

2/ 2)

F O R J A M E N T O
D E M E T A I S



Prof. Dr. Antonio L. Adami

1500109

I N D I C E	PÁG.
1 - FUNDAMENTOS	1
1.1 - Evolução histórica	1
1.2 - Processos de forjamento	5
2 - FORJA LIVRE	6
2.1 - Generalidades	6
2.2 - Processos básicos	14
3 - RECALCAMENTO	14
3.1 - Fundamentos	14
3.2 - Esforços e tensões no recalçamento	15
3.3 - Condições de escoamento	16
3.4 - Pressão média de recalque	18
3.5 - Método do balanceamento de potências	20
3.6 - Soluções para o recalçamento plano	21
3.7 - Soluções por superfícies de descontinuidades	22
3.8 - Embarrelamento no recalque de cilindros	24
3.9 - Mapeamento de tensões no recalque	27
4 - ESTIRAMENTO	28
4.1 - Introdução	28
4.2 - Estudo do estiramento	28
4.3 - Modelo para estudo da laminação	30
4.4 - Coeficiente de alargamento	32
4.5 - Limites de laminação	32
4.6 - Compressão de chapas grossas	33
4.7 - Compressão de bloco semi-infinito	34
4.8 - Linhas de fluência ou "slip-lines"	34
4.9 - Solução de Prandtl para compressão de bloco semi-infinito	35
4.10- Solução de Hill	36

5 - EXTRUSÃO	38
5.1 - Introdução	38
5.2 - Tensões e deformações na extrusão	38
5.3 - Solução limite superior para extrusão	40
6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS	43

FORJAMENTO DE METAIS

"FORJAMENTO É A OPERAÇÃO MECÂNICA QUE ATRAVÉS DA DEFORMAÇÃO PLÁSTICA ORIENTADA SE CONSEGUE DAR FORMAS VARIADAS AOS METAIS".

1 - FUNDAMENTOS

Utilizado pelo homem há centenas de anos e atualmente melhorado com tecnologias sofisticadas, o Forjamento é hoje parte vital da Fabricação por Conformação. É o mais antigo de tais processos.

O Forjamento pode ser caracterizado como deformação controlada sob pressão. Com aquecimento ou sem ele, inicialmente, o homem trabalhava com martelo e bigorna e uma série de ferramentas de forma.

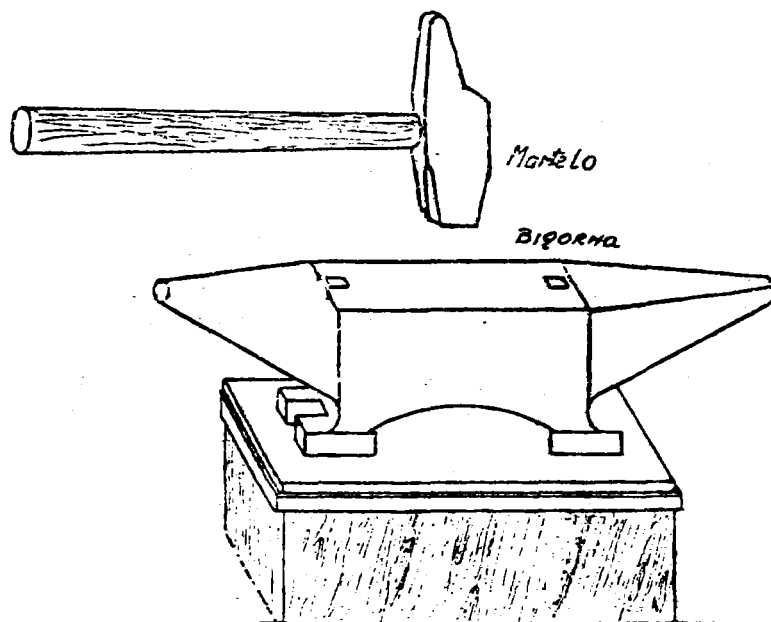


Fig. 1 - Bigorna e martelo.

1.1 - Evolução Histórica

Indícios tangíveis, legados pelas mais antigas civilizações, não deixam dúvida de que a descoberta dos rudimentos da técnica de deformar metais pela arte do martelo remonta à invenção da escrita.

Começando tão cedo, a humanidade acumulou, ao longo dos séculos, um admirável acervo de conhecimentos experimentais empíricos

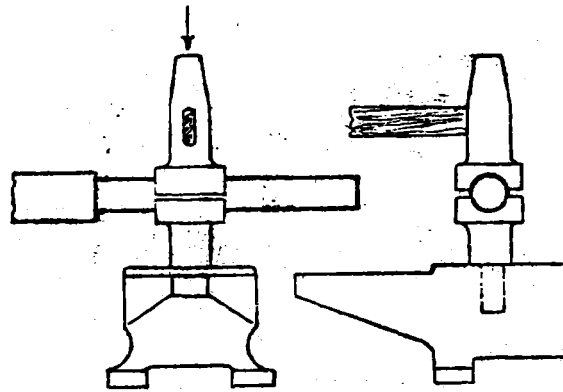


Fig. 2 - Ferramentas de forma de ferreiro.

que vêm sendo balisados, na história e na lenda, por feitos notáveis. As armas e ferramentas da idade do bronze e do ferro, a arte egípcia de trabalhar o ouro, a coluna de Delhi, as armas de Damasco e Toledo, o revólver Colt, etc., são marcos dos estágios da arte de forjar da era pioneira.

O equipamento de forjar, substituto do martelo e da bigorna é de desenvolvimento muito mais recente. Apenas no Séclo XIII apareceram os primeiros martelos hidráulicos capazes de fornecer a energia necessária para forjar peças não compatíveis com os modestos recursos humanos.

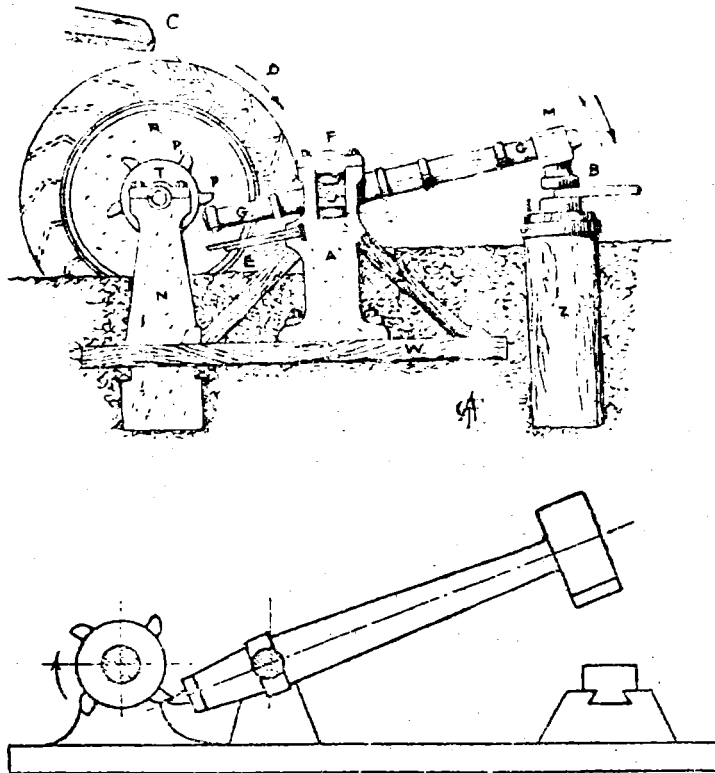


Fig. 3 - Martelo hidráulico e seu funcionamento.

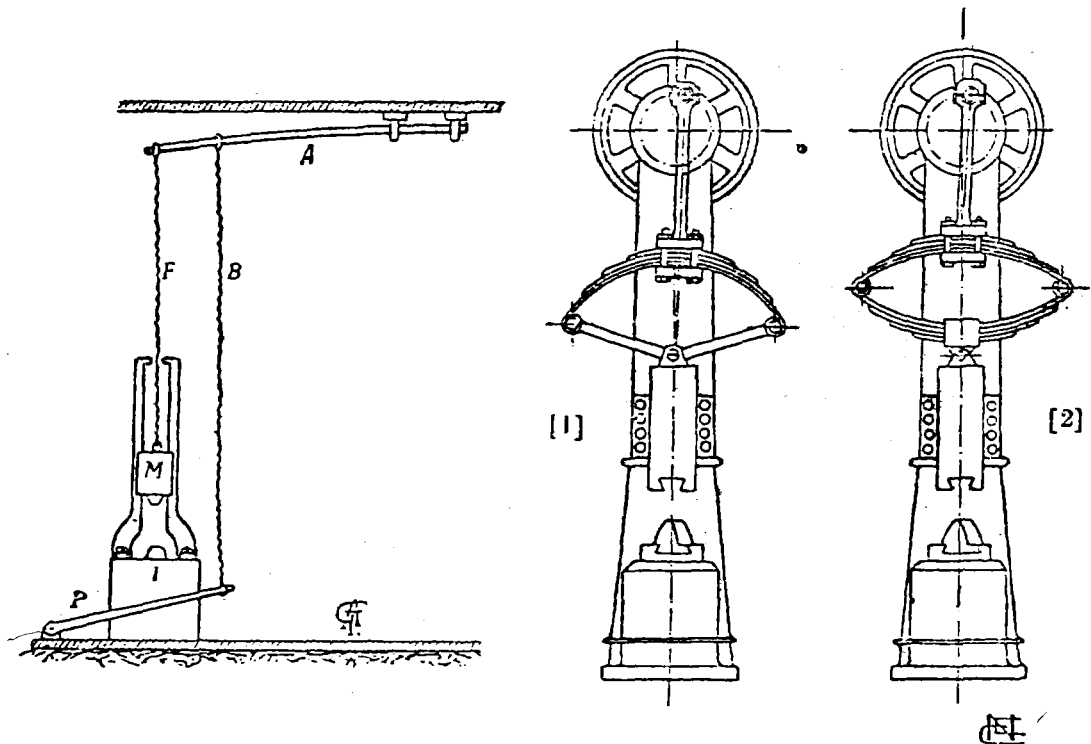


Fig. 4 - Martelo elástico e sua evolução.

O advento das máquinas a vapor permitiu o desenvolvimento de equipamento mais pesado. Em 1838 Naysmith projetou o primeiro martelo a vapor, de acionamento direto, precursor dos monumentais "martelos pilões" que dominaram as forjarias pesadas no fim do Sêculo XIX e início do Sêculo XX.

Nos meados do sêculo passado, Root e Billings, desenvolveram, na "Colt Army Company", o forjamento em matriz fechada. E, em 1862 foi concedida nos Estados Unidos da Amêrica do Norte, a primeira patente para um "martelo de queda", responsável pela rápida expansão deste processo de forjamento.

As máquinas para forjar parafusos, sucessoras da famosa "English Oliver" de 1830, projetada por Thomas Oliver, na Inglaterra, tiveram uma evolução rápida nos Estados Unidos. Em 1887 a "American Screw Company" lançou uma máquina capaz de realizar três operações simultâneas, em um sô golpe.

A automação dava os seus primeiros passos e abria o caminho para as recaladoras (forging machines) das décadas de 20 a 30 e as modernas linhas de automação integral de hoje.

As prensas hidráulicas, do início do sêculo, mostraram-se extremamente adequadas ao forjamento pesado, substituindo os "martelos-pilões" e abrindo novas perspectivas no setor. Atualmente, alcançam capacidade da ordem de 14.000 ton, capazes de forjar lingotes de até 300 ton.

As prensas mecânicas, também tiveram uma evolução acelerada. Entraram nas forjarias no fim do século passado e início do presente e impuseram-se, de imediato, sobre os martelos em uma vasta linha de forjamento em matriz fechada.

Limitadas, no forjamento convencional, a 2.000 ton até a década de 50, cresceram até 80.000 ton nos tempos atuais.

É interessante observar que até época muito recente, o forjamento se desenvolveu em conhecimento inteiramente empírico do comportamento mecânico do metal no processo.

O "Forging Handbook" (1) de Naujoks e Fabel, obra significativa e obrigatória nas bibliotecas das forjarias nas décadas de 40 a 50, publicado em 1935, descreve o forjador como artista "que tem na mente a figura do caminhamento do fluxo do metal desde a forma do tarugo de matéria prima até o forjado final e sua experiência lhe indica as várias etapas ou pré-formas assumidas pelo material fluente até alcançar a forma adequada".

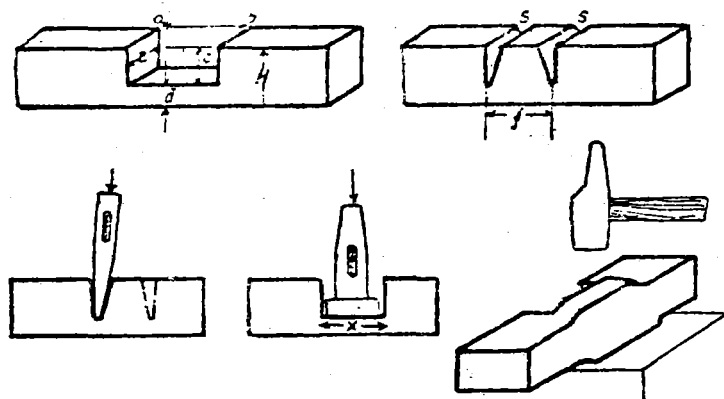


Fig. 5 - Sequência de trabalho do ferreiro.

Hoje o forjamento é uma extensiva tecnologia de conformação. De um lado ele ainda representa uma velha arte e de outro abrange altos níveis de engenhosidade humana.

A análise racional do comportamento plástico e elástico dos metais iniciou-se, de fato, no fim do século passado.

A "Teoria da Elasticidade" e, mais propriamente, a "Teoria da Plasticidade", a partir desta época, começou a oferecer uma descrição fenomenológica do comportamento elástico e plástico dos metais de grande valia para a melhor compreensão dos processos de fabricação por deformação mecânica dos metais.

Estas teorias, como é sabido, trata os metais como materiais isotrópicos e homogêneos o que, de um ponto de vista global, é perfeitamente satisfatório.

Na realidade, e sob um critério mais acurado, esta hipótese simplificadora está longe da verdade.

Só em 1912, a descoberta de Von Lave permitiu a constatação da natureza cristalina dos metais. A cristalografia e a física dos metais evoluíram rapidamente a partir daí e foi possível identificar os principais mecanismos da deformação dos metais.

Mas, à vista dos novos conhecimentos, os metais apresentaram um comportamento anômalo. A resistência mecânica e, em consequência, a resistência à deformação dos metais, medida em laboratório, apresentava valores muito inferiores àqueles fornecidos pela análise teórica da sua estrutura atômica.

A partir da década de 50 é que, realmente, o comportamento mecânico dos metais começou a ser pesquisado em profundidade.

O conhecimento na área cresceu exponencialmente nos últimos tempos e é, atualmente, ainda um fértil campo de estudos.

1.2 - Processos de forjamento

Os processos de forjamento podem ser classificados, sob o ponto de vista de método usado na conformação do metal, em dois grupos:

- forjamento em matriz aberta ou forja livre
- forjamento em matriz fechada "die forging".

2 - FORJA LIVRE

2.1 - Generalidades

Apesar das peças forjadas terem firmado sua posição na Fabricação em geral e novos metais terem sido encontrados ou novas ligas desenvolvidas, acarretando aperfeiçoamento dos processos de forjamento e invenção de novos equipamentos, o forjamento livre em martelos e prensas, ocupa ainda lugar de destaque na indústria moderna.

Martelos e prensas de forja livre, são particularmente indicados na fabricação de peças com formatos planos em caráter experimental ou para produção de pequenas corridas.

Pequenas e médias forjas livres (de massa até 0,5 ton) tais como eixos de vagões, bielas, pequenos eixos de manivelas, blocos de matrizes, alavancas, ganchos, etc., são forjados a partir de seções laminadas e barras.

Grandes forjas livres (com 250 a 300 ton), tais como eixos de hidrogeradores, turbinas e navios, colunas de prensas, rolos de laminadores, etc., são fabricados a partir de lingotes de seções transversais redondas, quadradas ou poligonais.

Forjados ocos, tais como tubos, anéis, tambores, caixas e caldeiras de alta pressão, são fabricados de lingotes ocos.

O forjamento em matriz aberta usa, basicamente, como meio de conformação, as forças de atrito que se desenvolvem entre o metal e as superfícies da matriz. O chamado "atrito de Coulomb" desempenha papel importante neste tipo de forjamento.

Não existe uma correlação direta entre a forma da matriz e a forma do forjado. As ferramentas são planas ou de forma muito simples. Isto não impõe, a rigor, limitação na forma do forjado.

As fibras (texturas) na forja livre seguirão o contorno ou a linha na direção da máxima tensão quando a peça está sendo fabricada.

Forjados de qualidade (do ponto de vista metalúrgico) são obtidos por deformações controladas, os quais são avaliados pelo fator de forjamento ou redução.

$$\lambda = \frac{S_0}{S_1}$$

onde S_0 e S_1 são áreas da seção transversal da barra, antes e depois da deformação.

De acordo com dados práticos, λ não deve ser menor que 2,5 a 4 para aço estrutural e 10 a 12 para aços de altas ligas.

Muitas pesquisas têm sido feitas a respeito da melhoria de qualidade dos aços, pelo grau de deformação mecânica.

Alguns destes trabalhos (2) podem ser resumidos do seguinte modo:

- W. B. Pilrie (1953) - conclusão: Para $\lambda = 4$ os cristais primários são quebrados e se consegue melhoria das propriedades mecânicas do material.
- Tarrmann (1961) - conclusão: Para aços de alta liga a $\lambda = 6$ a uniformidade de estrutura é melhorada.
- G. Littlewood (1961) - conclusão: Para aço plano ao carbono $\lambda = 9$ conseguem-se propriedades mecânicas superiores e bons testes de recalçamento são obtidos.
- Engleman (1967) - conclusão: Para aços planos ao carbono $\lambda = 4$ é requisito essencial para uniformidade das propriedades mecânicas, sendo que $\lambda = 18$ é necessário para uniformidade estrutural.
- Hojas (1976) - conclusão: Para aços planos ao carbono $\lambda = 3$ é adequado para eliminar vazios. No mínimo $\lambda = 8$ é necessário para se produzir aço de boa qualidade, ou seja, uniformidade de estrutura e propriedades mecânicas.

O forjamento em matriz aberta tem dois campos de aplicação, diametralmente opostos:

- a) Forjamento manual: usa marteletes de alta velocidade, acima de 600 golpes por minuto, matriz aberta e depende fundamentalmente da habilidade do forjador. É a versão industrial do "ferreiro".

A manipulação da peça é, no geral, manual o que limita o peso máximo do forjado.

A aplicação típica dele é no forjamento de peças cujo formato não é compatível com uma matriz fechada em consequência do formato ou da distribuição de massas.

b) Forjamento pesado: no forjamento de grandes massas metálicas desenvolvem-se forças de tal magnitude que se torna impraticável o uso de ferramentas complexas. Os materiais para ferramentas de forjar têm limitações quanto à temperatura de trabalho e quanto à tensão máxima que podem suportar.

Por outro lado, a deformação restrita do material se faz a custo, além da resistência à deformação do metal, também de se vencer as forças de atrito que se opõem ao escoamento.

Isto elevaria o porte do equipamento a valores completamente descabidos. Daí a deformação semi-restrita, procurando-se chegar na forma desejada através de um escoamento o mais espontâneo e natural possível, com um mínimo de restrição.

O forjamento pesado define muito mais um processo do que o peso do forjado. Assim, faz-se forjamento pesado em prensas de 800 ton e de lingotes máximos da ordem de 2 ton. Por outro lado, usando-se a mesma técnica, faz-se, hoje, forjamento de lingotes de até 300 ton usando-se prensas de 14.000 ton.

A proporção que a massa metálica a forjar cresce, o processo se sofisticava exponencialmente. As trocas de calor da massa metálica complicam-se, de um lado pelas perdas por radiação das grandes superfícies, por outro lado, parte do trabalho de deformação é transformado em calor, com a consequente elevação de temperatura da massa. Há um equilíbrio a manter sob pena do aparecimento de gradientes de temperatura severos. A falta de homogeneidade de temperatura acarreta variações locais da taxa de deformação com o consequente aparecimento de tensões que podem provocar trincas características do processo.

O sistema de tensões que aparece na massa e a variação da deformação ao longo da sua altura é função da taxa de deformação, da geometria das ferramentas e da geometria da seção. Qualquer heterogeneidade na taxa de deformação é causa, provável, de trincas.

Tudo isso leva à necessidade de se preceder o forjamento de um programa cuidadosamente analisado.

O programa é executado graças a coordenação de uma equipe constituída do operador da prensa, do operador do manipulador e do operador da ponte rolante, tudo sob a orientação do "mestre de forjamento".

O equipamento típico do forjamento pesado é a prensa hidráulica, o manipulador e a ponte rolante para posicionar o lingote, e os fornos de aquecimento e tratamento térmico.

O produto típico é:

- esboços em geral
- cilindros de laminação
- anéis e discos e "queijos" de grande porte
- eixos, flangeados ou não
- virabrequins pesados
- blocos, placas, barras, etc.

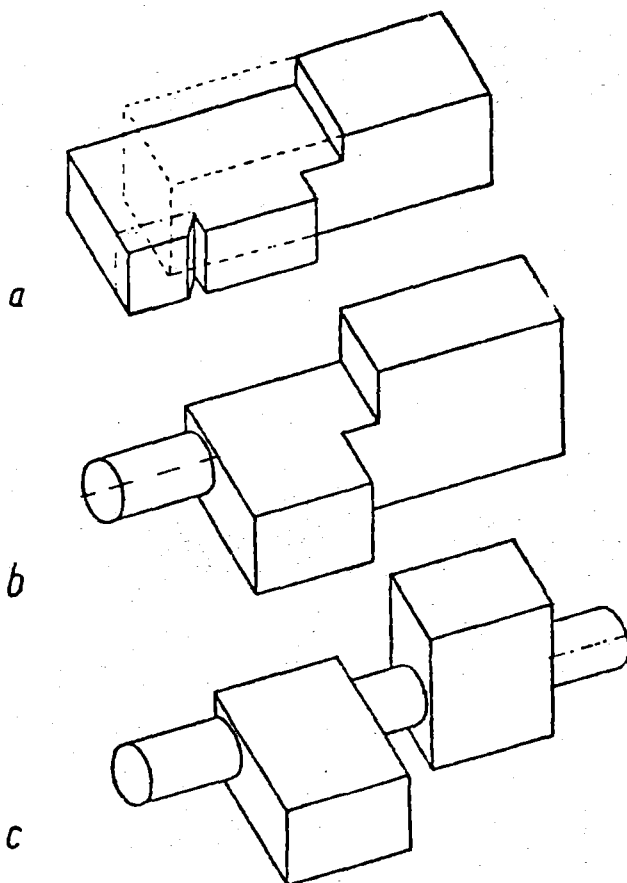


Fig. 6 - Sequência de forjamento de virabrequim pesado.

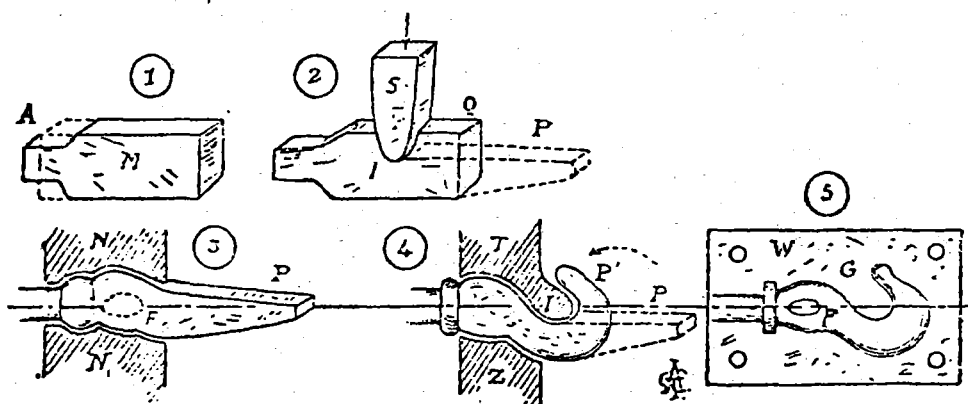


Fig. 7 - Sequência de forjamento de gancho pesado em forja livre.

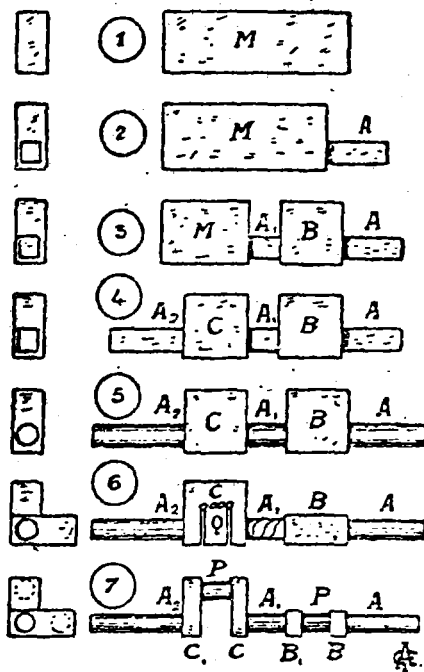
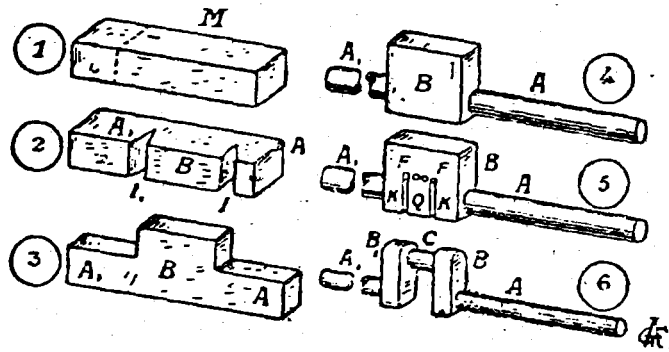


Fig. 8 - Sequência de forjamento de virabrequim médio de 1 e 2 moentes.

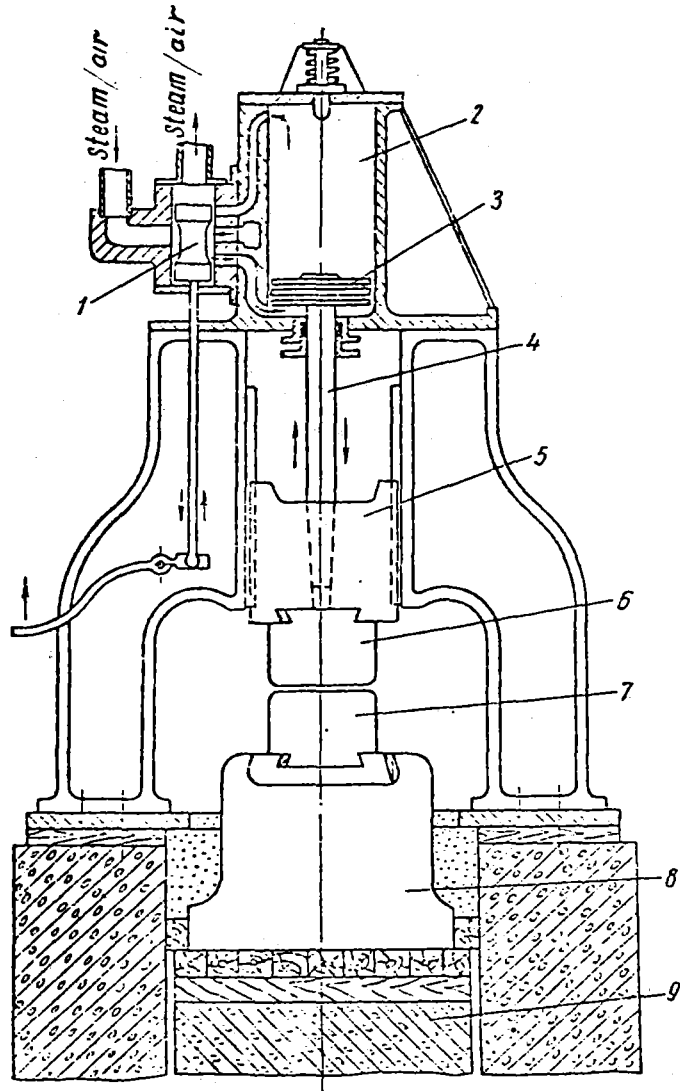


Fig. 9 - Martelo de ferraria com colunas em arco.

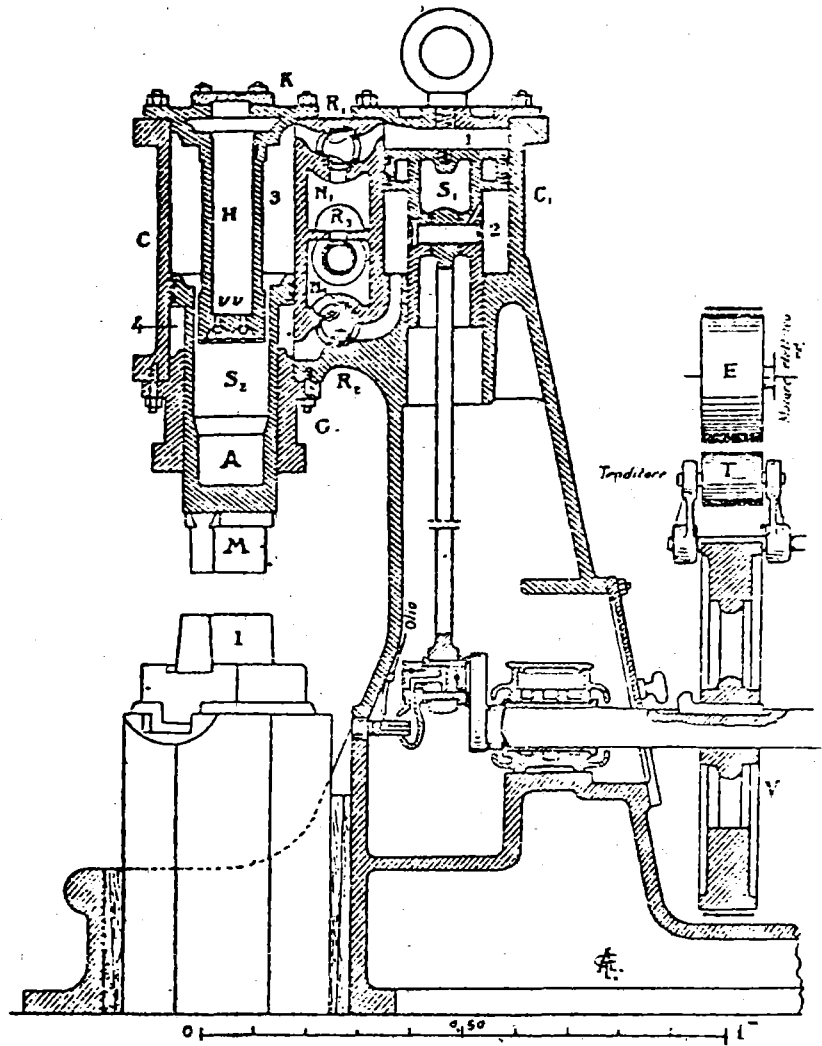


Fig. 10 - Martelete pneumático de ferraria.

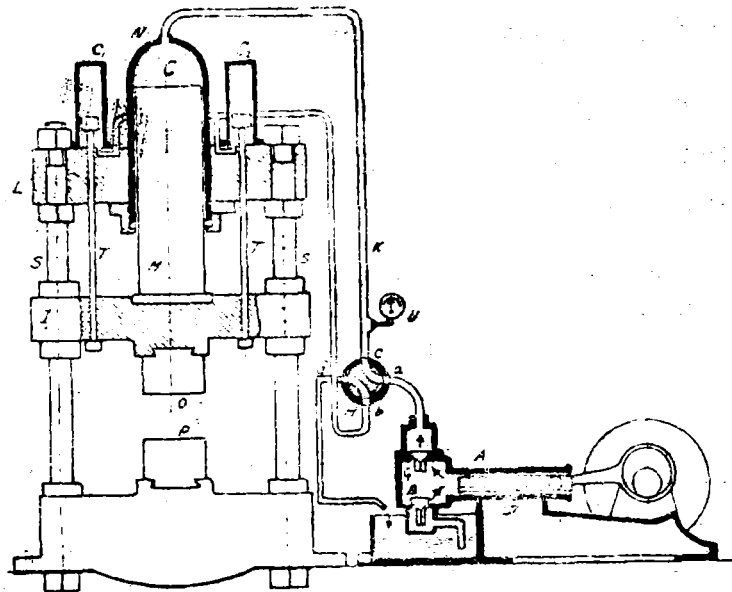


Fig. 11 - Prensa hidráulica simples para forja livre.

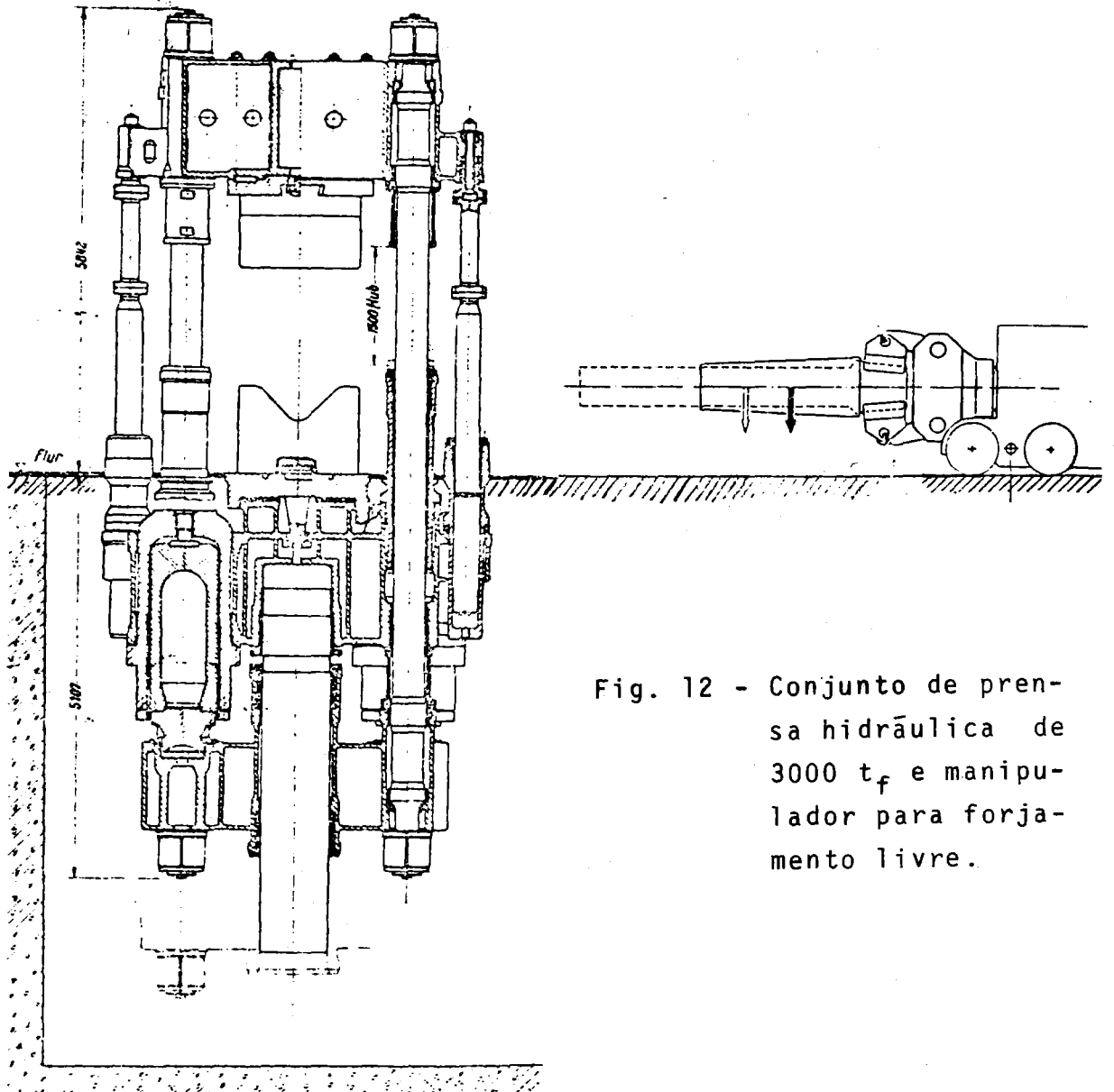


Fig. 12 - Conjunto de prensa hidráulica de 3000 t_f e manipulador para forjamento livre.

2.2 - Processos básicos

No forjamento de modo geral podemos distinguir uma série de processos característicos que são os processos básicos de conformação mecânica ou operações básicas:

- A) o recalçamento, a laminação e a extrusão são chamados de operações principais
- B) o corte, o dobramento e o torcimento são as operações auxiliares.

3 - RECALCAMENTO

3.1 - Introdução

O recalçamento é o termo usado para descrever a operação de reduzir a altura do tarugo visando aumentar as suas dimensões laterais (fig. 13).

No recalçamento o esforço de compressão se faz na direção paralela ao eixo longitudinal do tarugo e o fluxo de material é livre e lateral.

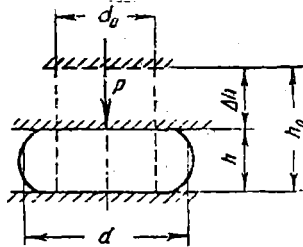


Fig. 13 - Recalçamento.

O grau de deformação no recalçamento é calculado pela fórmula abaixo:

$$E_h = \frac{\Delta h}{h_0} \quad (\text{eq.1})$$

O diâmetro médio d do tarugo, em cada instante do recalçamento, será dado pela condição de incompressibilidade, ou seja:

$$d = d_0 \sqrt{\frac{h_0}{h}} = d_0 \sqrt{\frac{1}{1 - E_h}} \quad (\text{eq.2})$$

Na prática a influência da superfície de contato se faz de modo substancial através das forças de atrito; isto resulta em uma não uniformidade de deformação (fig. 14) na altura (um plano ou duplo embarrilamento) e no volume (inchamento no contorno do material).

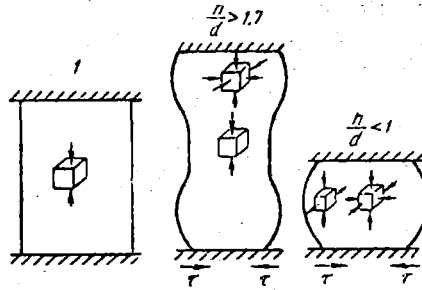


Fig. 14 - Deformação não uniforme no recalçamento.

A deformação não uniforme pode ser reduzida melhorando a qualidade de acabamento da superfície, aquecendo as ferramentas, lubrificando as faces do tarugo (cera, grafite misturado com óleo ou água, óleos lubrificantes, vidro, etc. são usados como lubrificantes de matrizes) e usando revestimentos de metais com baixa resistência a deformação, e assim por diante.

3.2 - Esforços e tensões no recalçamento

Como primeiro ataque para resolução de problema desta natureza será considerada uma solução combinada entre aproximações de equação de equilíbrio e plasticidade.

- Equação de equilíbrio

Considerando-se, sem perda da generalidade, o recalque de tarugo redondo se a altura deste for no máximo igual ao diâmetro ($d \geq h$), razões de ordem prática indicam que as tensões variam pouco através da espessura. Assim as tensões σ_θ , σ_z e σ_r serão consideradas independentes de z .

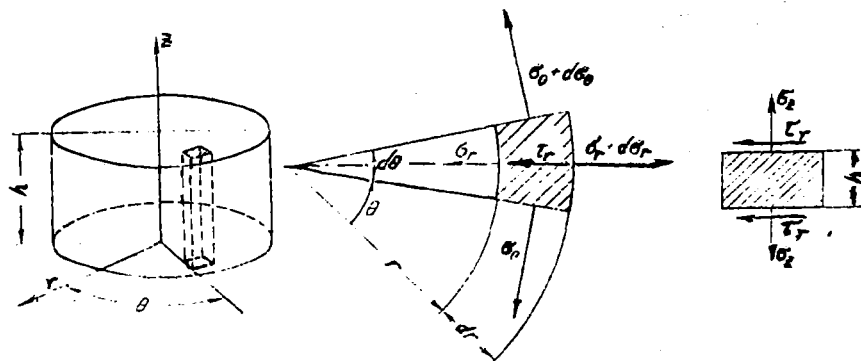


Fig. 15 - Esquema para derivação de equações de equilíbrio aproximadas.

Conforme esquematizado na figura 15 e considerando o corpo elementar indicado, obtêm-se a equação de equilíbrio:

$$\frac{\delta\sigma_r}{\delta r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} - \frac{2}{h} \zeta_r = 0 \quad (\text{eq.3})$$

A partir da equação 3 a solução do problema somente ficará configurada através de novas hipóteses e considerações sobre a distribuição das tensões no corpo considerado.

Desde que $\delta_r = \delta_\theta$ (estado de tensões cilíndrico) a equação 3 se simplifica sobremaneira e o problema de simetria axial se transforma em problema plano, ou seja:

$$\frac{\delta\sigma_r}{\delta r} - \frac{2}{h} \zeta_r = 0 \quad (\text{eq.4})$$

3.3 - Condições de escoamento

E de fundamental importância na resolução de problemas de conformação mecânica o estabelecimento de condições sob as quais o metal se deforma plasticamente.

Para casos simples de carregamento uniaxial, de tração ou compressão, a condição plástica é atingida quando a tensão no corpo atinge o limite de escoamento, entendido aqui um comportamento perfeitamente plástico do metal.

$$|\sigma| = \sigma_s$$

Nos estados mais complexos de carregamento o escoamento plástico não só se relaciona com a grandeza das tensões em uma determinada direção mas também com tensões nas demais direções.

TRESCA após série de experiências, assumiu, em 1864, que o escoamento se daria quando

$$\zeta_{\text{máx}} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \zeta_s = \frac{\sigma_s}{2}$$

ou

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_s \quad (\text{eq.5})$$

onde σ_s é a resistência do material ao cisalhamento.

A partir de experimentos realizados a posteriori, os quais mostravam um notável desvio da relação σ_s/σ_s do valor 0,5, em cerca de 10 a 15%, Von Mises (1913) e outros (3) reformularam as condições de Tresca.

O escoamento plástico se daria então quando a intensidade da tensão tangencial (T) atingisse determinado valor.

No caso do carregamento simples onde o material se escoava quando $\sigma_x = \sigma_s$ e da expressão de T (3) em função das componentes do estado de tensões, chega-se a:

$$T = \frac{\sigma_s}{3}$$

Assim em termos de tensões consideradas no recalçamento a condição de escoamento de Von Mises se escreve do seguinte modo:

$$(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 + 6 \zeta_{zr} = 2 \sigma_s^2 \quad (\text{eq.6})$$

Fazendo-se ainda as simplificações anteriormente consideradas, de que $\sigma_\theta = \sigma_r$ e ainda que $\zeta_{zr} = 0$, considerando-se que os efeitos do atrito se restrinjam à superfície de contato do corpo com a ferramenta, então a condição de plasticidade para o problema em curso será:

$$\sigma_z - \sigma_r = \sigma_s \quad (\text{eq.7})$$

Com as equações 3 e 7 fica definida a solução do problema com relação a esforços e tensões. A dependência que resta é sobre a distribuição das forças de atrito na superfície de contato.

a) - para $\sigma_r = \text{constante} = \mu \sigma_s$

a solução para σ_z será uma reta

ou

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_3} = -(1 + \mu \frac{d - 2r}{h}). \quad (\text{eq.8})$$

b) - para $\sigma_r = c r$

a solução para σ_z será uma parábola.

c) - para $\zeta_r = \mu \sigma_s$

a solução para σ_z será exponencial (4).

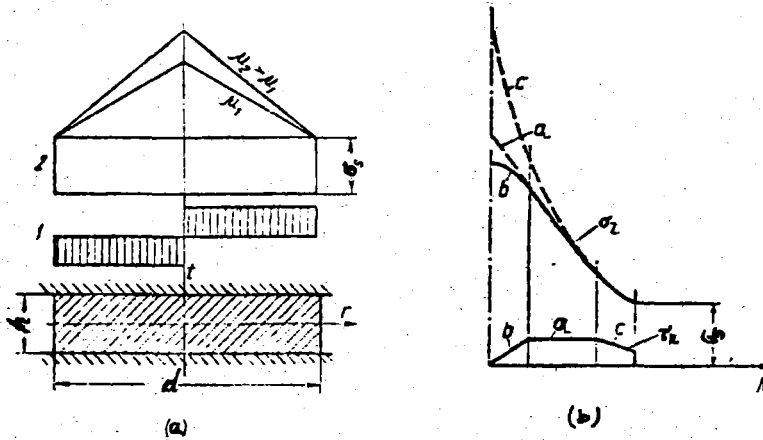


Fig. 16 - Soluções diversas para esforços no recalque.

A figura 16 nos revela o comportamento da distribuição das pressões σ_z em função das diversas hipóteses sobre o atrito. Na figura 16.a a solução linear e na parte (b); as demais soluções, inclusive uma solução composta de uma distribuição seccionalmente contínua para σ_r .

3.4 - Pressão média de recalque

A força exercida pela ferramenta durante a conformação mecânica pode ser determinada por:

$$F = \int_0^A \sigma_z dA = p \times A \quad (\text{eq.9})$$

onde

p - pressão média de recalque

A - área do tarugo no instante calculado.

Pela equação 6, desprezando-se o sinal que indica esforço de compressão e integrando conforme a equação 9, obtêm-se:

$$\frac{p}{\sigma_s} = 1 + 1/3 \mu \frac{d}{h} \quad (\text{eq.10})$$

Tal expressão obtida inicialmente por Siebel, tem importância fundamental na determinação dos esforços de forjamento de peças em geral.

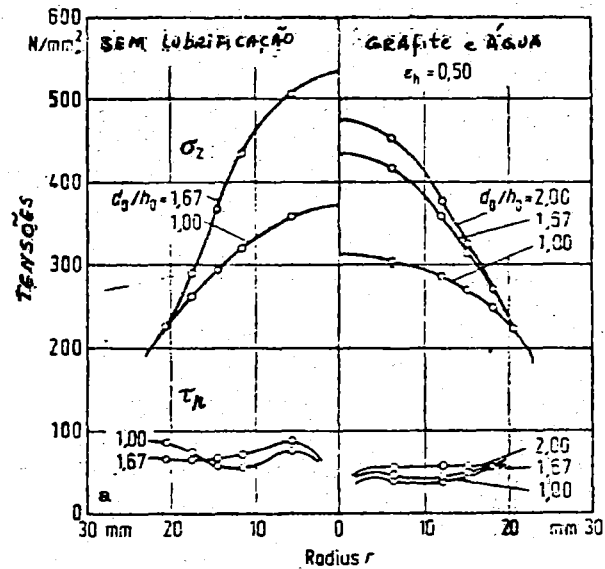


Fig. 17 - Resultados experimentais evidenciando ação do atrito (5).

Apesar do caráter aproximativo da solução encontrada para o recalçamento, pode-se notar a semelhança bastante grande entre a mesma e os resultados obtidos na prática. A hipótese de se fazer $\zeta_r = \text{constante}$ se confirma quase que integralmente nos casos experimentais.

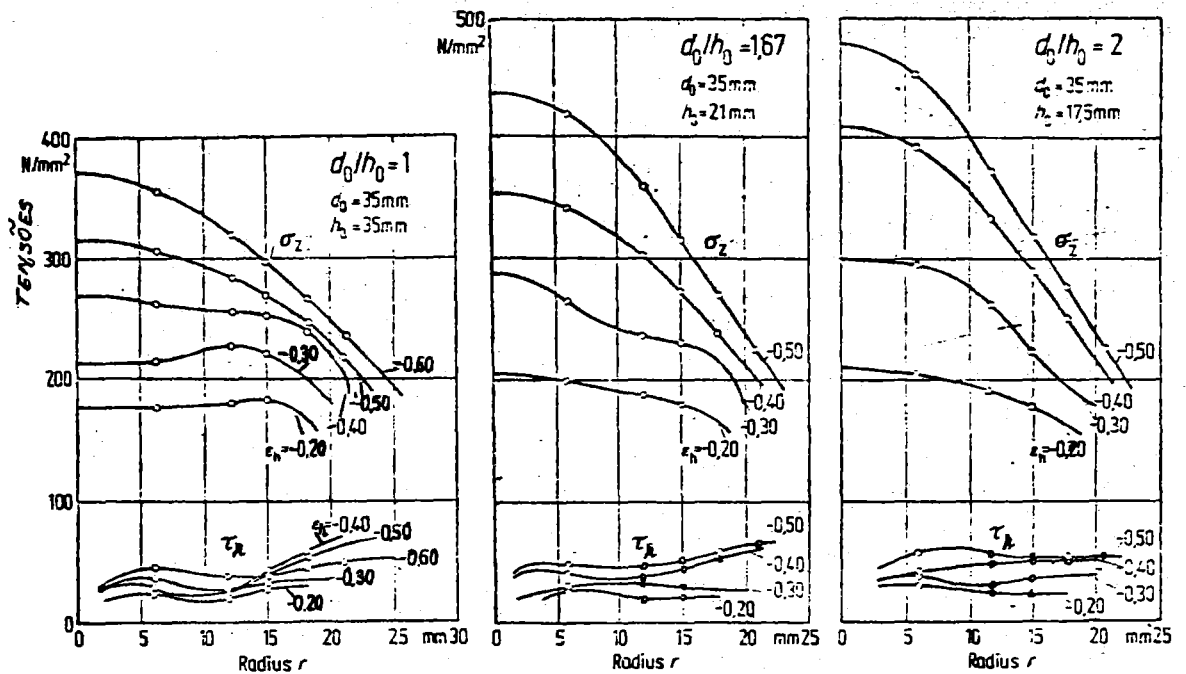


Fig. 18 - Resultados experimentais evidenciando a influência do fator geométrico d/h (5).

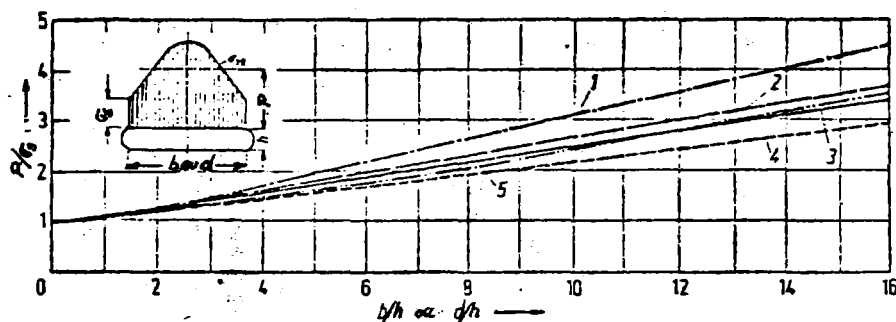


Fig. 19 - Soluções de vários autores para recalçamento.

A figura 19 nos mostra comparações entre diversas soluções para o recalçamento:

- 1). obtida sobre hipótese $\zeta_r = \sigma_s/2$ (por Unksow).
- 2). obtida para $\zeta_r = \sigma_s/2 - r/r_0$ (por Unksow).
- 3). solução de Schröder e Webster.
- 4). solução de Siebel ($\mu \approx 0,3$) (6).
- 5). solução de Stöter.

3.5 - Método do balanceamento de potências

Este método é baseado na lei da conservação de energia; na deformação plástica a potência desenvolvida pelas forças externas (P_{su}) se iguala a potência de dissipação interna (P_{in}).

Mas P_{su} será a soma algébrica das potências desenvolvidas pelas forças atuantes (P_a) e a razão de dissipação energética nas superfícies de atrito (P_f)

$$P_{su} = P_a - P_f$$

A potência de dissipação interna é o resultado da potência de deformação (P_d) plástica (modelo rígido perfeitamente plástico) das zonas de deformação mais a potência de dissipação das zonas de cisalhamento intenso das superfícies das interfaces entre zonas deformadas e material rígido (P_{sh})

$$P_{in} = P_d + P_{sh}$$

Assim:

$$P_a = P_d + P_{sh} + P_f \quad (\text{eq.11})$$

que nos permite resoluções para uma série de situações que são apresentadas pelos problemas de forjamento.

Chamando de D a potência de dissipação específica (7), como sendo

$$D = \sigma_1 E_1 + \sigma_2 E_2 + \sigma_3 E_3 = \sqrt{2} k (E_1^2 + E_2^2 + E_3^2)^{1/2} \quad (\text{eq.12})$$

a expressão desenvolvida da equação 9, ficará:

$$P u = \int_V D dV + \int_{S_{sh}} \{\Delta v\} k d S_{sh} + \int_{S_f} \{\Delta v\} \mu d S_f \quad (\text{eq.13})$$

onde:

- P - esforço de conformação
- u - velocidade da ferramenta
- V - volume da região deformada
- S_{sh} - superfície de cisalhamento interno
- k - resistência ao cisalhamento plástico = $\sigma_s / \sqrt{3}$
- S_f - superfície de atrito.

3.6 - Soluções para recalçamento plano

Várias soluções podemos encontrar para o referido problema dependendo cada uma da particularidade do mecanismo de deformação plástica imaginado. Supondo-se deformação uniforme e plana, então:

$$E_z = u/h$$

$$E_x = 0$$

$$E_y = - u/h \text{ (incompressibilidade do material plástico)}$$

e

$$D = \sqrt{2} k [(u/h)^2 + 0 + (u/h)^2]^{1/2} = 2 k \frac{u}{h}$$

Pela equação 11

$$P \times u = 2 k \frac{u}{h} b h + \int_{S_f} \{\Delta v\} \mu k d S_f \quad (\text{eq.14})$$

Δv é a velocidade de deslizamento do material sobre a ferramenta conforme indicado na figura 20.



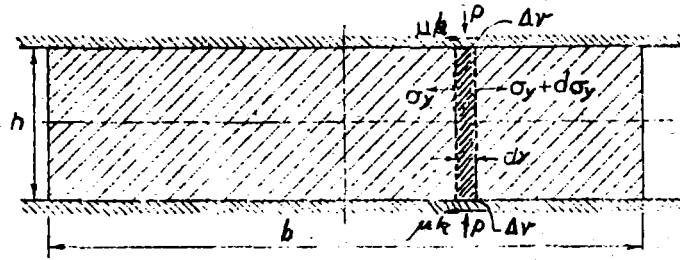


Fig. 20 - Deformação uniforme entre placas planas.

Como:

$$\epsilon_y = \frac{dy/dt}{y} = - u/h$$

então:

$$dy/dt = \Delta v = - \frac{u}{h} y$$

ou

$$\int_{S_f} |\Delta v| \mu \sigma_s d S_f = 4 \mu \sigma_s \frac{u}{h} \int_0^{b/2} y dy = \mu \sigma_s \frac{u}{h} \frac{b^2}{2}$$

Substituindo na equação 14 e fazendo as simplificações necessárias resulta:

$$\frac{P}{2 k b} = 1 + \frac{1}{4} \mu \frac{b}{h}$$

3.7 - Soluções para superfícies de descontinuidades

Em oposição ao mecanismo de deformação proposto anteriormente, outra solução para o problema do recalque entre matrizes planas pode ser obtida, tomando-se em consideração campos de linhas de deslizamento ou também chamadas linhas de escorregamento. Exemplos de possíveis modos de deformações podem ser vistos na figura 21.

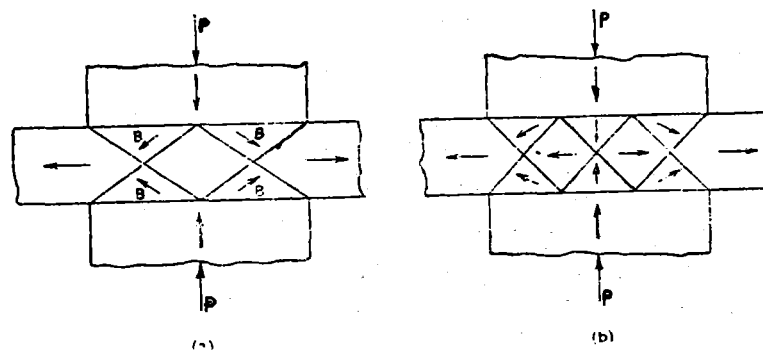


Fig. 21 - Dois possíveis modos de deformação com indicação da movimentação dos blocos rígidos.

Neste caso a dissipação de potências se dará no deslizamento de um bloco relativamente ao outro e na movimentação relativa entre material e ferramenta. De acordo com a figura 21, pode-se escrever:

$$P \times u = 2 \frac{b/4 k}{2 \cos \theta} (V_{BO} + V_{BC}) + 2 \frac{b/4 k}{2 \cos \theta} (V_{DC} + V_{DE}) + 2 \frac{b}{4} \mu k V_{BA} + 2 \frac{b}{4} \mu k V_{DA}$$

$$P u = \frac{2 k b u}{\sin 2\theta} + \mu \frac{b}{2} k \frac{n}{\tan \theta} + \mu \frac{b}{2} k \frac{3 u}{\tan \theta} = 2 k b u \left(\frac{1}{\sin 2\theta} + \frac{1}{4} \mu \frac{b}{h} \right)$$

ou

$$\frac{P}{2 k u} = \left(1 + \frac{1}{4} \mu \frac{b}{h} \right)$$

para

$$b/h = 2n.$$

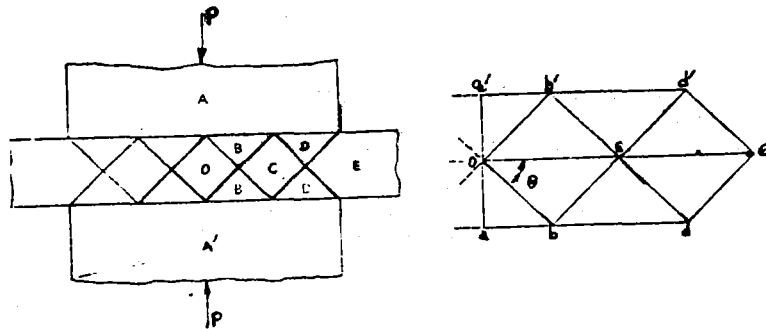


Fig. 22 - Modelo de formação e diagrama de velocidades relativas.

A característica principal das soluções obtidas para o problema do recalçamento é que elas são aproximações da solução exata do problema. No primeiro tratamento, onde se partiu das condições de equilíbrio de tensoes, a solução é uma aproximação da solução exata por valores inferiores e as últimas soluções obtidas por considerações de balanceamento de potências são aproximações por valores maiores. Comparações entre os dois tipos de soluções podem ser notadas no diagrama da figura 23.

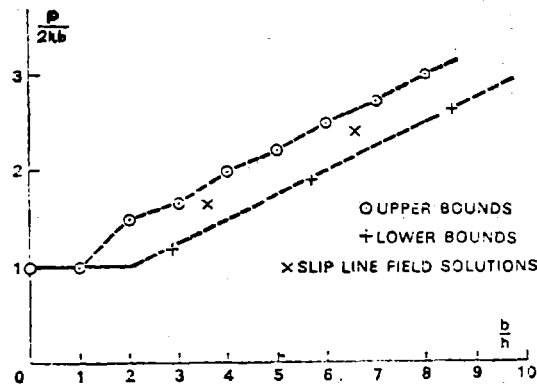


Fig. 23 - Comportamento aproximativo das soluções para o recalque,

3.8 - Embarrilamento no recalque de cilindros

Como já mencionado anteriormente a deformação no recalque longe está de ser uniforme (fig.14). É claro que uma aproximação deste comportamento é notada para condições $d \gg h$, porém na verdade sempre haverá um maior ou menor grau um encurvamento da su perfície lateral, ao qual dá-se o nome de embarrilamento.

O método do balanceamento de potências permite o tratamento do problema de recalque levando-se em consideração este facto.

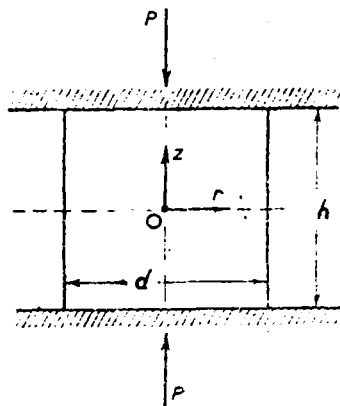


Fig. 24 - Compressão de cilindro entre placas rugosas.

Para a situação da figura 24 e introduzindo as coordenadas adimensionais

$$\rho = r/R$$

$$\xi = z/R$$

$$\Psi = h/d$$

onde

$$d = 2R$$

Um campo de velocidades radiais capaz de traduzir a configuração do embarramento pode ser expresso por:

$$v = A\rho (1 - \beta \xi^2/\psi^2)$$

onde:

A é uma constante

$0 \leq \beta \leq 1$ é o parâmetro característico do grau de embarramento. Quando $\beta = 0$ não se formaria o barril.

A velocidade axial W pode ser deduzida a partir da condição de incompressibilidade

$$W = -2A (\xi - \beta \xi^3/3\psi^2)$$

desde que

$$W_{\xi=\psi} = u$$

onde u é a velocidade de recalque. Então:

$$A = \frac{3u}{2\psi(3-\beta)}$$

Sabendo-se que:

$$E_r = R \frac{\delta v}{\delta r}$$

e que

$$E_\theta + E_r + E_z = 0$$

$$E_\theta = R \frac{v}{r}$$

$$\zeta_{zr} = R \frac{v}{z}$$

a equação 13 para este caso pode ser escrita do seguinte modo:

$$P.u = 2\pi k \int_0^4 \int_0^1 D \rho d\rho d\xi + 2\pi\mu k \int_0^1 v_{\xi=\psi} \sigma d\sigma$$

(eq.15)

Desenvolvendo-se os cálculos (8), as soluções são encontradas pesquisando-se para uma dada condição de μ e ψ o valor de β

que minimize o valor de P. A condição é válida desde que os valores de P dados pela equação 15 são aproximações da solução exata por valores maiores.

Para a condição $\beta = 0$ e $\mu = 1$ obtêm-se pela equação 15:

$$\frac{P}{\sigma_s} = 1 + \frac{1}{3} \frac{d}{h} \quad (\text{eq.16})$$

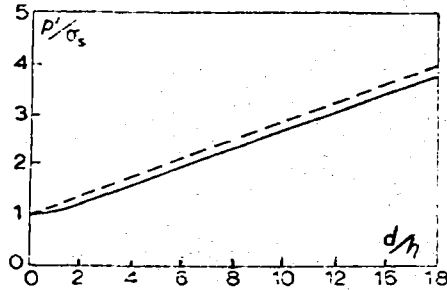


Fig. 25 - Soluções obtidas pelas equações
15: linha pontilhada
16: linha cheia.

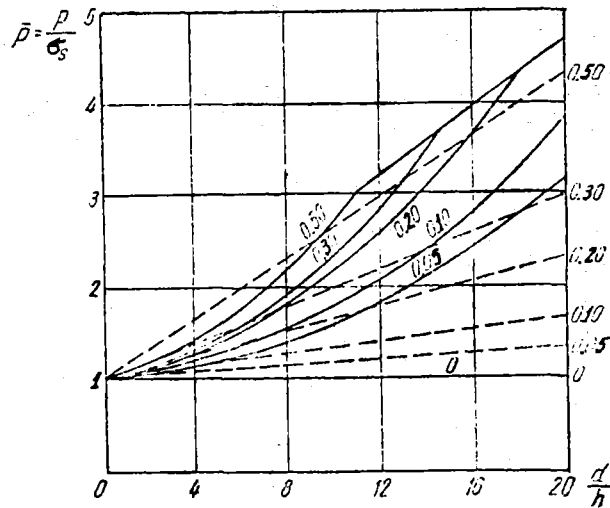


Fig. 26 - Outras soluções para recalque considerando o embarrilamento linhas cheias (3).

3.9 - Mapeamento de tensões de recalque

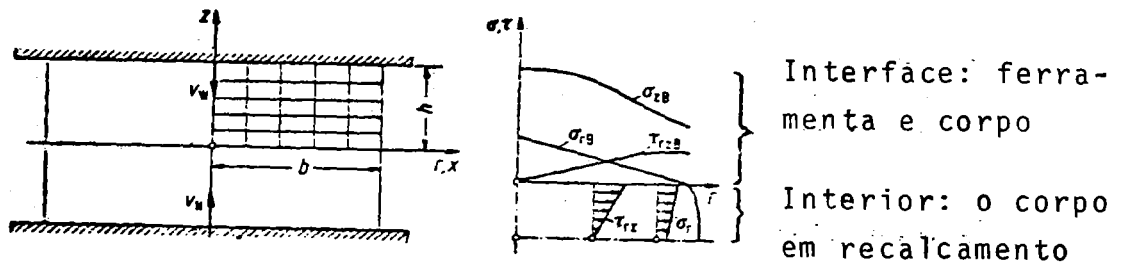


Fig. 27 - Quadrante de estudos e distribuição de tensões esquemáticas.

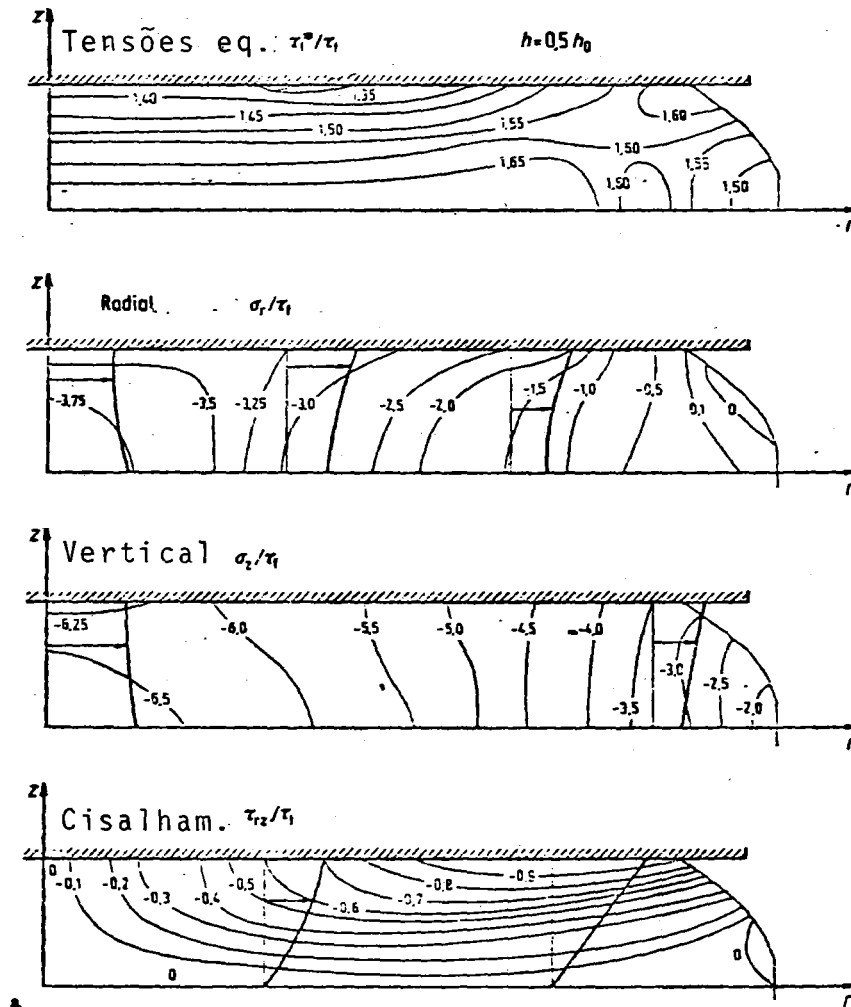


Fig. 28 - Levantamento experimental de tensões no recalçamento.

4 - ESTIRAMENTO

4.1 - Introdução

É a operação de forjamento, também chamada de laminação, em que o esforço de compressão é exercido perpendicularmente ao eixo longitudinal da peça é uma operação largamente utilizada no forjamento livre e como preparação no forjamento com matrizes.

Devemos distinguir estiramento ou laminação como operação de forjamento ou o Drawing-down (figura 29) do processo de conformação laminação ou Rolling (figura 30).

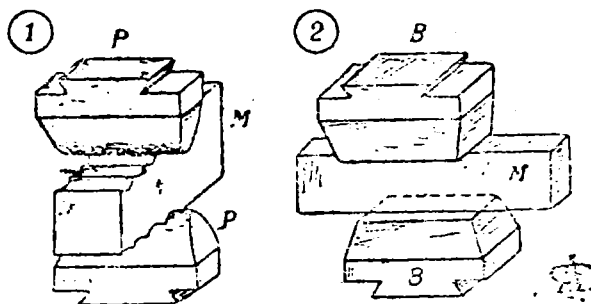


Fig. 29 - Laminação em forja livre (Drawing-down).

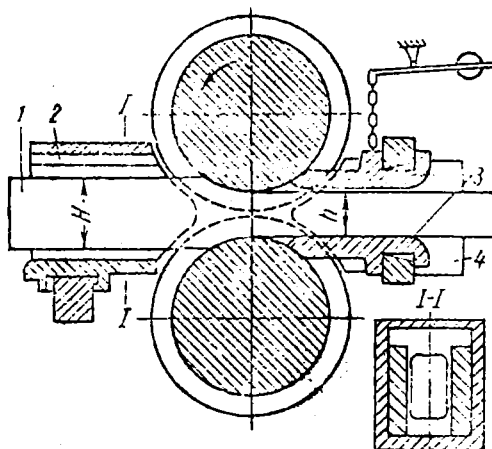


Fig. 30 - Laminação de barras (Rolling).

4.2 - Estudo do estiramento

Tarugos, blocos ou barras podem ser estirados pelo forjamento entre matrizes planas em prensas ou martelos.

Os parâmetros de estiramento são:

l_0 - avanço ou alimentação

Δh - redução ($h_0 - h_1$)

λ - razão de forjamento ($= \frac{h_0 b_0}{h_1 b_1}$)

Δb - alargamento ($b_1 - b_0$).

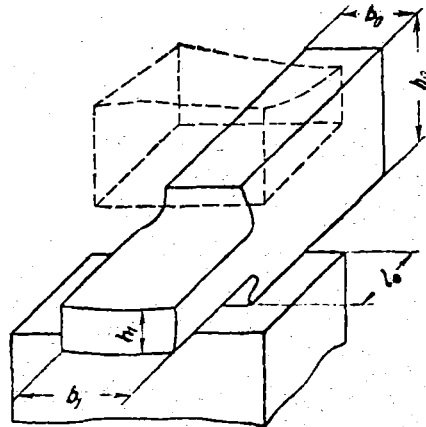


Fig. 31 - Representação esquemática da operação de laminação.

Considerando duas reduções sucessivas $(h_1 b_1) \rightarrow (h_2 b_2)$, a relação de forjamento no início do trabalho é:

$$\lambda_1 = \frac{h_0 b_0}{h_1 b_1}$$

e a segunda é:

$$\lambda_2 = \frac{h_1 b_1}{h_2 b_2}$$

A redução de forjamento total é:

$$\lambda_t = \frac{h_0 b_0}{h_2 b_2} = \frac{h_0 b_0}{h_1 b_1} \cdot \frac{h_1 b_1}{h_2 b_2} = \lambda_1 \lambda_2$$

Generalizando o processo para n etapas de reduções, temos:

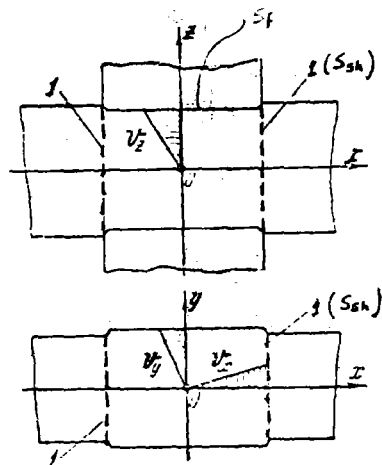
$$\lambda_t = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \dots \cdot \lambda_m.$$

Para uma dada seção transversal de um tarugo $h_0 b_0$, o alargamento aumenta com a redução de Δh e o comprimento l_0 .

A discussão deste fato com maiores detalhes pode ser feita com auxílio da teoria da plasticidade através do método de balanceamento de potências envolvidas na conformação.

4.3 - Modelo para estudo de laminação

Conforme o padrão de deformação indicado na figura 31, um campo de velocidades cinematicamente possível pode ser o indicado abaixo, uma vez considerado Δh pequeno relativamente as dimensões h , b e λ .



$$v_z = E_z$$

$$v_y = a E_y$$

$$v_x = (1 - a) E_x$$

Fig. 32 - Modelo de deformação para laminação

Deste modelo resultam as seguintes taxas de deformações:

$$E_z = - E$$

$$E_y = a E$$

$$E_x = (1 - a) E$$

$$\gamma_{xy} = \gamma_{xz} = \gamma_{zy} = 0$$

e a expressão da equação 13, para este caso particular, terá a seguinte forma:

$$P.u = k \int_V D \, dV + \mu k \int_{S_f} v_k \, dS_f + k \int_{S_{sh}} v_{sh} \, dS_{sh} \quad (\text{eq.17})$$

O parâmetro a , fator determinante da deformação transversal, conforme modelo adotado, será determinado pela condição de minimização do esforço de conformação

$$\frac{\partial P}{\partial a} = 0$$

e do qual se obtêm, após desenvolvimento e simplificação oportunas e necessárias (3)

$$a = 1/2 \cdot \frac{h_0/b_0 \frac{4 \mu \theta}{1 + \theta^2}}{h_0/b_0 + 2\mu \frac{1 + \theta^2}{1 + \theta^2} + 1/\theta} \quad (\text{eq.18})$$

A representatividade proposta pela equação 18, do fenômeno do espraçamento lateral de laminação, que ela representa, pode ser verificada através dos dados experimentais indicados abaixo. A aproximação é tanto melhor para os valores de $\mu > 0,5$

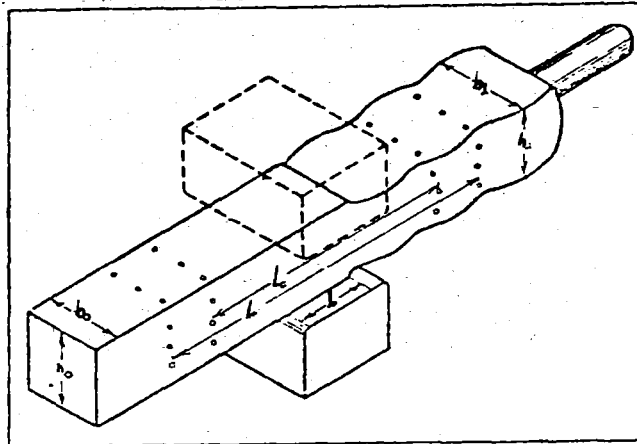


Fig. 33 - Método utilizado para medida de variações dimensionais na laminação.

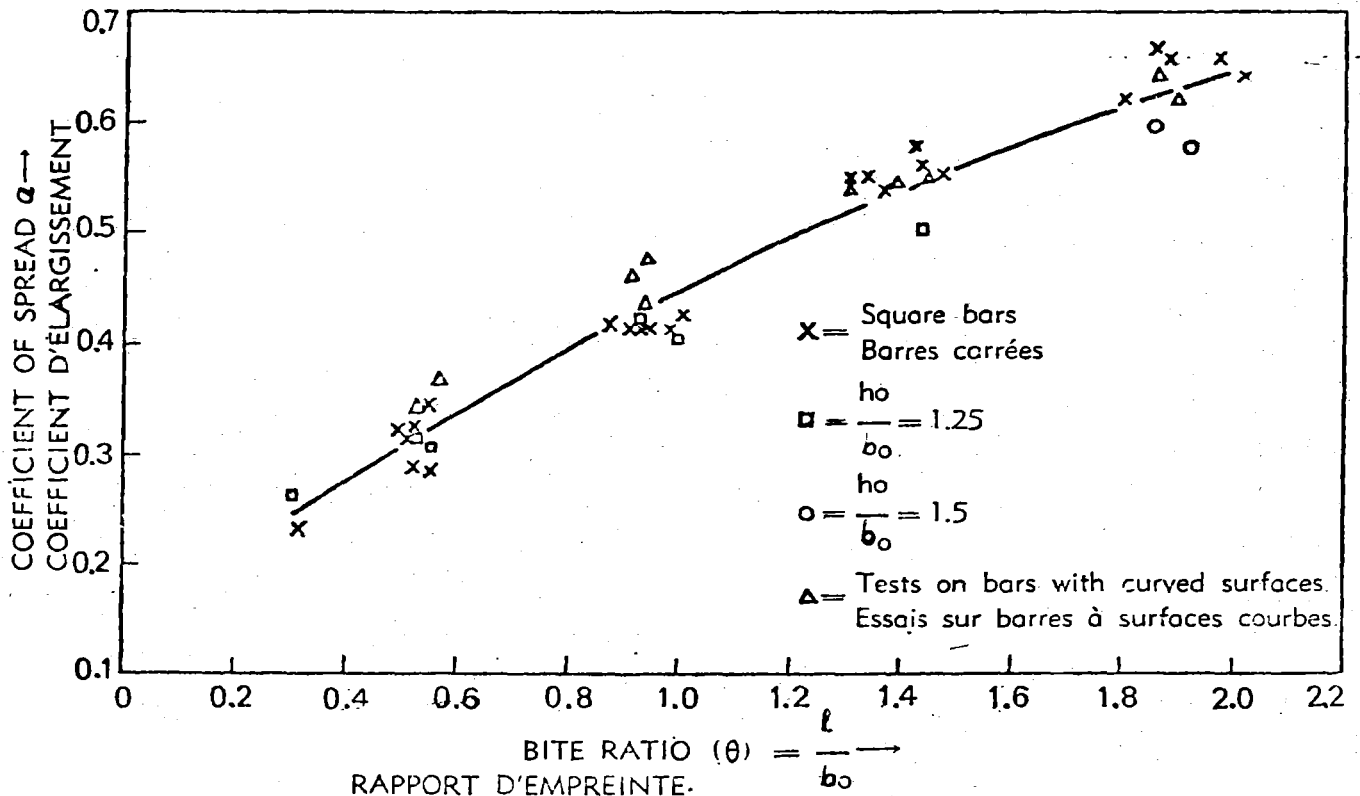


Fig. 34 - Valores experimentais do coeficiente de alargamento.

Como forma alternativa pode-se, em lugar da equação 18, utilizar para determinação do coeficiente de espraçamento, a expressão empírica obtida a partir dos resultados indicados no gráfico da figura 34:

$$a = 0,14 + 0,36 \theta - 0,054 \theta^2 \quad (\text{eq.19})$$

4.4 - Coeficiente de alargamento

Apesar de ser o coeficiente a dependente expressamente do atrito μ e do formato da zona de deformação, (equação 18), pôde se verificar experimentalmente, conforme a expressão 19, que a dependência se faz mais diretamente com fator θ , relação entre largura da ferramenta e largura do tampo.

Como:

$$E_y = - a E_z$$

ou

$$\frac{db}{b} = - a \frac{dh}{h}$$

e para redução de altura de até 40%, o coeficiente a pode ser considerado constante e como resultado da integração:

$$\frac{b_1}{b_0} = \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^a$$

Consequentemente

$$\frac{L_1}{L_0} = \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^{(1-a)}$$

4.5 - Limites de laminação

Uma vez determinado o valor do coeficiente a , o valor do esforço de laminação será conhecido através do desenvolvimento da expressão dada pela equação 17.

Quando as relações entre a largura da ferramenta e as dimensões das faces do tarugo são bastante grandes, nota-se divergência acentuada de comportamento da deformação com relação ao modelo adotado. A pressão média de laminação decresce com $l/h = 1$. Entretanto quando $l/h < 1$ a natureza do estado de tensões muda substancialmente e a pressão passa a crescer com a diminuição da relação

ℓ/h . Exemplo característico é a compressão de chapas grossas com matriz plana, figura 35.

4.6 - Compressão de chapas grossas

Uma solução para este caso particular de laminação pode ser obtida pelo mecanismo de deformação proposto a seguir, figura 35.

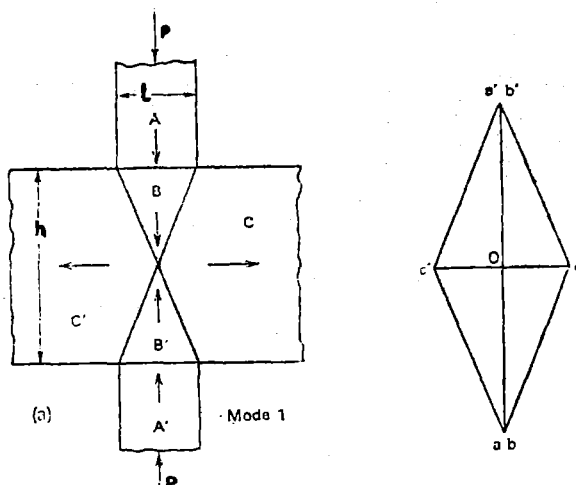


Fig. 35 - Mecanismo de deformação simples.

Conforme diagrama acima e aplicando-se a equação do balanceamento de potências, sabendo-se de antemão que nenhuma potência é consumida pelas partes rígidas, então:

$$P \cdot u = 2 (k \cdot v_{BC} \cdot \overline{BC}) = k \cdot v_{BC} \sqrt{\ell^2 + h^2}$$

e de acordo com o diagrama de velocidades relativas

$$\frac{P}{2k} = \frac{1}{2} \left(\frac{\ell}{h} + \frac{h}{\ell} \right)$$

O modelo adotado por ser muito simples é impraticável para valores maiores de h/b . Neste caso um modelo mais sofisticado do tipo indicado na figura 36 deverá ser usado e a solução neste caso será dada pela expressão:

$$\frac{P}{2k} = \frac{1}{2} \left(3 \frac{\ell}{h} + \frac{7}{9} \frac{h}{\ell} \right)$$

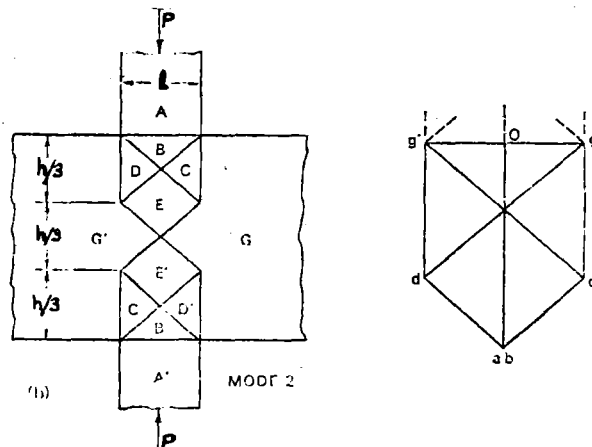


Fig. 36 - Modelo alternativo de mecanismo de deformação.

4.7 - Compressão de bloco semi-infinito

Quando a relação $\lambda/h \rightarrow 0,115$ uma outra alteração ocorre no estado de carregamento do corpo. O recalçamento nestes casos deixa de existir e o material flui lateralmente para cima. A laminação se transforma em uma operação de corte.

Aqui um novo método de resolução de problemas de conformação fornecerá uma solução "exata" para a força de compressão. É o método das linhas de fluência.

4.8 - Linhas de fluência ou "Slip-lines"

São aquelas linhas pertencentes ao reticulado de linhas mutuamente perpendiculares visíveis sobre seções de barras após de formação a frio. Estas linhas, figura 37, ou linhas de Luders, são as trajetórias das tensões tangenciais máximas.

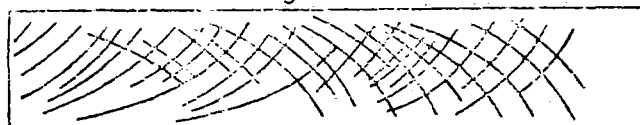


Fig. 37 - "Slip-lines" na seção de uma chapa de aço laminada a frio.

As linhas de fluência são largamente empregadas no cálculo de tensões em caso de deformação plana, no interior dos corpos deformados e nas superfícies de contato com a ferramenta. Para tal elas contam com uma série de propriedades, como segue:

- a - As linhas de fluência são contínuas e formam duas famílias de linhas perpendiculares entre si.
- b - As "slip-lines" cruzam a direção das tensões principais a 45° .

- c - O ângulo entre as tangentes a duas "slip-lines" da mesma família nas interseções com linhas de outra família permanece constante.
- d - Os ângulos ϕ_1 e ϕ_2 de inclinação das "slip-lines" na interseção com o contorno da região deformada depende da tensão tangencial ζ sobre o contorno;

$$\phi_1 = 1/2 \text{ arc cos } \frac{\zeta}{k}$$

$$\phi_2 = \phi_1 + \frac{\pi}{2}$$

- e - A variação da tensão média ao longo de uma linha de fluência é proporcional ao ângulo de variação da direção desta.

4.9 - Solução de Prandtl para compressão de bloco semi-infinito

A solução dada por Prandtl é uma aproximação bastante boa para compressão plana de bloco semi-infinito em casos onde se pode desprezar a ação do atrito.

O campo de "slip-lines" proposto por Prandtl é o indicado na figura 38.

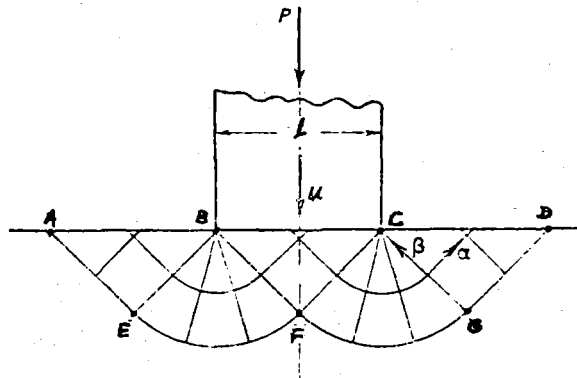


Fig. 38 - Famílias α e β de "slip-lines" propostas por Prandtl.

A solução se conduz conforme a figura 39. Assim:

- A) estado de tensões no ponto m da superfície livre

$$\sigma_{1m} = 0$$

e σ_3 serão dados pela equação de plasticidade

$$\sigma_{1m} - \sigma_{3m} = 2k \quad \therefore \quad \sigma_{2m} = -2k$$

então:

$$\bar{\sigma}_m = \frac{1_m + 3_m}{2} = -k$$

B) Seguindo trajetória mn sobre a linha de fluência da família a variação da pressão média será:

$$\bar{\sigma}_m - \bar{\sigma}_n = 2 k \phi_{mn}$$

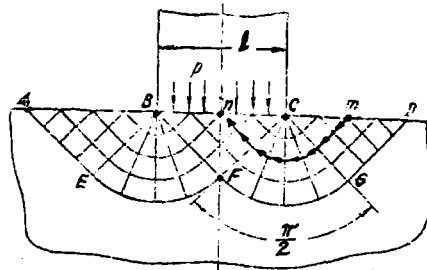


Fig. 39 - Esquema indicativo de solução para "slip-lines".

Como $\phi_{mn} = \Pi/2$, então

$$\bar{\sigma}_n = \bar{\sigma}_m - \Pi k = -k(1 + \Pi)$$

Sabendo-se que as tensões em n são de compressão, pode-se fazer

$$\sigma_{1n} + \sigma_{3n} = 2k(1 + \Pi)$$

mas,

$$\sigma_{1n} - \sigma_{3n} = 2k \text{ (condição de plasticidade)}$$

finalmente:

$$\sigma_{1n} = p = 2k(1 + \Pi/2).$$

4.10 - Solução de Hill

Uma solução diferente é mostrada na figura 40. Foi de modo comparativo apresentada mais recentemente pelo matemático R. Hill.

O resultado para pressões da ferramenta obtido através deste modelo é idêntico ao do modelo anterior, como se pode comprovar pelas regras já expostas do método de "slip-lines".

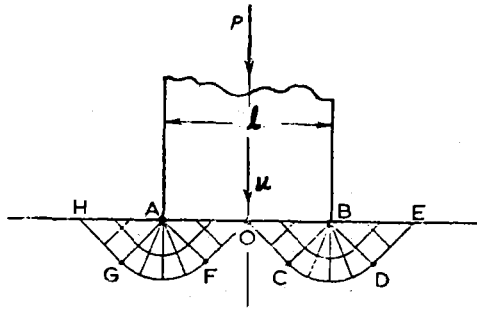


Fig. 40 - Família de "slip-lines" proposta por Hill.

As duas soluções são igualmente válidas porém o modelo a apresentado por Hill dá um padrão mais próximo do que realmente acontece quando se comprime um bloco elasto-plástico com uma ferramenta rígida. O escoamento plástico se inicia na vizinhança das extremidades A e B .

A diferença fundamental entre um modelo e outro é o padrão de deformação plástica assumido em cada caso (figura 41). Ambas contudo representam uma solução completa do problema:

- a). Ambas correspondem a um estado de tensões em equilíbrio
- b). Existe um padrão de deformação que satisfaz os requisitos de velocidades conforme diagramas indicados na figura 41.
- c). Os incrementos de deformação de cisalhamento no padrão de deformação tem o mesmo sinal das tensões cisalhantes dentro do campo de "slip-lines".

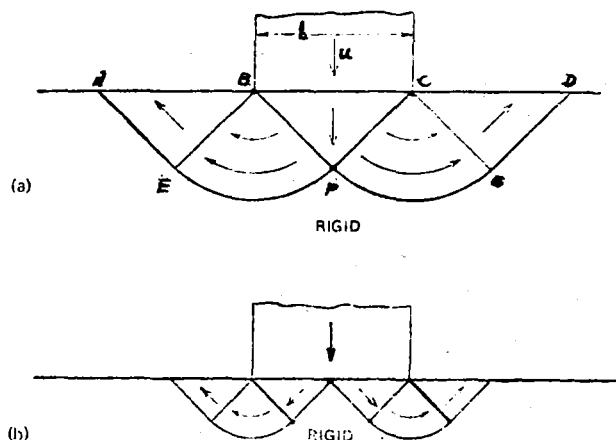


Fig. 41 - Comparação entre padrões de deformações dos modelos propostos.

5 - EXTRUSÃO

5.1 - Introdução

É a operação na qual o esforço de conformação é paralelo ao eixo longitudinal da peça, sendo que neste caso, ao contrário do recalçamento, parte do material ou todo ele é forçado a passar através do orifício da ferramenta, conforme a figura 42.

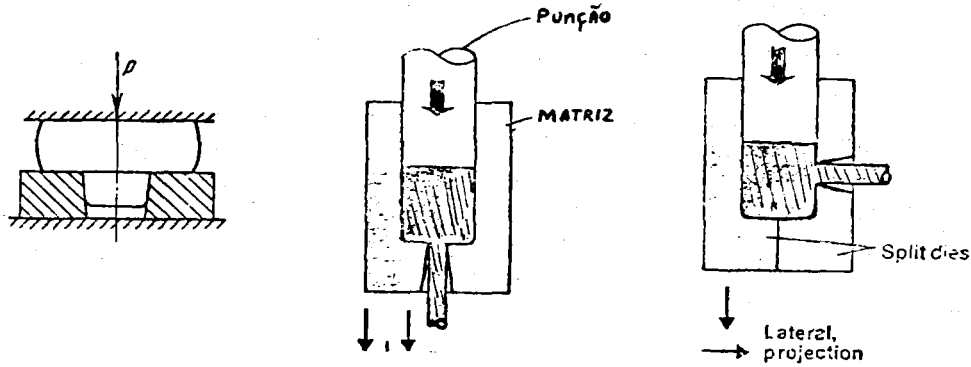


Fig. 42 - Exemplos de operação de extrusão.

5.2 - Tensões e deformações na extrusão

Para o estudo da extrusão considera-se basicamente o modelo plano e de simetria axial.

Na figura 43 pode-se analisar para a extrusão plana as desuniformidades de deformação que ocorrem nesta operação.

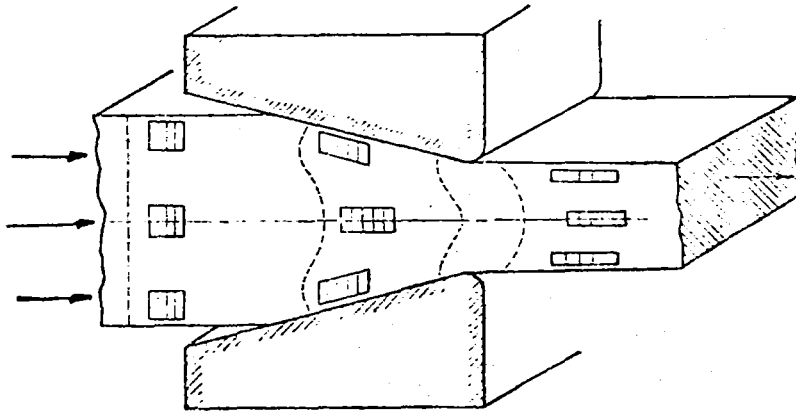


Fig. 43 - Deformação de um elemento de chapa através da ferramenta de extrusão.

Apesar do conhecimento prēvio sobre as irregularidades nas deformações que ocorrem na região de deformação durante a extrusão, a desconsideração deste fato nos permite um primeiro modelo aproximativo para estudo das tensões, a exemplo do que se faz com o recalçamento.

As figuras 44 e 45 nos indicam os elementos bāsicos para derivação das equações de equilībrio respectivamente para o modelo plano e para o modelo de simetria axial.

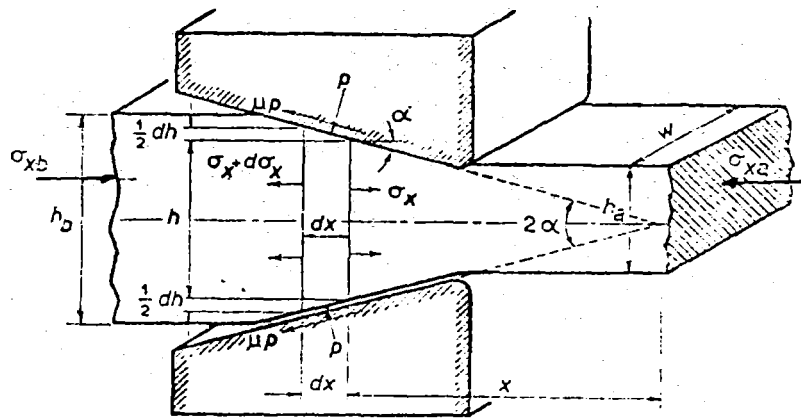


Fig. 44 - Elementos bāsicos de equilībrio na extrusão plana.

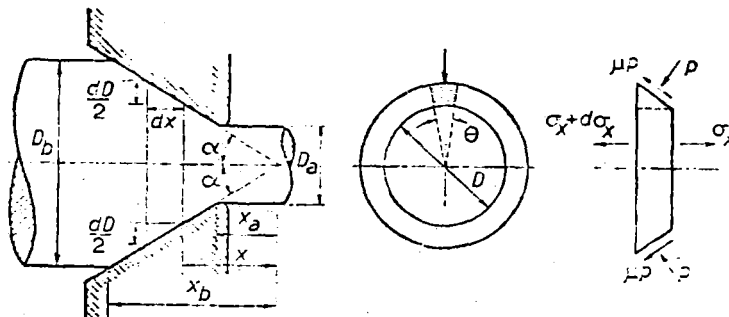


Fig. 45 - Equilībrio elementar na extrusão de barras redondas.

Da figura 45, pode-se deduzir (Rowe) a equação seguinte

$$D \cdot d \sigma_x + 2 \sigma_x + p(1 + \mu \cot \alpha) \cdot d D = 0 \quad (\text{eq.20})$$

Sendo $\sigma_x - (-p) = \sigma_s$ a condição de escoamento e fazendo

$$\beta = \mu \cot \alpha$$

então

$$\frac{\sigma_{xb}}{\sigma_s} = \frac{1 + B}{B} \left[1 - \left(\frac{A_b}{A_a} \right)^B \right] \quad (\text{eq.21})$$

onde A_b e A_a são respectivamente as áreas da seção inicial e final da peça. Na ausência do atrito a expressão se torna simplesmente

$$\frac{\sigma_{xb}}{\sigma_s} = \ln \left(\frac{A_b}{A_a} \right) \quad (\text{eq. 22})$$

que se obtém fazendo-se

$$\lim_{B \rightarrow 0} \quad (\text{eq. 21}).$$

5.3 - Solução limite superior para extrusão

A primeira solução para tensões na extrusão mesmo partindo de um padrão irreal de deformação permite ainda resultados bastante aproximados. Contudo, outras soluções podem ser encontradas partindo-se das condições de fluxo do material através da zona de deformação.

O módulo de fluxo mais comodamente utilizável é o do fluxo radial, indicado na figura 46.

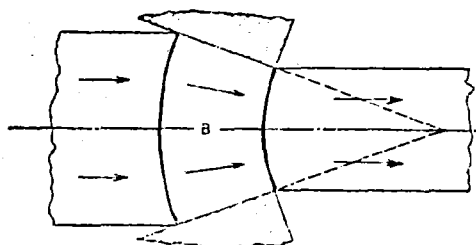


Fig. 46 - Modelo de deformação por fluxo radial na extrusão.

Nas superfícies esféricas de entrada e saída da zona de deformação o material sofre um cisalhamento intenso e as potências dissipadas são somadas a potência de deformação e deste modo obtém-se a solução para esforços conforme B. Avitzur (9).

Outra solução desta feita baseada no equilíbrio de tensões a partir do modelo de fluxo radial pode ser obtida considerando a zona de deformação como setor cilíndrico ou esférico de parede espessa submetido a pressões internas e externas, vide F. Stassi (10):

Um outro modelo mais elaborado para o estudo dos esforços e deformações na extrusão como indicado na figura 47, permite análise detalhada do fenômeno e basicamente pode ser assim descrito:

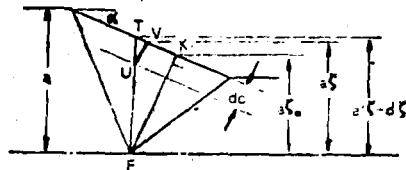
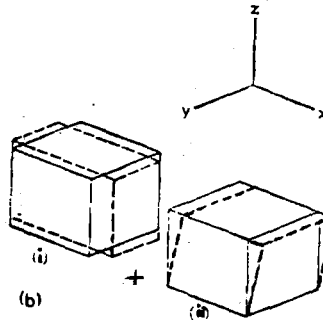
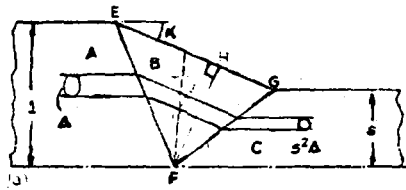


Fig. 47 - Modelo de fluxo com características da deformação na região cônica.

- a) cisalhamento intenso nas interfaces EF e FG
- b) compressão circunferencial ideal na zona B conforme a figura 47 (b)(i)
- c) cisalhamento difuso (distorção) na zona B da figura 47 (b)(ii).

Feito o balanceamento de dissipação de potências (11) e através da equação 13, obtêm-se de modo simplificado:

$$\frac{\sigma_{xb}}{2k} = \alpha + \frac{\eta}{2} + \frac{3}{32} \frac{\eta^2}{\alpha}$$

para extrusão de barras redondas

$$\frac{\sigma_{xb}}{2k} = \alpha + \frac{1}{4} \frac{\eta^2}{\alpha}$$

para extrusão de barras chatas, sendo

$$\eta = 2^n \left(\frac{A_b}{A_a} \right)$$

α = ângulo da ferramenta.



Um teste para o modelo proposto com relação a valores experimentais e dado nos gráficos da figura 48, onde as curvas teóricas são comparadas aos dados obtidos em experiências de trefilação com barras cilíndricas.

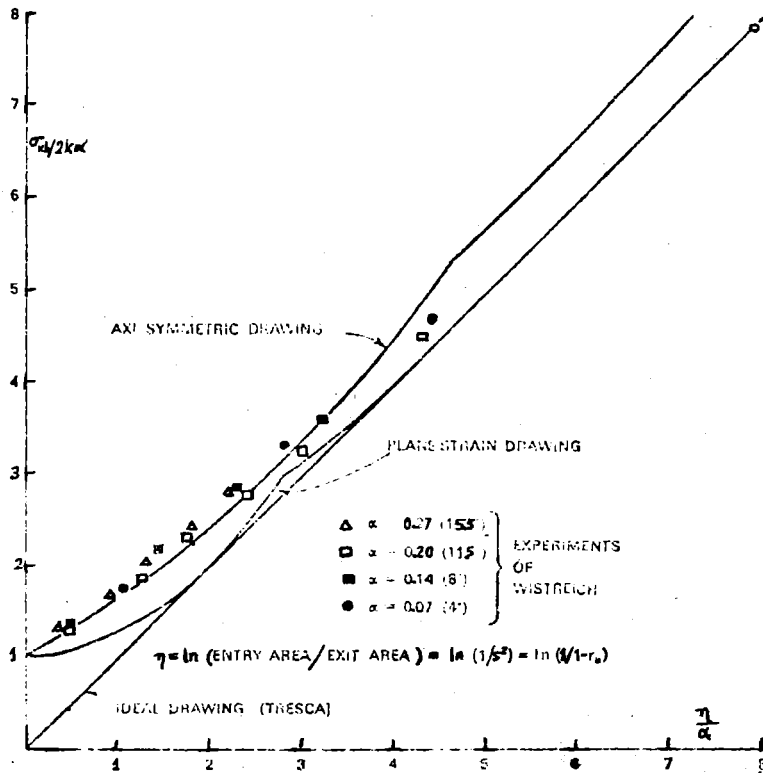


Fig. 48 - Confronto teórico-experimental em conformação através de ferramentas cônicas.

6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- (5) - LANGE, K., MEYER-NOLKEMPER, H. - "Gesenkchmieden", Springer-Verlag - Berlin, 1977.
- (3) - MASTEROV, V. and BERKOVSKY, V. - "Theory of Plastic Deformation and Metal Working", Mir Publishers, Moscow-1975
- (8) - KACHANOV, L.M. - "Foundations of the Theory Plasticity" - North Holland Publishing Co. - Amsterdam, 1971
- (4) - ROWE, G.W. - "Conformado de los Metales" - Ediciones URMO, Bilbao, 1972
- (1) - NAUJOKS, W. and FABEL, D.C. - "Forging Handbook" - The American Society of Metals, Cleveland, Ohio, 1939.
- (6) - SIEBEL, E. - "Le Faconnage des Metaux par Deformation Plastique" - Librairie Polytechnique ch, Béranger, 1936
- (9) - AVITZUR, B. - "Metal Forming: Processes and Analysis" - McGraw-Hill Book Co., Inc. New York, 1969.
- (10) - STASSI, F. - "Flow and Frature of Materials", Palermo, Istituto de Technologie Meccaniche, Facoltà d'Ingegneria 1966
- (11) - CALLADINE, C.R. - "Engineering Plasticity" - Pergamon Press London, 1969
- (2) - NADKARNI, A.S. and MARTINELLI, G. - "Continuously Cast Steel for Drop Forging" - Metallurgia, The Journal of Metals Technology, October, vol. 45, 1978
- (7) - ADAMI, A.L. - Contribuição ao Estudo Teórico da Trefilação de Tubos Através de Fieiras Cônicas - Tese de Douto-ramento apresentada a EESC-USP, 1972.