34	0,01		0,40	0,40	0,39	0,40	0,01	
35	0,30	0,31	0,31	0,31	0,01		0,35	0,36	0,36	0,36	0,01		0,35	0,35	0,36	0,35	0,01		0,41	0,40	0,40	0,40	0,01	

1, 2 e 3 - Resultados para a pressão de extrusão em cada ensaio [10³ MPa]

M e D - Média e desvio padrão dos ensaios realizados [10³ MPa]

Tabela 9 - Resultados Experimentais

B [mm ² /mm ²]	7,56						9,00						12,25						16,00					
α [graus]	1	2	3	M	D		1	2	3	M	D		1	2	3	M	D		1	2	3	M	D	
10	0,63	0,64	0,62	0,63	0,01		0,65	0,63	0,64	0,64	0,01		0,91	0,92	0,90	0,91	0,01		1,06	1,07	1,06	1,06	0,01	
15	0,55	0,52	0,54	0,54	0,02		0,56	0,53	0,54	0,54	0,02		0,77	0,74	0,75	0,75	0,02		0,89	0,85	0,87	0,87	0,02	
20	0,51	0,48	0,48	0,49	0,02		0,52	0,51	0,53	0,52	0,01		0,65	0,63	0,64	0,64	0,02		0,77	0,76	0,76	0,76	0,01	
25	0,44	0,45	0,45	0,45	0,01		0,51	0,48	0,51	0,50	0,02		0,60	0,61	0,60	0,60	0,01		0,74	0,74	0,72	0,73	0,01	
30	0,43	0,42	0,42	0,42	0,01		0,51	0,50	0,50	0,50	0,01		0,57	0,57	0,55	0,56	0,01		0,61	0,64	0,63	0,63	0,02	
35	0,40	0,42	0,41	0,41	0,01		0,49	0,49	0,47	0,48	0,01		0,54	0,54	0,52	0,53	0,01		0,58	0,60	0,60	0,59	0,01	

1, 2 e 3 - Resultados para a pressão de extrusão em cada ensaio [10³ MPa]

M e D - Média e desvio padrão dos ensaios realizados [10³ MPa]

Tabela 10 - Resultados teóricos obtidos para a pressão de extrusão p [10^3 MPa] pelo método de PUGH.

$\alpha \backslash B$	2,25	3,06	4,00	6,25	7,56	9,00	12,25	16,00
10°	0,24	0,34	0,44	0,64	0,73	0,81	0,98	1,10
15°	0,21	0,30	0,38	0,53	0,60	0,67	0,80	1,00
20°	0,21	0,28	0,35	0,48	0,54	0,61	0,71	0,81
25°	0,20	0,27	0,34	0,46	0,51	0,56	0,66	0,75
30°	0,21	0,27	0,33	0,44	0,50	0,54	0,63	0,71
35°	0,21	0,28	0,33	0,44	0,49	0,53	0,61	0,69

Tabela 11 - Resultados teóricos obtidos para a pressão de extrusão $p[10^3\text{MPa}]$ pelo método de AVITZUR.

$\alpha \backslash B$	2,25	3,06	4,00	6,25	7,56	9,00	12,25	16,00
10°	0,30	0,40	0,48	0,65	0,73	0,80	0,94	1,10
15°	0,28	0,36	0,43	0,56	0,62	0,68	0,78	0,88
20°	0,27	0,34	0,41	0,52	0,57	0,62	0,71	0,79
25°	0,27	0,33	0,40	0,50	0,55	0,59	0,67	0,74
30°	0,27	0,34	0,39	0,49	0,53	0,57	0,64	0,71
35°	0,28	0,34	0,39	0,48	0,52	0,56	0,63	0,69

Tabela 12 - Resultados teóricos obtidos para a pressão de extrusão $p[10^3\text{MPa}]$ pelo método de HILLIER.

$\frac{B}{\alpha}$	2,25	3,06	4,00	6,25	7,56	9,00	12,25	16,00
10°	0,15	0,21	0,25	0,33	0,36	0,39	0,45	0,49
15°	0,16	0,21	0,26	0,33	0,36	0,39	0,45	0,49
20°	0,17	0,22	0,27	0,34	0,37	0,40	0,45	0,50
25°	0,18	0,23	0,27	0,35	0,38	0,41	0,46	0,50
30°	0,19	0,24	0,28	0,35	0,38	0,41	0,46	0,51
35°	0,20	0,25	0,29	0,36	0,39	0,42	0,47	0,52

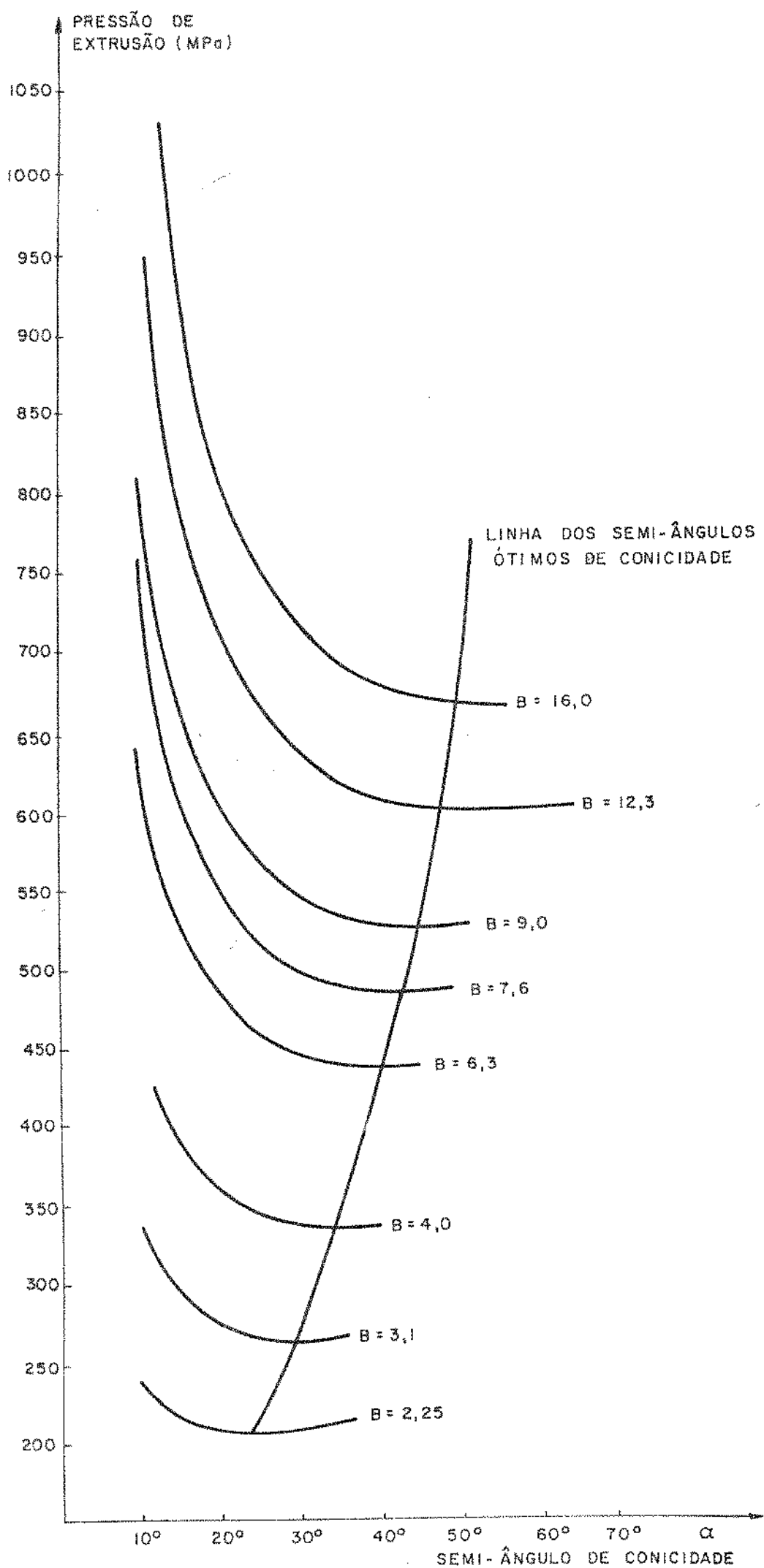


Figura 41 - Curvas obtidas pelo método de PUGH.

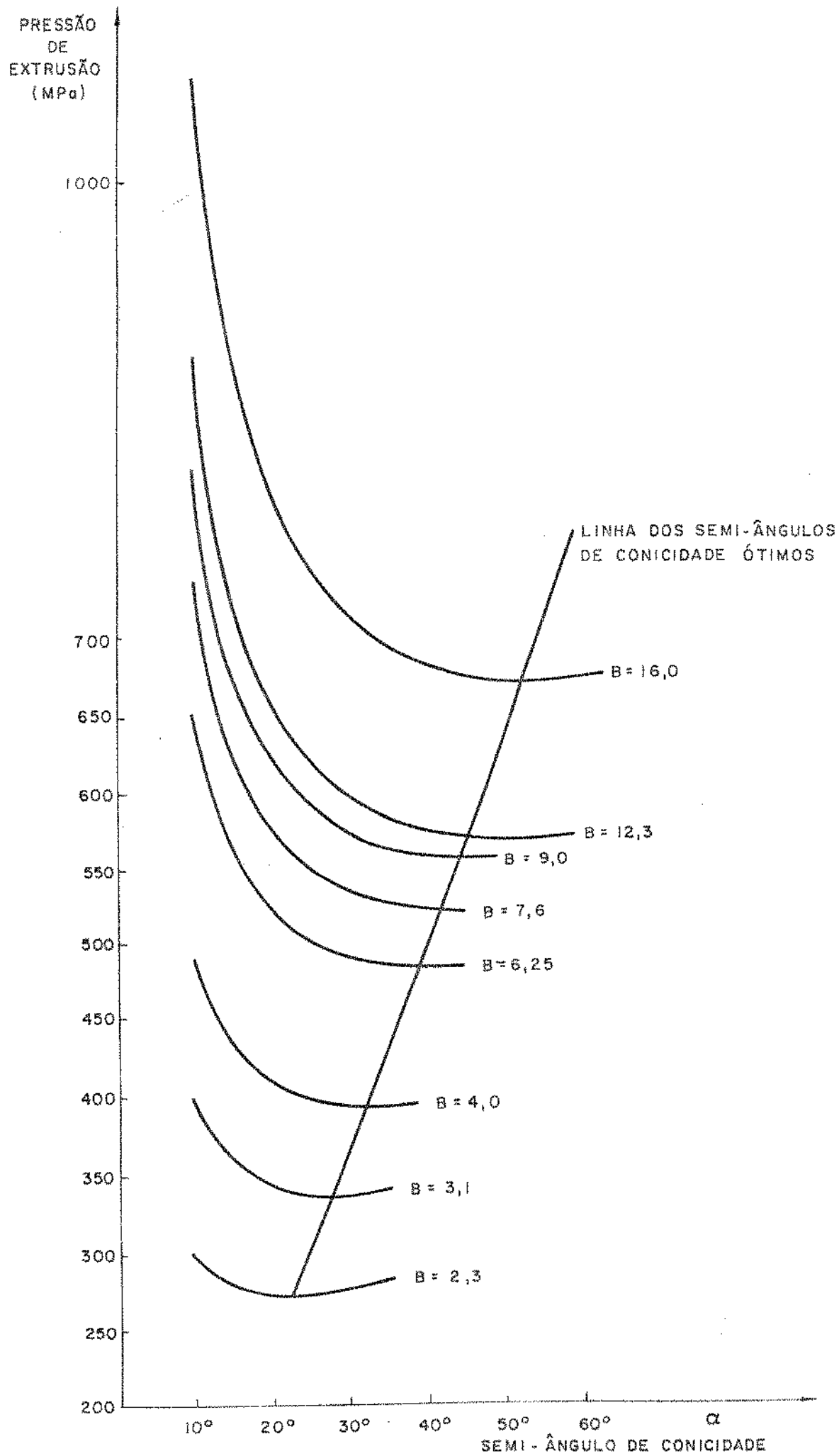


Figura 42 - Curvas obtidas pelo método de AVITZUR.

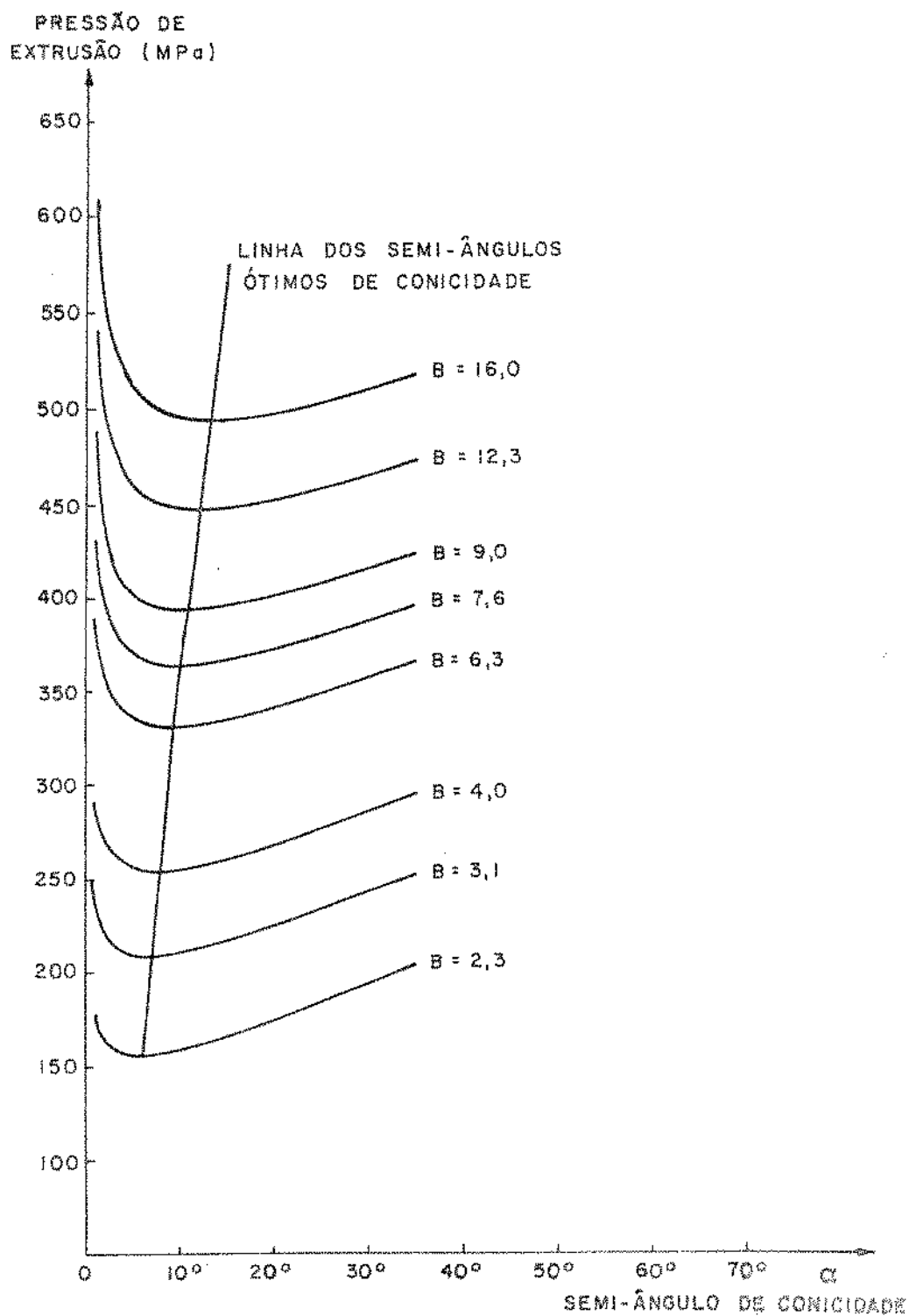


Figura 43 - Curvas obtidas pelo método de HILLIER.

Outra observação efetuada é de que em cada uma das curvas, ou seja, para reduções de área constantes, existem ângulos de conicidade denominados ótimos, para os quais a pressão de extrusão é mínima, conduzindo a uma menor pressão externa necessária para o processamento.

Como mostrado na análise mecânica do processo (Capítulo 2), a existência desse ângulo deve-se ao comportamento das três parcelas de energia, que quando somadas apresentam um valor de energia total mínima.

As expressões 2.7, 2.11 e 2.13 também fornecem esses valores de ângulos ótimos e mostram que esses ângulos tendem a aumentar com o aumento da redução de área transversal.

Através da comparação das curvas, possibilitada pela confecção das figuras 44 a 51, observa-se que aplicadas as mesmas condições de processamento para os métodos de PUGH e AVITZUR, eles apresentam resultados bem próximos entre si. Tal proximidade deve-se ao fato de que ambos autores baseiam-se no mesmo modelo de cálculo, qual seja, o método do limite superior de potência, apresentando pequenas diferenças devido a algumas hipóteses assumidas: o método de PUGH não considera o atrito na região cilíndrica da matriz, assume a tensão limite de escoamento do material a extrudar como sendo o valor obtido de um ensaio de compressão no grau de deformação a ser efetuado na extrusão e inclui um fator de correção para o critério de escoamento de von Mises; no método de AVITZUR, a região cilíndrica da matriz não é desprezada, a tensão limite de escoamento é assumida como um valor médio obtido de um ensaio de compressão e insere o critério de escoamento de von Mises sem qualquer fator de correção.

Já o método de HILLIER, se comparado aos dois métodos anteriores, mostra resultados bem inferiores (se mantidas todas as condições de processamento). Apesar de ser também deduzido a partir do método do limite superior, ou seja, um método de fornecer resultados em excesso para os esforços de extrusão, ele tem como hipótese principal, a ocorrência de uma lubrificação hidrodinâmica pela interposição do líquido pressurizado entre o tarugo e a matriz de extrusão. Esse tipo de lubrificação (como citado no item 2.3.3), diminui sensivelmente as perdas por atrito na região de contato entre a matriz e a peça, a ponto de fazer com que a

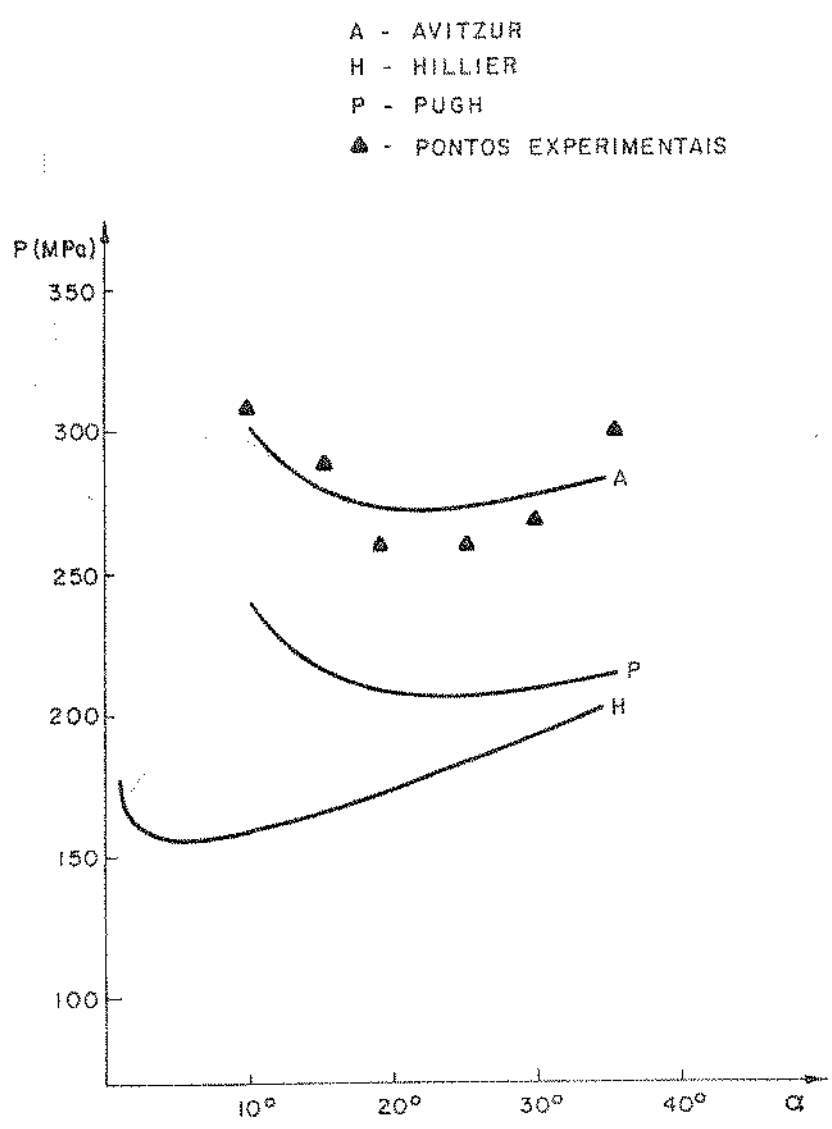


Figura 44 - Valores teóricos e resultados experimentais para $B=2,25$.

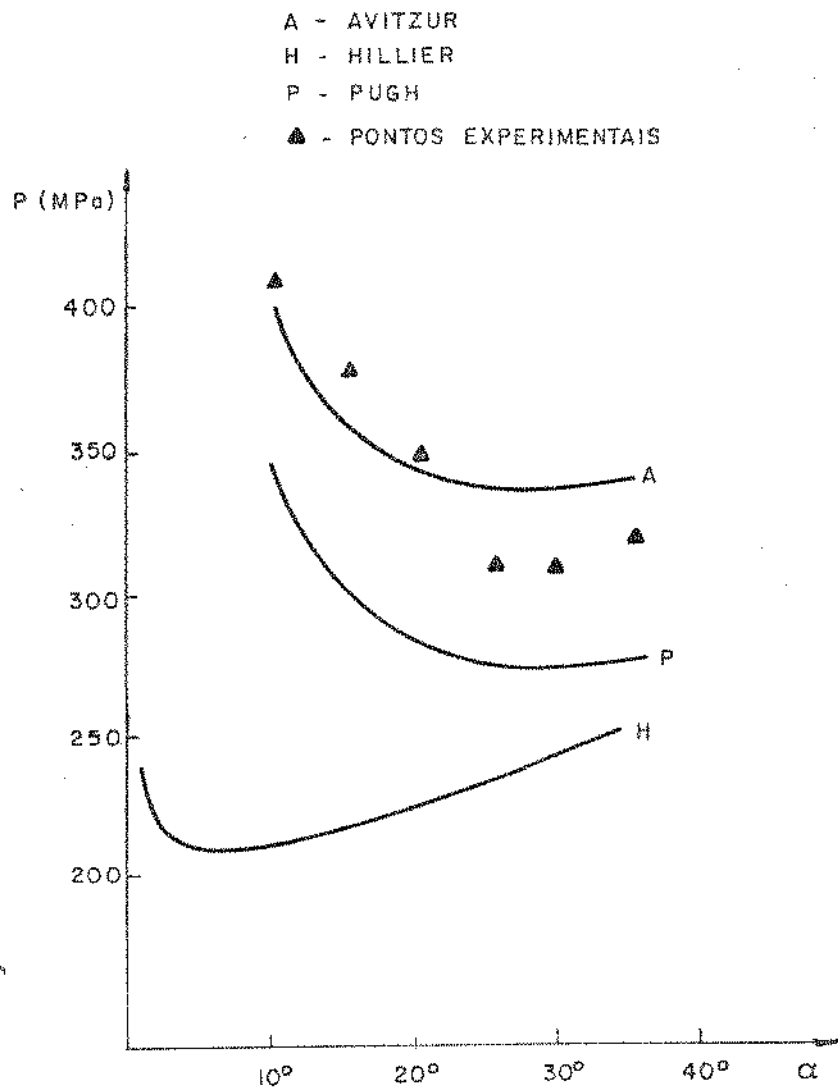


Figura 45 - Valores teóricos e resultados experimentais para $B=3,06$.

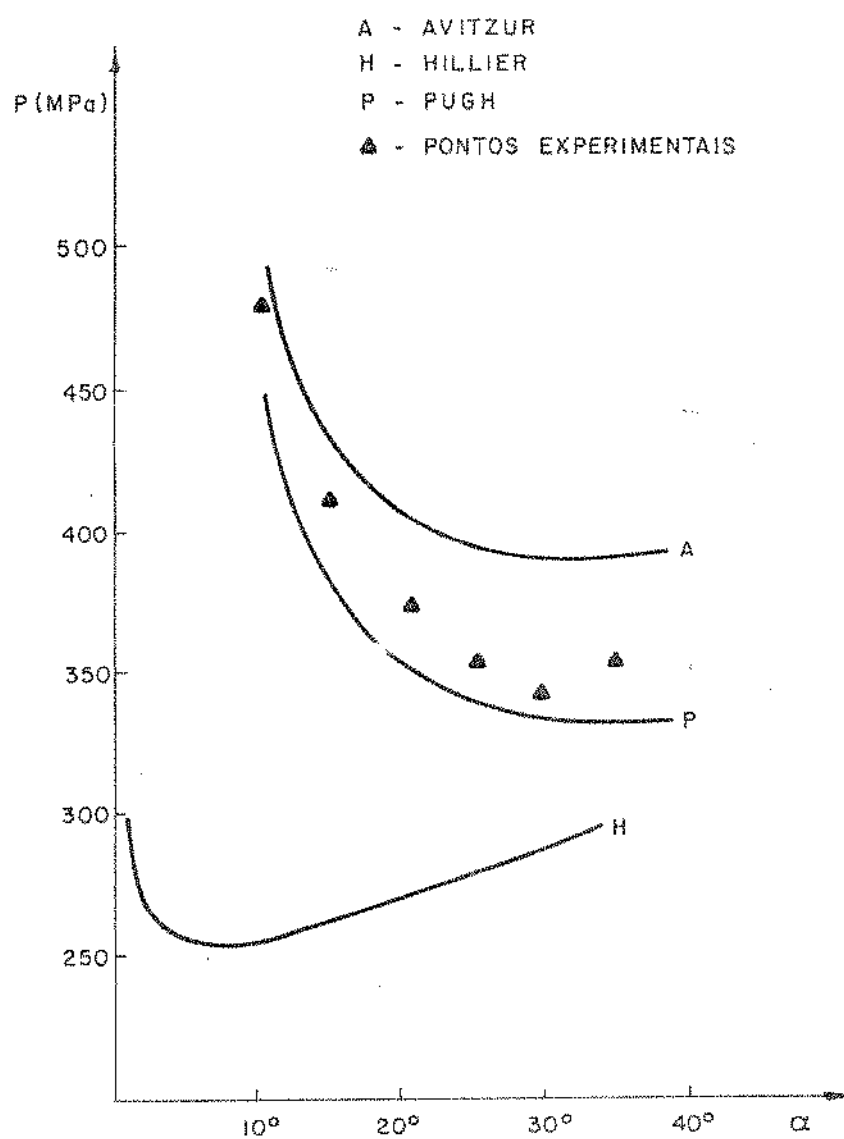


Figura 46 - Valores teóricos e resultados experimentais para $B=4,0$.

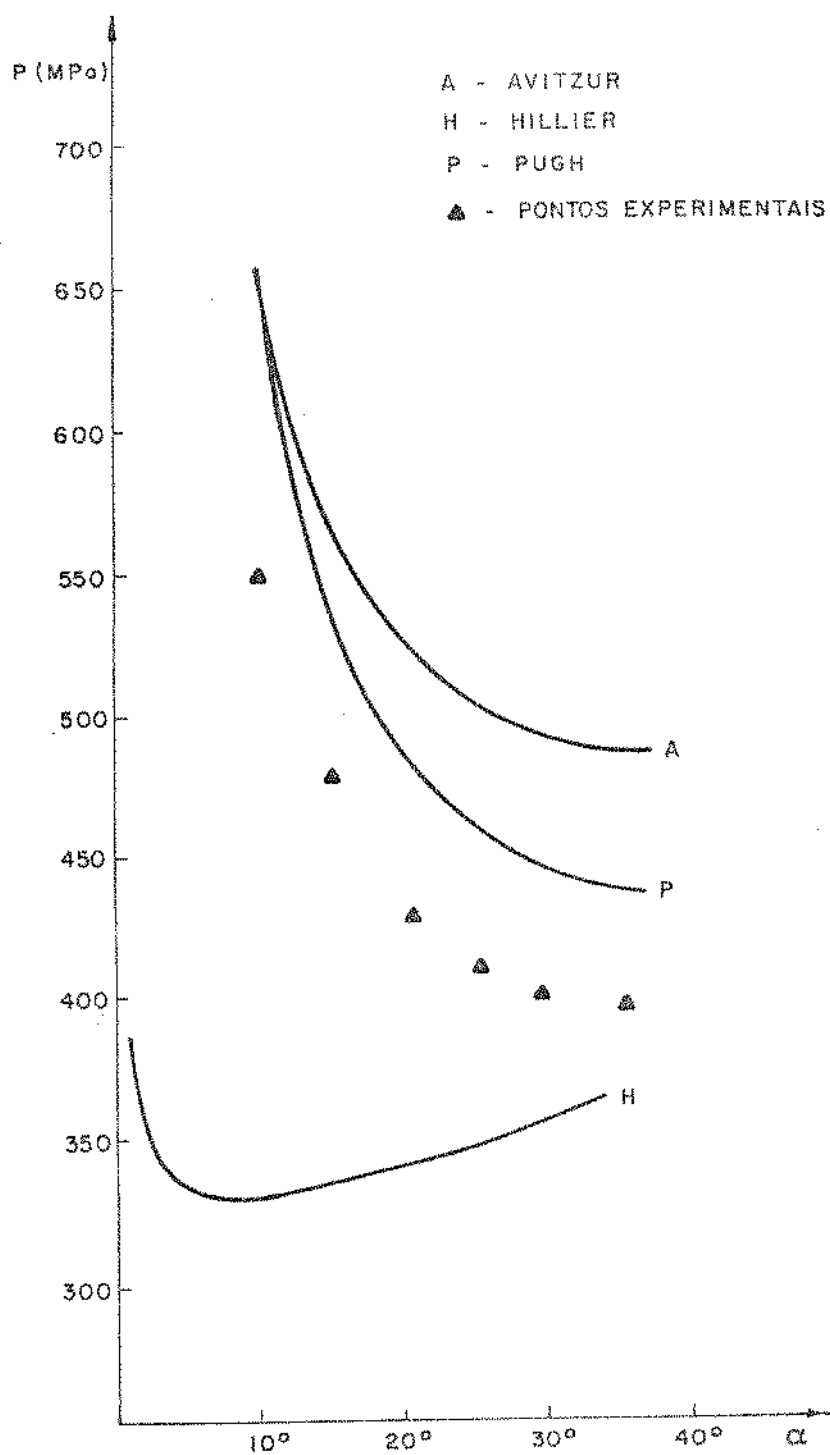


Figura 47 - Valores teóricos e resultados experimentais para $B=6,25$.

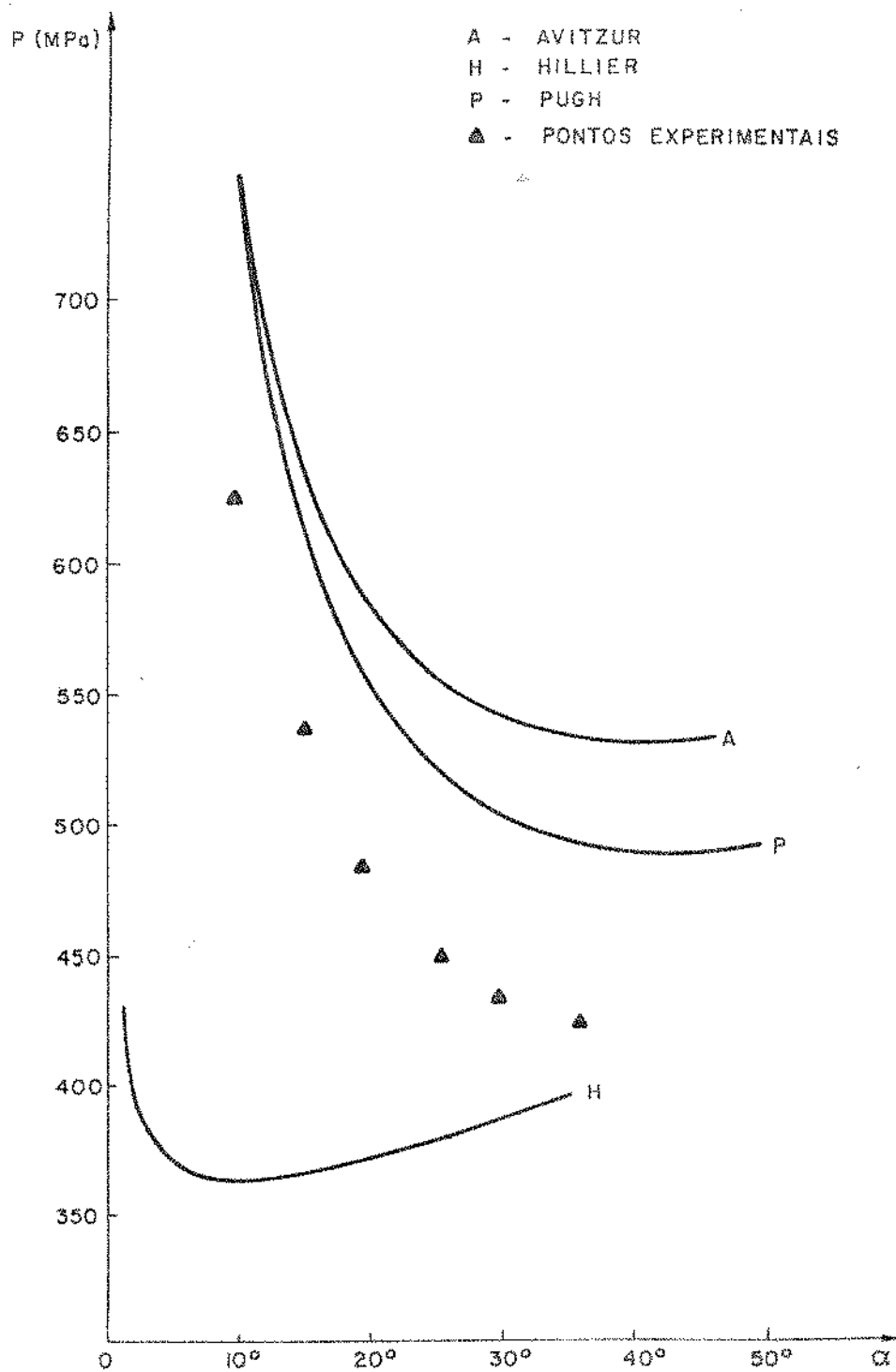


Figura 48 - Valores teóricos e resultados experimentais para $B=7,56$.

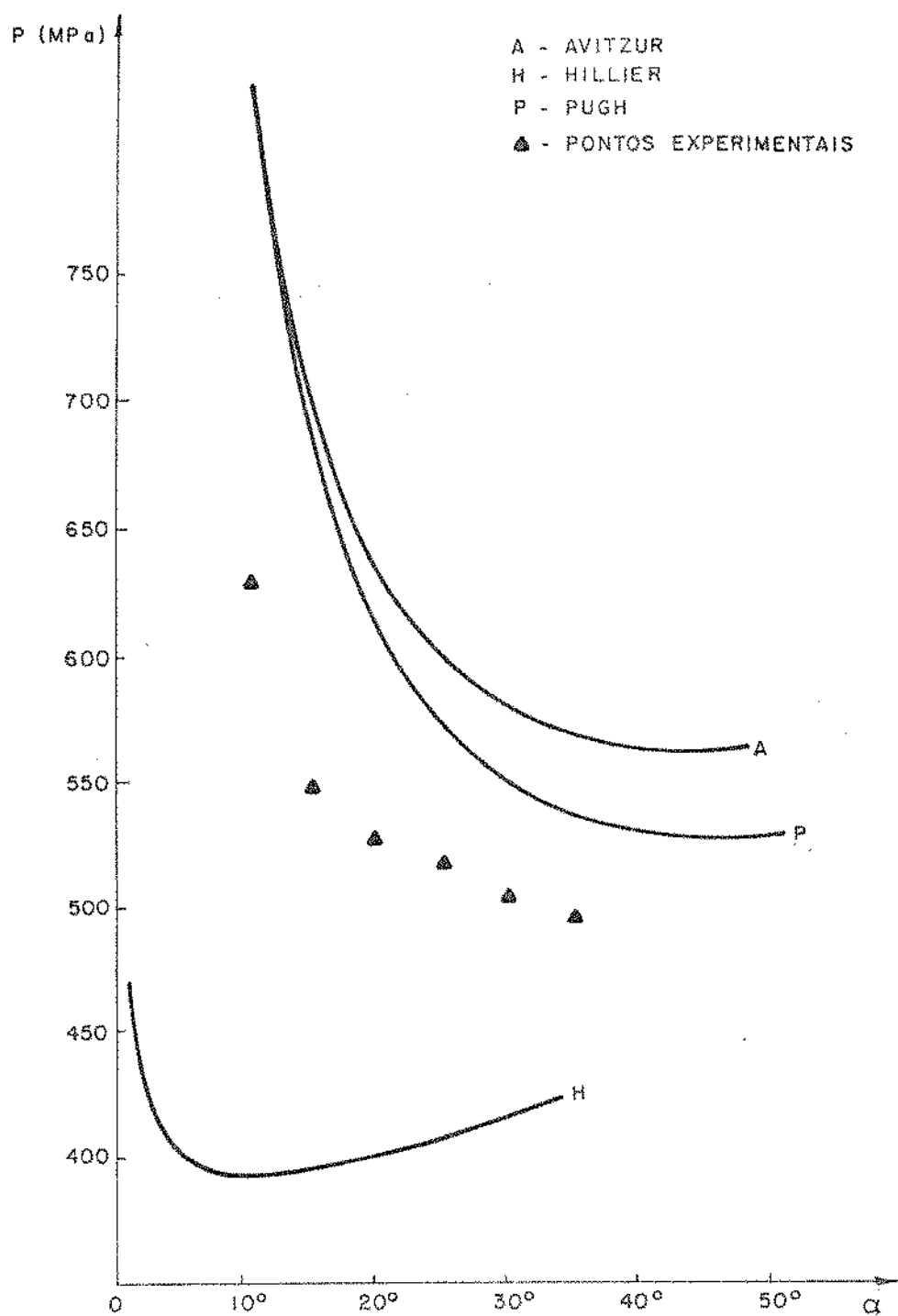


Figura 49 - Valores teóricos e resultados experimentais para $B=9,0$.

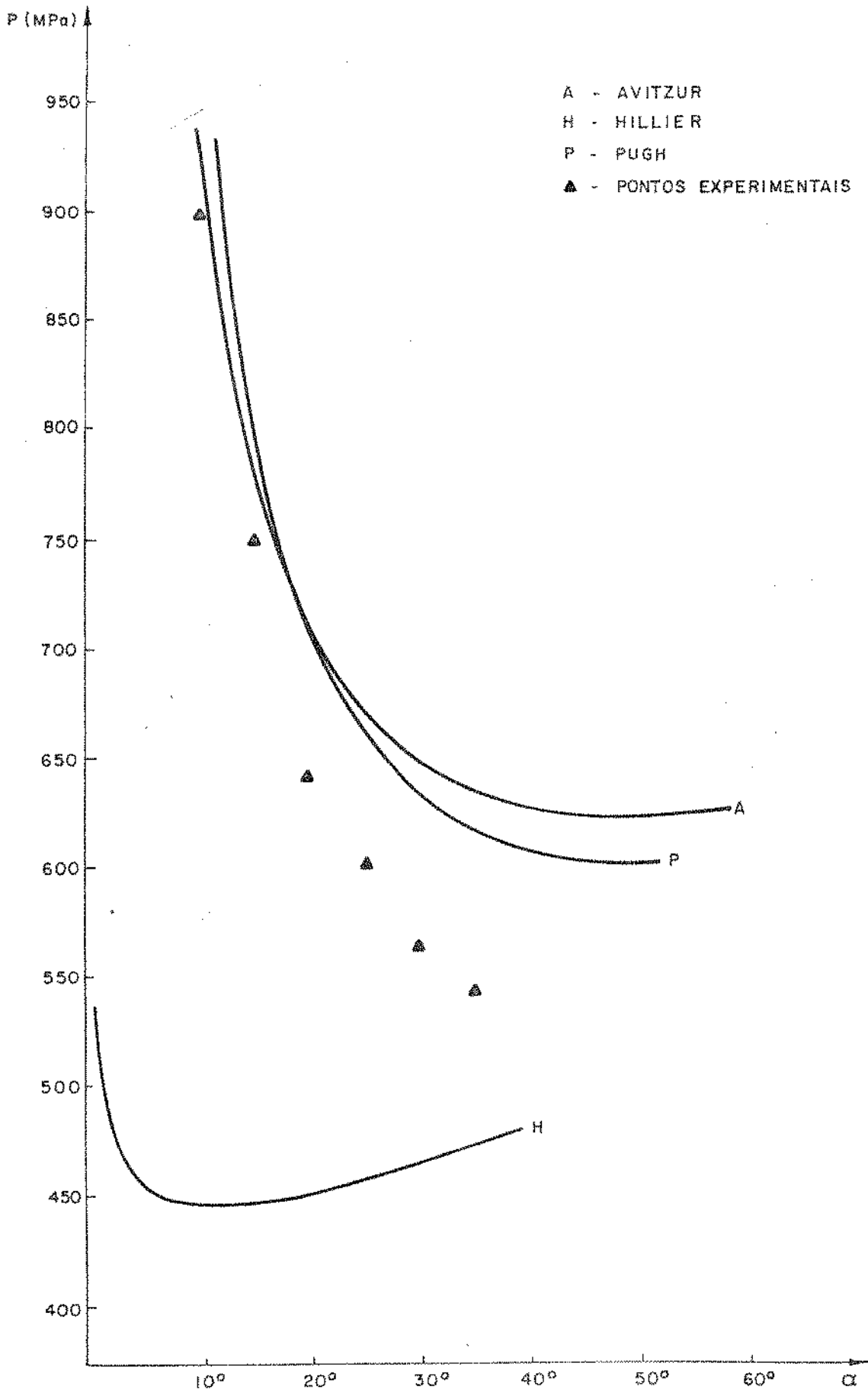


Figura 50 - Valores teóricos e resultados experimentais para $B = 12,25$.

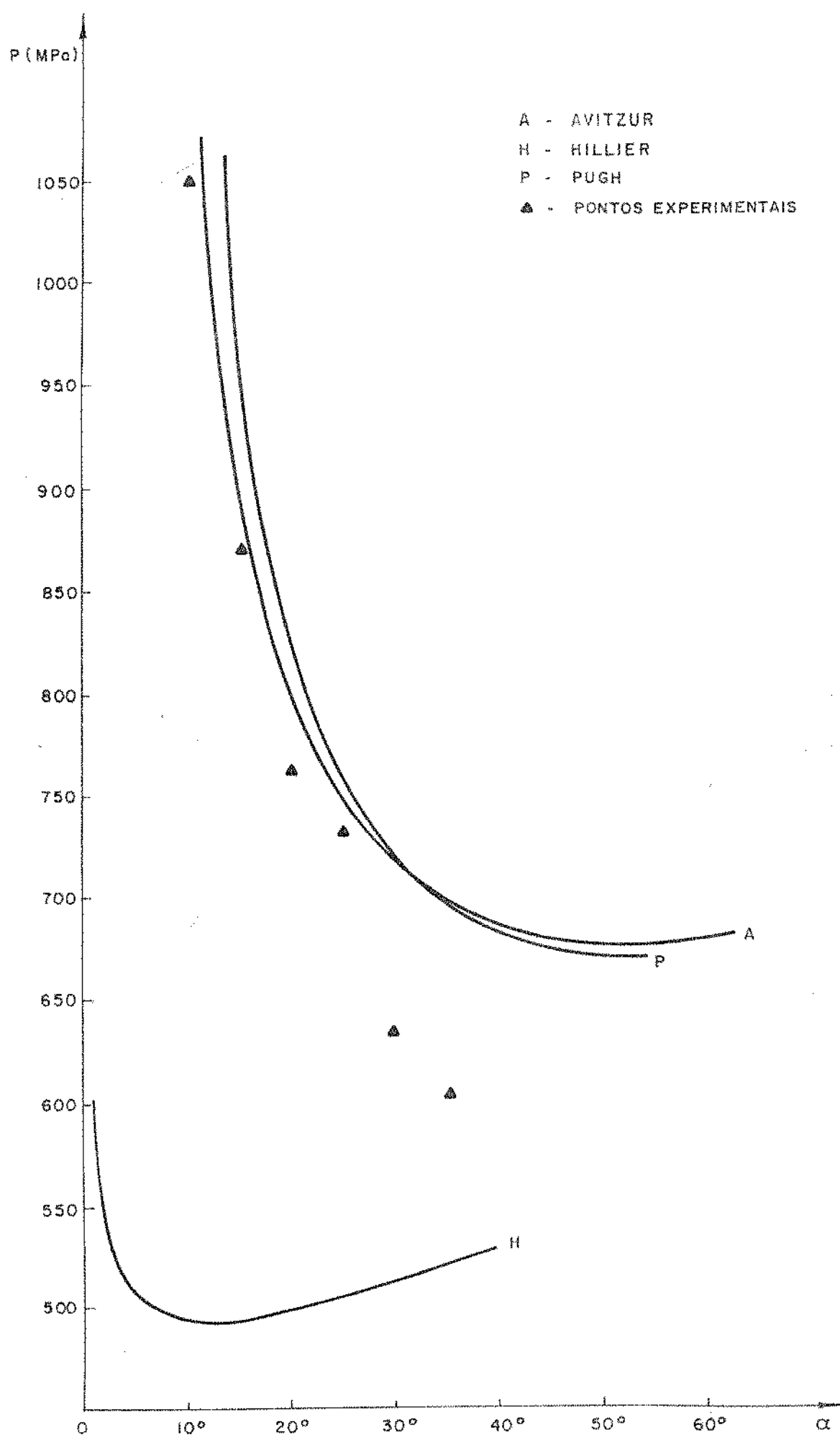


Figura 51 - Valores teóricos e resultados experimentais para $B=16$.

parcela de energia necessária para vencê-las seja mínima. Desta forma, a energia total necessária reduz-se e o ângulo de conicidade da matriz pode ser menor (da ordem de 20°), fazendo com que haja uma redução ainda maior na energia total necessária.

Assim, como a principal diferença entre os dois primeiros métodos analisados (PUGH e AVITZUR) e o proposto por HILLIER, é a forma com que ocorre a interação entre a peça a conformar e a matriz; poder-se-á, através de comparações entre os resultados experimentais e os teóricos tratados, definir-se quais os métodos de cálculo e qual a teoria sobre atrito que melhor representam as condições de processamento em estudo. A partir dessa definição, o método de cálculo e a teoria escolhidos serão utilizados em outros projetos referentes a extrusão hidrostática e que envolvam outros materiais a extrudar e outras reduções de área transversal.

5.2. COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS E OS VALORES TEÓRICOS

Nas figuras 44 a 51 são também indicados os pontos referentes aos resultados experimentais médios obtidos nos ensaios realizados (Tabela 9), além das curvas teóricas levantadas para cada método utilizado. Como já se mencionou no item anterior, cada curva representa o comportamento da pressão de extrusão em função do semi-ângulo de conicidade da matriz para uma dada redução de área transversal.

Este item refere-se à comparação entre os pontos experimentais e as curvas teóricas, buscando verificar a validade dos métodos estudados e de todas as hipóteses assumidas em cada um deles. Tal verificação apresenta-se difícil já que esses métodos fornecem valores em excesso, pois como explicado no item 2.4.2, são baseados no teorema do limite superior de potência, ou seja, conduzem a resultados sempre maiores que os esperados experimentalmente.

Outro aspecto que dificulta a comparação é a obtenção de valor correto para a tensão de escoamento do material no instante da extrusão, pois o estado de tensão desenvolvido no processo (tensão axial de tração e tensão radial de compressão) é mais

complexo que o estado desenvolvido no ensaio de compressão utilizado para caracterizar a matéria-prima (tensão axial de compressão).

A comparação também é afetada pelo parâmetro referente à interação peça a extrudar-matriz de extrusão, ou seja, pelas perdas por atrito nessa interface: como não é possível medir-se diretamente tais perdas é difícil definir qual é a teoria sobre atrito mais correta e qual é o método de cálculo cuja hipótese sobre atrito é a mais representativa do fenômeno no processo de extrusão hidrostática.

A comparação será efetuada assumindo-se condições de processamento consideradas representativas do processo segundo a bibliografia (item 2.5), ou seja, coeficiente de atrito entre a peça e a matriz igual a 0,1 (más condições de lubrificação) e uma tensão limite de escoamento média igual a 150 MPa.

Observa-se nas figuras 44 a 51 que para as condições de processamento adotadas no cálculo da pressão de extrusão e utilizadas nos ensaios, os resultados experimentais foram mais próximos e apresentaram comportamento semelhante aos valores teóricos obtidos pelos métodos de PUGH e AVITZUR. Dessas observações concluiu-se que os métodos assinalados são os que melhor representam a realidade do processo. Desta forma, qualquer desses dois métodos pode ser utilizado com bom grau de precisão de cálculo na obtenção dos níveis de pressão de extrusão.

Como os métodos de PUGH e AVITZUR, o método de HILLIER também se baseia no teorema do limite superior de energia; mas como se observa nas figuras 44 a 51 os resultados experimentais apresentaram-se maiores que os calculados por esse método. A conclusão que pode ser feita a partir dessa análise é de que a teoria de atrito utilizada no método e que se refere a um regime de lubrificação hidrodinâmica, não deve ser aplicada ao processo em estudo, que é melhor representado pela teoria do coeficiente de atrito constante utilizada nos métodos de PUGH e AVITZUR.

Os ensaios de extrusão que forneceram para cada redução de área, os valores mínimos de pressão foram efetuados com matrizes de extrusão cujos ângulos de conicidade eram próximos aos calculados pelas expressões de PUGH e AVITZUR (expressão 2.7 e 2.11), conforme pode ser observado na tabela 13. Para as reduções

Tabela 13 - Ângulos ótimos obtidos experimentalmente e pelos métodos de cálculo.

RELAÇÃO DE ÁREAS (B)	ÂNGULOS ÓTIMOS (graus)			
	EXPERIMENTAL	PUGH	AVITZUR	HILLIER
2,25	20	24	22	6
3,06	25	30	27	7
4,00	30	33	31	8
6,25	30	37	38	9
7,56	35	43	42	10
9,00	35	45	43	11
12,25	35	48	47	12
16,00	35	50	52	13

de área maiores que $7,56$ nada pode ser afirmado a respeito dos ângulos ótimos já que as matrizes tiveram um semi-ângulo de conicidade máximo de 35° , enquanto os ângulos calculados apresentam-se maiores do que 40° . A partir dessas observações, concluiu-se que os métodos de PUGH e AVITZUR podem ser utilizados para o cálculo dos ângulos ótimos.

5.3. ANÁLISE DAS PROPRIEDADES DOS PRODUTOS EXTRUDADOS

A análise das características mecânicas e dimensionais dos produtos obtidos segundo as diversas condições de processamento foi efetuada tendo por base as tabelas 5 a 8, nas quais são mostrados respectivamente: o resultado dos ensaios de tração e de microdureza Vickers, e das determinações das tolerâncias dimensionais e das rugosidades superficiais.

Em termos de propriedades mecânicas obtidas dos ensaios de tração (Tabela 5), se forem comparados aos valores característicos da matéria-prima utilizada (Tabela 3), pode-se observar que os produtos apresentam, relativamente, uma elevada resistência mecânica (altos valores de tensões limite de escoamento e de resistência) e uma pequena ductilidade (pequeno de alongamento), caracterizando-os como fortemente encruados devido à extrusão hidrostática ter sido realizada a frio. Como tais produtos serão utilizados posteriormente em processo de trefilação a frio, sofrendo uma grande redução de área transversal, torna-se necessário que eles sejam recozidos a fim de que o grau de encruamento prévio advindo da extrusão não acarrete dificuldades na trefilação e falhas nos produtos trefilados.

O estudo de microdureza Vickers ao longo do comprimento dos produtos, medidos sobre suas linhas diametrais (Tabela 6), teve por finalidade verificar a uniformidade microestrutural desses produtos. LENGYEL e CULVER⁽²⁶⁾ mostram que tal uniformidade é obtida naqueles produtos advindos de ensaios realizados, com matrizes cujos ângulos de conicidade aproximam-se dos ângulos ótimos calculados pelos métodos de PUGH e AVITZUR e observados experimentalmente. Tal uniformidade pode ser explicado pelo fato de que a extrusão conduzida com ângulos ótimos fornece uma maior homogeneidade de deformação plástica ao longo da secção transversal (corpo

extrudado), acarretando em todos os seus pontos um grau de endurecimento aproximadamente igual e conseqüentemente, valores próximos de microdureza. Para os produtos obtidos através de matrizes com ângulos ótimos (Tabela 13), a variação de microdureza ao longo dos diâmetros e comprimentos dos fios foi bem pequena, verificando-se a homogeneidade desejada. Desta forma, a análise dos produtos em termos de gradientes de microdureza teve como utilidade definir ou confirmar os valores ótimos de ângulo de conicidade da matriz de extrusão calculados teoricamente pelos métodos de PUGH e AVITZUR.

A análise das características dimensionais dos produtos extrudados baseia-se nas tabelas 7 e 8, respectivamente, referentes a tolerâncias dimensionais e rugosidade superficial longitudinal. Na tabela 7 observa-se que os desvios de dimensão dos fios, em termos de diâmetro, apresentaram um campo de variação igual, no maior caso, a 0,05 mm ou seja, uma qualidade de trabalho, segundo a norma ABNT-NB-56⁽³⁹⁾, igual a IT 11. Segundo a bibliografia⁽⁴⁰⁾, considerando a recuperação elástica sofrida pelo fio, tais valores são coerentes, se admitirmos para a operação de furação da matriz uma qualidade máxima de trabalho igual a IT 10, e para os processos de fabricação como a extrusão hidrostática, um campo de qualidade entre IT 9 e 11. Ou seja, a tolerância dimensional dos fios encontra-se na faixa permitida e geralmente conseguida nesse tipo de processo. Como os fios serão posteriormente trefilados, essa variação dimensional poderá acarretar problemas durante as primeiras etapas de trefilação, pois irão determinar uma maior redução de área transversal por passe. Desta forma, torna-se necessário construir as matrizes através de um processo que forneça qualidades dimensionais superiores aos processos de usinagem convencional até então utilizados.

A tabela 8 mostra que as rugosidades superficiais (R_a = desvio médio aritmético, segundo a norma ABNT-P-NB-13) encontram-se dentro de uma faixa esperada se as compararmos com dados fornecidos na bibliografia⁽⁴¹⁾, onde é mostrado que o campo usual de aplicação em conjunto, da operação de furação das matrizes e do processo de extrusão, encontra-se entre 3,2µm e 6,3µm. A rugosidade superficial deve ser melhorada, através de uma maior precisão na fabricação das matrizes, já que os fios extrudados serão usados como matéria-prima em posterior trefilação, podendo prejudicar esse processo bem como a qualidade superficial dos fios trefilados.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

As conclusões efetuadas a partir do trabalho realizado, referentes ao estudo teórico da extrusão hidrostática, à construção do sistema de ferramentas e à análise dos resultados obtidos nos ensaios de extrusão e nos ensaios realizados com os produtos extrudados são as seguintes:

- 1 - Os métodos teóricos de PUGH e AVITZUR são os que fornecem resultados mais próximos dos obtidos experimentalmente, tanto para a pressão de extrusão quanto para os ângulos ótimos de conicidade da matriz de extrusão. Ou seja, as hipóteses formuladas por esses autores são plenamente válidas para o estudo dos ensaios realizados neste trabalho;
- 2 - Os produtos que apresentavam a maior uniformidade estrutural foram os obtidos nos ensaios realizados com as matrizes de ângulo de conicidade próximos aos valores ótimos calculados pelos métodos teóricos citados acima;
- 3 - Os produtos obtidos apresentaram características mecânicas típicas de um material conformado a frio, ou seja, encruados. Como eles serão posteriormente trefilados a frio, há necessidade de que eles sofram um recozimento prévio;
- 4 - Os produtos obtidos apresentaram características dimensionais e de acabamento superficial dentro de faixas aceitáveis para o tipo de processamento realizado e tipo de ferramentas utilizadas. Tais características podem ser melhoradas se forem utilizadas matrizes com um melhor grau de acabamento interno, por exemplo, matrizes de metal duro usinadas por eletroerosão;
- 5 - O sistema de extrusão construído apresentou bom desempenho nas condições de processamento, sendo que

o problema mais grave surgido com a vedação do fluido pressurizado foi devidamente solucionado.

Como propostas para trabalhos a serem desenvolvidos futuramente, utilizando o sistema de extrusão construído e a prensa hidráulica, destaca-se:

- 1 - Para um melhor controle da ejeção do produto extrudado, a prensa hidráulica deve ser aparelhada de tal forma que permita a variação contínua e sensível da velocidade de avanço do êmbolo de tal forma que a ejeção do produto não seja muito rápida;
- 2 - O sistema de extrusão deve ser instrumentado a fim de que seja possível a leitura contínua da pressão atuante no recipiente de extrusão, facilitando o registro dos parâmetros de ensaios e a interpretação dos resultados obtidos;
- 3 - Novas matrizes de extrusão devem ser construídas com diâmetros internos menores que 1,0 mm, a fim de utilizar a capacidade de potência disponível na prensa hidráulica. A obtenção de fios com diâmetros menores que 1,0 mm apresenta a vantagem de eliminar alguns passes de trefilação, no processamento posterior que os conduzirá até os diâmetros capilares.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] ZAVAGLIA, C.A.C., Contribuição ao Estudo da Trefilação de Fios Capilares de Metais Não-Ferrosos, Dissertação de Mestrado, UNICAMP-FEC-DEM, 1979, pp. 1-9.
- [2] PUGH, H.L.D. e DONALDSON, G.H., Hydrostatic Extrusion - a Review, Anais do CRP, vol. 21/2, 1972, p. 167.
- [3] LENGYEL, B. e CULVER, L.E., Properties of Materials Extruded by Orthodox Hydrostatic Extrusion, J. of Inst. of Metals, vol. 97, 1967, pp. 98-99.
- [4] ALEXANDER, J.M. e LENGYEL, B., Hydrostatic Extrusion, Mills & Boon Ltd., Londres, 1969, p. 14.
- [5] 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 therefore", Brit. Comp. Specif., nº 19356, 1893, in (4), p. 10.
- [6] BRIDGMAN, P.W., Studies in Large Plastic Flow and Fracture, McGraw-Hill, 1952, pp. 177-179.
- [7] PUGH, H.L.D. et al., High Pressure Research at the NEL, The Engineer, 212(5508), 258(1961), in (4), p. 18.
- [8] SLATER, H.K. e GREEN, D., Augmented Hydrostatic Extrusion of Continuous Bar, Proc. I. Mech. Eng., 1982, Parte C, 217(14), 343, in (4), p. 19.
- [9] LENGYEL, B. e Alexander, J.M., Design of a Production Machine for Semi-continuous Hydrostatic Extrusion, Ibid, 217(9), 342, in (4), p. 21.
- [10] FUCHS, F.J., High Pressure Continuous Wire Extrusion, Res. Rep. West. Elect. Co., Princeton, N.J., USA, in (4), p. 25.

- [11] 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. 6-4, 1964, pp. 362-370.
- [12] AVITZUR, B., Hydrostatic Extrusion, J. of Eng. for Ind., Trans. of ASME, Nov. 1965, pp. 487-494.
- [13] THOMPSON, P.J., The Hydrostatic Extrusion of Commercially Pure Aluminium Solid Sections, J. of Inst. of Metals, vol. 96, 1968, pp. 257-261.
- [14] HILLIER, M.J., A Hydrodynamic Model of Hydrostatic Extrusion, The Int. J. of Prod. Res., Vol. 5, n° 2, 1966, pp. 177-181.
- [15] 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, 1969, pp. 18-22.
- [16] PACHLA, W., STYCZYNSKI, L. et al., Recovery and Recrystallization of Polycrystalline Copper during Hydrostatic Extrusion, Metal Science, Vol. 16, 1982, pp. 519-524.
- [17] STYCZYNSKI, L. et al., Thermal-Softening Process in Polycrystalline Aluminium During Hydrostatic Extrusion, Metal Science, Vol. 16, 1982, pp. 525-528.
- [18] DIETER, G.E., Metalurgia Mecânica, Ed. Guanabara Dois, 2^a Ed., Rio de Janeiro, 1981, p. 247.
- [19] Idem ibidem Ref. (2), p. 171.
- [20] WILSON, W.R.D., Friction and Lubrication in Bulk Metal Forming Processes, J. of App. Metalworking, Vol. 1, n° 1, 1979, pp. 7-9.
- [21] FIORENTINO, R.J., et al., Hydrostatic Extrusion of Metals at Batelle, Mach Lloyd, 17,18, 1963 in (4), p. 168.

- [22] WISTREICH, J.G., Lubrication in Wire Drawing, Proc. Conf. Lub. and Wear, Inst. Mech. Eng., 505-11, 1957, in (4), p. 102.
- [23] Idem ibidem Ref. (20), pp. 15-18.
- [24] Idem ibidem Ref. (14), p. 172.
- [25] Idem ibidem Ref. (18), p. 170.
- [26] Idem ibidem Ref. (3), pp. 100-101.
- [27] Idem ibidem Ref. (4), p. 135.
- [28] LOWE, B.W.H. e GOOLD, D., High Pressure Engineering Conference, Proc. Inst. Mech. Eng., Londres, 1968, 182, (3c), 197, in (2), p. 172.
- [29] Idem ibidem Ref. (2), p. 173.
- [30] DUFFIL, A.W. et al., Design of Straight Conical Dies for Hydrostatic Extrusion, Proc. 9th Int. M.T.D.R. Conf., Pergamon, 1968, in (4), p. 81.
- [31] FEODOSIEV, V.J., Resistencia de Materiales, Edit. Mir,, Moscow 1980, pp. 295-303.
- [32] Norma Brasileira ABNT, NB-14, 1977.
- [33] Catálogo de Aços para Trabalho a Quente, Aços Viscerados, S.A., São Paulo, 1980.
- [34] Idem ibidem Ref. (4), p. 85.
- [35] Idem ibidem Ref. (2), p. 169.
- [36] Norma Brasileira ABNT, NB-34, 1977.
- [37] NISHIHARA, M., Hydrostatic Extrusion for Production Applications Proc. Int. Conf. on Hyd. Ext., Paper 3, 1973, p. 34.

- [38] MASSAT, H. e VODAR, B., Forming and Extrusion Apparatus with Accurate Pressure Control up to 20 Kbar, Proc. Int. Conf. on Hyd. Extr., Paper 6, 1973, p. 64.
- [39] Norma Brasileira ABNT, NB-56, 1978.
- [40] AGOSTINHO, O.L. et al., Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões, Ed. Edgard Blucher, 1ª Edição, São Paulo, 1977, p. 19.
- [41] Idem ibidem Ref. (40), p. 214.

BIBLIOGRAFIA

- AGOSTINHO, O.L. et al., Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões, Ed. Edgard Blücher, 1ª edição, São Paulo, 1977.
- ALEXANDER, J.M. e LENGYEL, B., Hydrostatic Extrusion, Mills & Boon Ltd., Londres, 1969.
- AVITZUR, B., Hydrostatic Extrusion, J. of Eng. for Ind., Trans. of ASME, nov. 1965, pp. 487-494.
- BRIDGMAN, R.W., Studies in Large Plastic Flow and Fracture, McGraw Hill, 1952.
- Catálogo de Aços Villares S.A., São Paulo, 1980.
- DIETER, G.E., Metalurgia Mecânica, Ed. Guanabara Dois, 2ª edição, Rio de Janeiro, 1981.
- FEODOSIEV, V.J., Resistência de Materiales, Edit. Mir., Moscou, 1980.
- 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, 1967, pp. 18-22.
- HILLIER, M.J., A Hydrodynamic model of Hydrostatic Extrusion, The Int. J. of Prod. Res., Vol. 5, nº 2, 1966, pp. 177-181.
- LENGYEL, B. e CULVER, L.E., Properties of Materials Extruded by Orthodox Hydrostatic Extrusion, J. of Inst. of Metals, vol. 97, 1967, pp. 97-103.
- MASSAT, H. e VODAR, B., Forming and Extrusion Apparatus with Accurate Pressure Control up to 20 kbar, Proc., Int Conf. on Hydr. Extr., Paper 6, 1973, pp. 69-71.

NISHIHARA, M., Hydrostatic Extrusion for Production Applications, Proc. Int. Conf. on Hydr. Extr., Paper 3, 1973, pp. 24-42.

Normas Brasileiras da Associação Brasileira de Normas Técnicas: NB-14(1977), NB-34(1977), NB-56(1978).

PACHLA, W., STYCZYNSKI, L. et al., Recovery and Recrystallization of Polycrystalline Copper during Hydrostatic Extrusion, Metal Science, vol. 16, 1982, pp. 519-524.

PUGH, H. Ll. D., Redundant work and Friction in the Hydrostatic Extrusion of Pure Aluminium and on Aluminium Alloy, J. of Mech. Eng. Science, vol. 6-4, 1964, pp. 362-370.

PUGH, H. Ll. D. e DONALDSON, G.H., Hydrostatic Extrusion - Review, Anais do CIRP, vol. 21/2, 1972, pp. 167-186.

STYCZYNSKI, L. et al., Thermal softening Process in Polycrystalline Aluminium during Hydrostatic Extrusion, Metal Science, vol. 16, 1982, pp. 525-528.

THOMPSON, P.J., The Hydrostatic Extrusion of Commercially Pure Aluminium Solid Sections, J. of Inst., of Metals, vol. 96, 1968, pp- 257-261.

WILSON, W.R.O., Friction and Lubrication in Bulk Metal Forming Processes, J. of App. Metalworking, vol.1, nº 1, 1979, pp. 7-19.

ZAVAGLIA, C.A.C., Contribuição ao Estudo da Trefilação de Fios Capilares de Metais não-ferrosos, Dissertação de Mestrado, UNICAMP-FEC-DEM, Campinas, 1979, pp. 1-9.

ANEXO ISIMBOLOGIA

α	-	semi-ângulo de conicidade da matriz de extrusão
B	-	relação de redução na extrusão
τ	-	tensão tangencial
σ	-	tensão normal
μ	-	coeficiente de atrito (modelo de Coulomb)
m	-	coeficiente de atrito (modelo de camada limite)
η	-	viscosidade dinâmica do fluido de trabalho
v	-	velocidade do material durante a extrusão
H	-	espessura do filme de fluido lubrificante
p	-	pressão máxima durante a extrusão
ϵ	-	grau de deformação relativo a um eixo coordenado
σ_e	-	tensão limite de escoamento sob tração
R_i, R_f	-	raios inicial e final do material extrudado
k	-	tensão limite de escoamento sob cisalhamento puro
L	-	comprimento da região cilíndrica da matriz de extrusão
p	-	potências exigidas durante o processo.
q	-	pressão normal à superfície cônica da matriz
σ_o	-	tensão limite de escoamento sob compressão
$\dot{\epsilon}$	-	taxa de deformação referente a um eixo coordenado

ANEXO IIRELAÇÃO DE FIGURAS E TABELAS

Figura	Pág.
1. Representação esquemática dos processos de extrusão convencional e extrusão hidrostática	3
2. Extrusão hidrostática por pressão diferencial	5
3a. Extrusão hidrostática composta com atuação sobre o tarugo	5
3b. Extrusão hidrostática composta com extrusão convencional direta e inversa	6
4. Extrusão hidrostática contínua	6
5. Efeito da pressão hidrostática sobre a conformabilidade de três tipos de materiais metálicos	9
6. Influência da relação de redução B sobre a pressão de extrusão p	11
7. Influência do ângulo de conicidade da matriz de extrusão sobre o escoamento através do trabalho redundante .	11
8. Influência do ângulo de conicidade da matriz sobre a pressão de extrusão	13
9. Tipos de regimes de lubrificação	16
10. Estabelecimento da lubrificação de camada limite	18
11. Efetivação da lubrificação hidrodinâmica	18
12. Detalhe do pico na pressão de extrusão hidrostática ...	19

Figura	Pág.
13. Escoamento do fluido sob alta pressão	19
14. Comparação entre valores de tensão de escoamento obti- dos para produtos extrudados e para a matéria-prima ..	24
15. Modelo de deformação e campo de velocidades proposto por AVITZUR	28
16. Aumento do trabalho redundante devido à forma de super- fície escolhida	35
17. Modelo de deformação e campo de velocidades proposto por PUGH	35
18. Campo de velocidades proposto por HILLIER	41
19. Prensa hidráulica	47
20. Sistema de extrusão acoplado à prensa hidráulica	49
21. Cilindro de paredes grossas aberto, submetido a uma pressão interna	50
22. Distribuição de tensões na parede do cilindro	50
23. Recipiente formado pela montagem de dois cilindros com interferência dimensional	53
24. Distribuição de tensões no recipiente devido à motagem dos cilindros	53
25. Distribuição de tensões no cilindro composto sob a ação de uma pressão interna	55
26. Contribuição do trabalho para compressão do fluido de trabalho no trabalho total de extrusão	55
27. Tensão de escoamento para o aço VPCW	58

Figura	Pág.
28. Sistema de vedação estática	62
29. Sistema de vedação dinâmica	62
30. Recipiente de extrusão - cilindro externo	64
31. Recipiente de extrusão - cilindro interno	65
32. Matriz de extrusão	66
33. Êmbolo de pressão	67
34. Sistema de ferramentas	69
35. Sistema de ferramentas sobre a mesa da prensa	70
36. Vista da prensa com o sistema de extrusão montado	71
37. Molde para fundição de barras cilíndricas	75
38. Macrografias dos grupos de barras	78
39. Curva tensão x deformação sob compressão para a matéria prima	81
40. Procedimento para medição da microdureza VICKERS	86
41. Curvas obtidas pelo método de PUGH	98
42. Curvas obtidas pelo método de AVITZUR	99
43. Curvas obtidas pelo método de HILLIER	100
44. Valores teóricos e resultados experimentais para $B=2,25$.	102
45. Valores teóricos e resultados experimentais para $B=3,06$.	103
46. Valores teóricos e resultados experimentais para $B=4,00$.	104

	Pág.
47. Valores teóricos e resultados experimentais para $B=6,25$.	105
48. Valores teóricos e resultados experimentais para $B=7,56$.	106
49. Valores teóricos e resultados experimentais para $B=9,00$.	107
50. Valores teóricos e resultados experimentais para $B=12,25$.	108
51. Valores teóricos e resultados experimentais para $B=16,00$.	109

	Tabelas	Pág.
1.	Características e propriedades do aço VPCW	59
2.	Dimensões e formas dos grãos cristalinos da matéria-prima para cada grupo de barras	80
3.	Propriedades mecânicas da matéria-prima (ensaio de tração)	82
4.	Valores adotados para os parâmetros do processo de extrusão hidrostática	84
5.	Propriedades mecânicas dos produtos extrudados hidrostaticamente	88
6.	Variação da microdureza medida na seção transversal dos produtos VICKERS	89
7.	Diâmetros máximo e mínimo verificados nos produtos extrudados hidrostaticamente	90
8.	Rugosidade superficial longitudinal dos produtos extrudados - Ra	91
9.	Resultados experimentais para a pressão de extrusão ...	93
10.	Resultados teóricos obtidos para a pressão de extrusão pelo método de PUGH	95
11.	Resultados teóricos obtidos para a pressão de extrusão pelo método de AVITZUR	96
12.	Resultados teóricos obtidos para a pressão de extrusão pelo método de HILLIER	97
13.	Ângulos ótimos obtidos experimentalmente e pelos métodos de cálculo	112

ANEXO IIIPROGRAMA UTILIZADO NA OBTENÇÃO DA CURVA TENSÃO x DEFORMAÇÃO NO EN
SAIO DE COMPRESSÃO

```

20    REM  "ESTE PROGRAMA AJUSTA UM GRUPO DE N PONTOS X(I), Y(I)
        ATRAVÉS DE UMA CURVA POTENCIAL NA FORMA  $Y=A1 * (X*A0)^{1/A0}$ "
40    PRINT
60    PRINT "O NÚMERO DE PONTOS É:";
80    CLS
100   INPUT N
120   PRINT N
140   PRINT
160   PRINT "INTRODUZA OS VALORES DE X E Y"
180   PRINT
200   DIM X(N)
210   DIM Y(N)
220   FOR I=1 TO N
240   PRINT "X("; I; ")=";
260   INPUT X(I)
280   PRINT X(I)
300   PRINT "Y("; I; ")=";
320   INPUT Y(I)
340   PRINT Y(I)
360   PRINT
380   LET ZB=ZB+LN Y(I)
400   LET ZD=ZD+LN X(I)
420   LET ZE=ZE+(ABS LN X(I))**2
440   LET ZF=ZF+(LN X(I)*LN Y(I))
460   LET ZG=ZG+(ABS LN Y(I))**2
480   NEXT I
500   LET A0=(ZF-ZD**ZB/N)/(ZE-(ZD**2)/N)
520   LET A1=EXP(ZB/N-A0*ZD/N)
540   LET RQ=((ZF-ZD*ZB/N)**2)/((ZE-(ZD**2)/N)*(ZG-(ZB**2)/N))
560   PRINT "A CURVA POTENCIAL QUE MELHOR AJUSTA OS PONTOS DADOS
        É FORNECIDA POR:"
580   PRINT
600   PRINT "Y=*; A1; "(X**"; A0; ")"
620   PRINT "NO CASO EM ESTUDO A VARIÁVEL Y REPRESENTA A TENSÃO DE
        COMPRESSÃO E A VARIÁVEL X, O GRAU DE DEFORMAÇÃO"

```

640 PRINT

660 PRINT "O COEFICIENTE DE DETERMINAÇÃO É IGUAL A "; RQ