

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PRODUÇÃO
LABORATÓRIO DE OTIMIZAÇÃO DE PROCESSOS DE FABRICAÇÃO

PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO DOS MATERIAIS -
INTRODUÇÃO AOS PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO
PARTE II

T. ALTAN, S.OH, H. GEGEL

Tradução e adaptação, Professor Titular Reginaldo Teixeira Coelho, PhD

JULHO - 2012

Sumário

CAPÍTULO 10	5
MÉTODOS APROXIMADOS DE ANÁLISE E SUA APLICAÇÃO EM OPERAÇÕES SIMPLES DE CONFORMAÇÃO	5
10.1 Aplicação do método do “slab” para um recalque plano	6
10.2 Aplicação do método do slab para recalque axissimétrico	8
10.2.1 Campo de velocidades.....	8
10.2.2 Critério de escoamento	10
10.2.3 Cálculo da distribuição de tensões.....	10
10.3 O método “Upper Bond” e sua aplicação no recalque axissimétrico	10
10.3.1 Princípios do método.....	10
10.3.1 Aplicação no recalque axissimétrico homogêneo.....	11
10.3.2 Aplicações para recalques heterogêneos	12
REFERÊNCIAS	13
CAPÍTULO 11	14
ESTAMPAGEM E FORJAMENTO EM ESTAMPO FECHADO.....	14
11.1 – Aspectos fundamentais.....	14
11.2 Complexidade da forma no forjamento	17
11.3 Projeto de estampas para pré-formas (Bloqueadores).....	20
11.4 Métodos empíricos para projeto de rebarbas (Flash).....	26
11.5 Previsão das cargas e pressões de forjamento.....	30
11.8 Exemplo de previsão da carga de forjamento para uma biela.....	32
11.8.1 – Estimativa da tensão de escoamento	33
11.8.2 Estimativa do fator de atrito.....	37
11.8.3 Estimativa para carga de forjamento	37
11.9 Comparação entre os dados calculados e aqueles obtidos experimentalmente	38
REFERÊNCIAS	38
CAPÍTULO 12	39
EXTRUSÃO À QUENTE DE BARRAS, TUBOS E PERFIS.....	39
12.1 Extrusão a quente sem lubrificação	39
12.2 Extrusão direta	40
12.3 Extrusão indireta	42
12.4 Extrusão de tubos e de seções ocas.....	43
12.5 Materiais e fluxo metálico.....	45
12.6 Velocidades de extrusão e temperaturas	47
CAPÍTULO 13	51
FORJAMENTO À FRIO (EXTRUSÃO À FRIO).....	51
13.1 Materiais para forjamento a frio	52
13.2 Preparação do tarugo e lubrificação no forjamento a frio de aços.....	53
13.3 Variáveis que afetam a carga e energia de forjamento.....	53
13.4 Estimativa do atrito e da tensão de escoamento.....	56
13.5 Variações das cargas de extrusão sob condições de produção	56

13.6	Previsão da carga de extrusão por diversas fórmulas selecionadas	57
13.7	Previsão de cargas de extrusão por meio de testes de modelos	60
13.8	Forjamento morno de aços	62
REFERÊNCIAS		63
CAPÍTULO 14		64
LAMINAÇÃO DE TIRAS, CHAPAS E PERFIS		64
14.1	Laminação de tiras	66
14.1.1	Métodos simplificado para estimar a força de separação na laminação de tiras.	66
14.1.2	Distribuição de tensões na laminação de tiras	68
14.1.3	Força de separa e torque em laminação de tiras	69
14.1.4	Flexão elástica dos rolos	70
14.2	Laminação de placas	71
14.3	Um método empírico para estimativa do espalhamento na laminação de placas	71
14.4	Um método teórico para estimar o espalhamento.....	71
14.5	Previsão da tensão e da força de separação na laminação de placas	73
14.6	Laminação de perfis diversos.....	75
14.7	Estimativa de alongamento na laminação de formas.....	77
14.8	Projeto de passadas de laminação para calibração	78
14.9	Projeto de rolos para passes em seções tipo aerofólios auxiliado por computador	79
14.10	Projeto de rolos de passes para laminação de seções redondas com ajuda de computador	82
14.11	Projeto de passes para formas irregulares e estruturais auxiliado por computador	83
REFERÊNCIAS		86
CAPÍTULO 15		88
TREFILAÇÃO DE BARRAS, TUBOS, ARAMES, PERFIS E TUBOS.....		88
15.1	Trefilação de arames e barras.....	88
15.2	Energia e tensão na trefilação de barras e arames	90
15.2.1	Energia para deformação homogênea	90
15.2.2	Energia de atrito.....	91
15.2.3	Energia de deformação por cisalhamento	91
15.2.4	Energia total de trefilação	92
15.3	Ângulo ótimo da fieira.....	92
15.4	Efeitos da tensão residual	93
15.5	Tensão em trefilação de tubos.....	94
15.6	Tensão no estiramento de tubos (sem espiga).....	95
15.7	Tensões na zona de trefilação	96
15.8	Tensões na zona de calibração	97
15.9	Tensão de trefilação para trabalho redundante	97
15.10	Tensão total na trefilação de tubos	98
15.11	Trefilação de tubos com mandril móvel (IRONING)	98
15.11.1	Tensões e cargas no Ironing (Calibração) com um mandril cilíndrico móvel.....	100
15.12	Trefilação com um mandril cônico em passes múltiplos	101

REFERÊNCIAS	102
CAPÍTULO 16	103
MATERIAIS PARA ESTAMPOS E SUA FABRICAÇÃO	103
16.1 Vida do estampo e falha no estampo	103
16.2 Materiais de estampo para conformação a quente	104
16.3 Comparação entre aços para estampos aplicados em conformação a quente	105
16.4 Habilidade de endurecer uniformemente	106
16.5 Resistência ao desgaste.....	106
16.6 Resistência à deformação plástica	107
16.7 Tenacidade	108
16.8 Resistência à queima	110
16.9 Materiais de estampo para trabalho a frio	111
16.10 Fabricação convencional de estampos.	112
16.10.1 Torneamento e fresamento convencional (manual)	112
16.10.2 Fresas copiadoras.....	112
16.10.3 Usinagem de gravuras por controle numérico (CN)	113
16.10.4 Usinagem por eletroerosão.....	113
16.10.5 Gravamento.....	115
16.10.6 Outros métodos de fabricação de estampos.....	115
REFERÊNCIAS	116

CAPÍTULO 10

MÉTODOS APROXIMADOS DE ANÁLISE E SUA APLICAÇÃO EM OPERAÇÕES SIMPLES DE CONFORMAÇÃO

A maioria das variáveis de processo envolvidas na conformação dos metais e sua influência nas operações de conformação dos metais foram discutidas no Capítulo 2. Os principais objetivos da análise de uma operação de conformação são:

- Estabelecer as relações cinemáticas (forma, velocidades, taxa de deformação e deformações) entre o componente indeformado (tarugo, blank ou pré-forma) e o componente deformado (produto), isto é, prever o fluxo metálico durante a operação de conformação.
- Estabelecer os limites de conformação ou produção, isto é, determinar se é possível realizar a operação de conformação sem causar qualquer defeito na superfície ou abaixo dela (trincas ou dobras) no material sendo conformado.
- Prever as tensões, as forças e a energia necessária para a realização da operação de conformação. Esta informação é necessária para o projeto das ferramentas e para a seleção do equipamento apropriado, com força adequada e capacidade de energia, para realizar a operação.

Existem diversos métodos aproximados diferentes, todos analíticos e numéricos, para analisar os problemas de conformação dos metais. Nenhum deles é perfeito, por causa das hipóteses assumidas no desenvolvimento do método matemático. Além disso, todos métodos de análise requerem como entrada (a) a descrição do comportamento do material sob as condições do processo, isto é, dados de tensão de escoamento, e (b) um valor quantitativo para descrever o atrito, isto é, o fator de atrito, m ou o coeficiente de atrito, μ . Estas duas quantidades por si só - tensão de escoamento e atrito - devem ser determinados experimentalmente e são difíceis de se obter com exatidão. Portanto, qualquer erro na medição da tensão de escoamento ou incertezas no valor do fator de atrito, espera-se que haja influência na exatidão dos resultados da análise. Quase todos os métodos disponíveis para análise falham em considerar os gradientes de temperatura que estão presentes no material em deformação durante as operações de conformação à quente. Como resultado, os efeitos da temperatura na tensão de escoamento e no fluxo de metal durante a conformação à quente frequentemente não são considerados adequadamente. Os métodos mais amplamente conhecidos de análise são o método da “placa” ou de “Sachs”, o método da energia uniforme, o método de “slip-line”, o método da “upper bond”, o método dos elementos finitos, o método das diferenças finitas e o método da viscoplasticidade. A capacidade e características de cada um destes vários métodos estão resumidas na Tabela 10.1⁽¹⁰⁻¹⁾. Detalhes de alguns deles são dados em textos bem conhecidos em conformação dos metais, listados nas referências do Capítulo 1.

Neste capítulo, somente o método do slab e da upper bond serão discutidos, porque eles são relativamente simples de aplicar em problemas práticos de conformação de metais. Quando se usa ambos os métodos, as seguintes hipóteses são assumidas:

- O material sendo deformado é isotrópico e incompressível
- As deformações elásticas do material sendo deformado e das ferramentas são desprezíveis.
- As forças inerciais são pequenas e podem ser desprezadas.
- A tensão tangencial de cisalhamento, τ , é constante na interface estampo/material e $\tau = f\bar{\sigma} = m\bar{\sigma}/\sqrt{3}$, como discutido no Capítulo 6.
- O material escoar de acordo com o critério de Von Mises, conforme discutido no capítulo 5.
- A tensão de escoamento, $\bar{\sigma}$, e a temperatura são constantes dentro da porção analisada no material sendo deformado.

A base para lidar com o uso prático de ambos os métodos, do “slab” e da “upper bond”, é a seguinte:

1 - Estimar ou assumir o campo de velocidade ou o de fluxo metálico

2 - Para este campo de velocidades, estimar as deformações médias, taxas de deformações médias e temperaturas dentro de cada zona distinta do campo de velocidades.

3 - Portanto, estimar um valor médio da tensão de escoamento, $\bar{\sigma}$, dentro de cada zona distinta de deformação

4 - Conhecendo $\bar{\sigma}$ e o atrito, deriva-se ou aplicam-se as equações necessárias para prever-se a distribuição de tensões e a carga de conformação (no método da “placa”) ou a carga de conformação e a pressão média de conformação (no método de “upper bond”).

Tabela 10.1 - Resumo dos vários métodos de análise

Entrada			Saídas				Comentário
Método	Tensão de escoamento	Atrito	Campo de velocidades	Campo de tensões	Campo de temperatura	Tensão nas ferramentas	
Slab (placa)	média	(a)(b)	não	sim	não	sim	ignora trabalho redundante
Energia uniforme	média	(b)	não	não	não	média	trabalho redundante pode ser incluído aproximadamente
Slip-line	média	(a)(b)	sim	sim	não	sim	válido para problemas de deformação plana
Upper bond	distribuição	(b)	sim	não	não	média	fornece limite superior na carga, pode determinar contornos livres
Método de Hill	distribuição	(a)(b)	sim	não	não	média	pode tratar problemas 3D
Diferença finita	distribuição	(a)(b)	sim	sim	sim	sim	requer um longo tempo de computação
Elementos finitos	distribuição	(a)(b)	sim	sim	sim	sim	os mesmos acima
Matricial	distribuição	(a)(b)	sim	sim	sim	sim	trata materiais como rígido/plástico
Resíduos ponderados	distribuição	(a)(b)	sim	sim	sim	sim	tratamento muito geral
(a)	(b)						

10.1 Aplicação do método do “slab” para um recalque plano

O campo de velocidades

Neste caso, a deformação é homogênea e acontece no plano x-z (Figura 10.1). O campo de velocidades foi definido no capítulo 3, e é dado abaixo, onde V_D é a velocidade da parte superior do estampo. As velocidades nas direções z, x e y são:

$$v_z = -z/h \cdot V_D ; \quad v_x = x/h \cdot V_D ; \quad v_y = 0 \tag{10.1}$$

As taxas de deformação são:

$$\dot{\epsilon}_z = \partial v_z / \partial z = -V_D / h \tag{10.2a}$$

$$\dot{\epsilon}_x = \partial v_x / \partial x = V_D / h = -\dot{\epsilon}_z \tag{10.2b}$$

$$\dot{\epsilon}_y = \partial v_y / \partial y = 0 \tag{10.2c}$$

Pode-se mostrar facilmente que $\dot{\gamma}_{xz} = \dot{\gamma}_{yz} = 0$.

As deformações serão:

$$\epsilon_z = \ln\left(\frac{h}{h_0}\right); \quad \epsilon_x = -\epsilon_z; \quad \epsilon_y = 0 \tag{10.3}$$

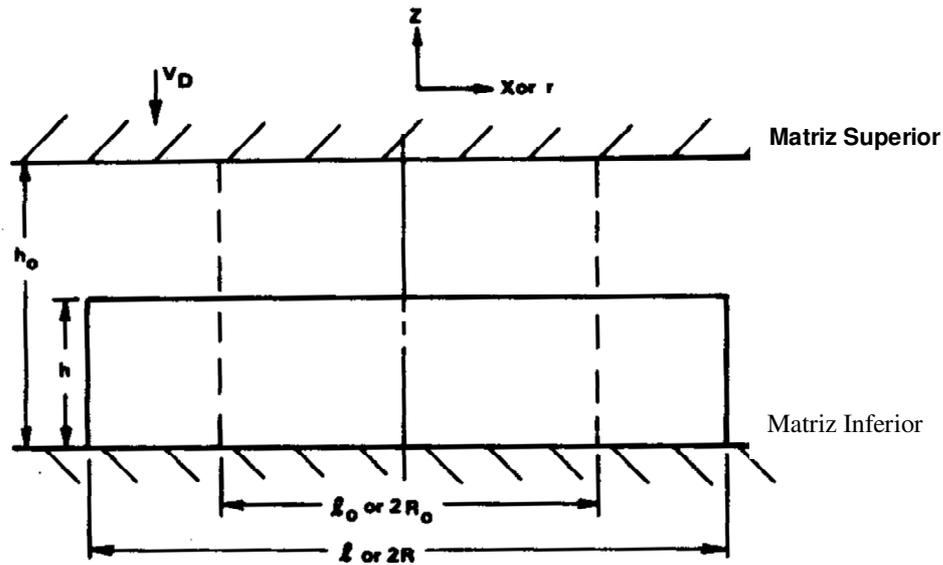


Figura 10.1 - Mudanças na forma durante o recalque (deformação plana: l_0, x, l ; axissimétrica: R_0, r, R).

A taxa de deformação é obtida da Equação (5.26) do Capítulo 5.:

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{2(\dot{\epsilon}_x^2 + \dot{\epsilon}_z^2)/3} = \frac{2}{\sqrt{3}}|\dot{\epsilon}_x| = \frac{2}{\sqrt{3}}|\dot{\epsilon}_z| \tag{10.4}$$

A deformação é:

$$\bar{\epsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}}|\epsilon_z| \tag{10.5}$$

A análise do slab (placa) assume que a tensão na direção do escoamento do metal e em direções perpendiculares a esta são tensões principais, isto é:

$$\sigma_z = \sigma_1; \quad \sigma_x = \sigma_3; \quad \sigma_y = \sigma_2; \tag{10.6}$$

A equação da plasticidade do capítulo 5 (Equações (5.12a), (b) e (c)) fornecem:

$$\dot{\epsilon}_2 = \dot{\epsilon}_y = \lambda(\sigma_2 - \sigma_m) = 0, \quad \text{ou} \quad \sigma_2 = \sigma_m \tag{10.7}$$

Por definição, $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ ou com a Equação (10.7), $\sigma_m = \sigma_2 = (\sigma_1 + \sigma_3)/2$.

Para deformações planas, isto é, o critério de Von Mises (Equação (5.7c)) fornece:

$$3[(\sigma_1 - \sigma_m)^2 + (\sigma_3 - \sigma_m)^2 - 0] = 2\bar{\sigma}^2 \tag{10.8}$$

e depois de simplificações, o critério de escoamento é:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_z - \sigma_x = |2\bar{\sigma}/\sqrt{3}| \tag{10.9}$$

Estimativa da distribuição das tensões

Na aplicação da análise do slab para o recalque com deformações planas, uma lâmina de espessura infinitesimal é selecionado perpendicular à direção do fluxo de metal (Figura 10.2). Assumindo a profundidade de "1" ou uma outra unidade de comprimento qualquer, o balanço de forças é feito nesta lâmina. Portanto, uma simples equação diferencial de equilíbrio estático é obtida, como mostrado abaixo ^(10-2, 10-3):

A soma das forças na direção x é zero ou:

$$\sum F_x = \sigma_x h - (\sigma_x + d\sigma_x)h - 2\alpha dx = 0$$

ou

$$d\sigma_x = -2\alpha dx/h$$

Integrando tem-se:

$$\sigma_x = -\frac{2\tau}{h}x + C$$

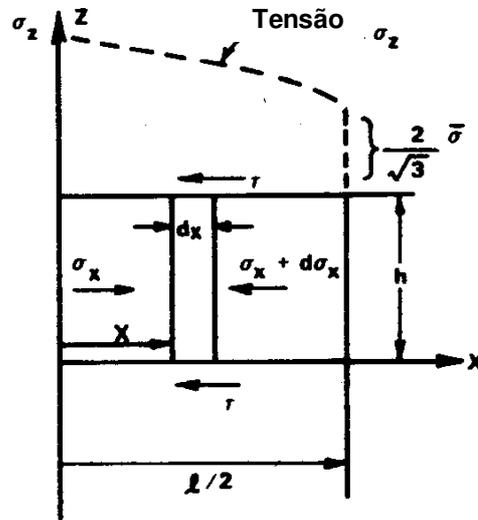


Figura 10.2 - Equilíbrio de forças no processo de recalque com deformações planas

Do critério de fluxo para deformações planas (Equação (10.9)), segue que:

$$\sigma_z = -\frac{2\tau}{h}x + C + \left| \frac{2}{\sqrt{3}}\bar{\sigma} \right| \tag{10.10}$$

A constante C é determinada das condições de contorno em $x=l/2$, onde $\sigma_x = 0$, e da Equação (10.9), $\sigma_z = \left| 2\bar{\sigma}/\sqrt{3} \right|$.

Portanto:

$$\sigma_z = -\frac{2\tau}{h}\left(\frac{l}{2} - x\right) - \frac{2}{\sqrt{3}}\bar{\sigma} \tag{10.11}$$

A Equação (10.11) ilustra que a tensão vertical aumenta linearmente da aresta ($x = l/2$) da Figura 10.2 em direção ao centro ($x = 0$). O valor de σ_z é negativo, porque z é considerado positivo agindo para cima (Figura 10.2) e a tensão de recalque está agindo na descendente. Integração da Equação (10.11) fornece a carga de recalque.

Na Equação (10.11), a tensão tangencial, τ , é igual a $m\bar{\sigma}/\sqrt{3}$. Portanto, a integração da Equação (10.11) sobre toda a largura, l , da faixa de comprimento unitário (Figuras 10.1 e 10.2) fornece a carga de recalque por unidade de comprimento:

$$L = \frac{2\bar{\sigma}}{\sqrt{3}}\left(1 + \frac{m\ell}{4h}\right) \tag{10.12}$$

10.2 Aplicação do método do slab para recalque axissimétrico

A Figura 10.1 ilustra a notação usada para recalque homogêneo axissimétrico. O procedimento de análise é similar àquele usado em recalque com deformações planas.

10.2.1 Campo de velocidades

A constância do volume se mantém, isto é, o volume de material movido na direção z é igual àquele movido na direção radial, ou:

$$\pi^2 V_D = 2\pi 2v_r h, \quad \text{ou} \quad v_r = V_D r / 2h$$

Na direção z , v_z pode ser considerado variando linearmente enquanto satisfaz as condições de contorno em $z = 0$ e $z = h$. Na direção tangencial, θ , não há fluxo de metal. Portanto, as velocidades são:

$$v_r = V_D r / 2h; \quad v_z = -V_D z / h; \quad v_\theta = 0 \tag{10.13}$$

Na obtenção da taxa de deformação na direção tangencial, θ , é necessário considerar o fluxo metal real uma vez que $v_\theta = 0$ e não pode ser usado para tomar a derivada parcial. De acordo com a Figura 10.3, o aumento na deformação na direção θ , isto é, o comprimento do arco, é dado por:

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\theta(r + dr) - d\theta_r}{d\theta_r} = dr/r, \text{ ou a taxa de deformação é:}$$

$$\dot{\varepsilon}_\theta = d\varepsilon_\theta / dt = \frac{dr}{dt} \frac{1}{r} = v_r / r = V_D / 2h \tag{10.14a}$$

As outras taxas de deformação são:

$$\dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z} = \frac{V_D}{h} \tag{10.14b}$$

$$\dot{\varepsilon}_r = \frac{\partial v_r}{\partial r} = \frac{V_D}{2h} = \dot{\varepsilon}_\theta \tag{10.14c}$$

$$\dot{\gamma}_{rz} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \right) = 0 \tag{10.14d}$$

$$\dot{\gamma}_{\theta r} = \dot{\gamma}_{r\theta} = 0 \tag{10.14e}$$

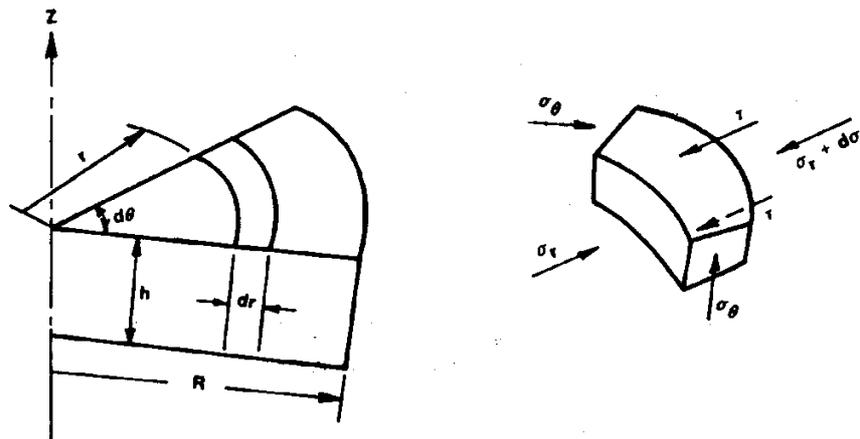


Figura 10.3 - Equilíbrio de forças no recalque axissimétrico homogêneo.

Usando a Equação (5.26, a taxa de deformação é:

$$\dot{\bar{\varepsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} (\dot{\varepsilon}_\theta^2 + \dot{\varepsilon}_{r\theta}^2 + \dot{\varepsilon}_z^2)} = |\dot{\varepsilon}_z| \tag{10.15}$$

As deformações podem ser obtidas integrando-se as taxas de deformação em relação ao tempo, isto é:

$$\varepsilon_z = \int_{t_0}^t \dot{\varepsilon}_z dt = - \int_{t_0}^t \frac{V_D dt}{h}, \text{ ou com } -dh = -V_D dt,$$

$$\varepsilon_z = \int_{h_0}^h -\frac{dh}{h} = -\ln(h/h_0) \tag{10.16a}$$

Similarmente, as outras deformações podem ser obtidas como:

$$\varepsilon_\theta = \varepsilon_r = 1/2 \ln(h/h_0) = -\varepsilon_z / 2 \tag{10.16b}$$

Em analogia com a Equação (10.15, a deformação efetiva é:

$$\bar{\varepsilon} = |\varepsilon_z| \tag{10.17}$$

10.2.2 Critério de escoamento

O critério de escoamento para deformação axissimétrica é obtido usando-se a derivação similar àquela empregada em deformação plana. Porque , a equação da plasticidade (equações (5.12a), b e c) fornecem:

$$\sigma_r = \sigma_\theta \quad \text{ou} \quad \sigma_2 = \sigma_3$$

Portanto, o critério de escoamento de Von Mises para recalque assimétrico é:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = |\bar{\sigma}| \quad \text{ou} \quad \sigma_z - \sigma_r = |\bar{\sigma}| \tag{10.18}$$

10.2.3 Cálculo da distribuição de tensões

Seguindo-se a Figura 10.3, o equilíbrio de forças na direção r fornece ^(10-2, 10-3):

$$\begin{aligned} \Sigma F_r = \sigma_r (d\theta)rh - (\sigma_r + d\sigma_r)(r + dr)hd\theta \\ + 2\sigma_\theta \text{sen} \frac{d\theta}{2} hdr - 2\pi r d\theta dr = 0 \end{aligned} \tag{10.19}$$

O ângulo $d\theta$ é muito pequeno. Portanto, com $\text{sen}(d\theta/2) = d\theta/2$, a depois cancelando-se os termos apropriados, a Equação (10.19) se reduz a:

$$-\sigma_r - \frac{d\sigma_r}{dr}r + \sigma_\theta - \frac{2\tau}{h}r = 0 \tag{10.20}$$

Uma vez que, na deformação axissimétrica, , as equações da plasticidade (5.12) fornece:

$$\sigma_r = \sigma_\theta, \quad \text{ou} \quad \frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\tau}{h} = 0 \tag{10.21}$$

A integração fornece:

$$\sigma_r = -\frac{2\tau}{h}r + C$$

A constante C é determinada das condições nas quais, na fronteira livre, $r = R$ na Figura 10.3, e a tensão radial $\sigma_r = 0$. Portanto, a integração da Equação (10.21) fornece:

$$\sigma_r = \frac{2\tau}{h}(r - R) \tag{10.22}$$

Com o critério de escoamento, Equação (10.18), a Equação (10.22) é transformada em:

$$\sigma_z = \frac{2\tau}{h}(r - R) - \bar{\sigma} \tag{10.23}$$

A Equação (10.23) ilustra que a tensão aumenta linearmente da aresta em direção ao centro. A carga de recalque pode assim ser obtida pela integração da Equação de distribuição das tensões (Equação (10.23)) sobre a superfície circular do cilindro sendo recalcado.

$$L = \int_0^R \sigma_z 2\pi r dr$$

Considerando que τ na Equação (10.23) é igual a , a integração resulta:

$$L = \bar{\sigma}\pi R^2 \left(1 + \frac{2}{3\sqrt{3}} m \frac{R}{h} \right) \tag{10.24}$$

10.3 O método “Upper Bond” e sua aplicação no recalque axissimétrico

10.3.1 Princípios do método

Entre os vários métodos de análise, o método do “upper bond” é a técnica mais prática para simulação do fluxo metálico no processo de deformação simples. O método pode ser usado para estimar a carga de deformação e a pressão média

de conformação. Para descrever o fluxo de metal com o método do “upper bond” é necessário fazer as hipóteses usuais, discutidas anteriormente e desempenhar os seguintes passos:

1. Descrever a família dos campos de deformação admissíveis (usam-se parâmetros que serão determinados mais tarde); estes devem satisfazer as condições de:

- Incompressibilidade;
- Continuidade e
- Fronteiras de velocidades.

2. Calcular a potência de deformação, cisalhamento interno e de atrito

3. Calcular a potência total, e minimizá-la em relação aos parâmetros desconhecidos da formulação do campo de velocidades.

A carga é então obtida dividindo-se a potência pela velocidade relativa entre o estampo e o material sendo deformado.

A potência, \dot{E}_T , é dada por $\dot{E}_T = \text{carga} \times \text{velocidade do estampo}$, ou ⁽¹⁰⁻⁴⁾:

$$\dot{E}_T = LV_D = \dot{E}_D + \dot{E}_S + \dot{E}_F, \quad \text{ou} \quad (10.25)$$

$$\dot{E}_T = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV + \int_{SS} \tau |\Delta v| ds + \int_{SF} \tau_i v_i ds$$

onde, \dot{E}_D e \dot{E}_S são as potências de deformação, cisalhamento interno e de atrito, respectivamente., L é a carga de deformação, V o volume do material sendo deformado, v a velocidade relativa entre duas zonas no material, quando o campo de velocidades tem superfícies internas de cisalhamento, S indica superfície (interna ou na interface estampo-material), v_i é a velocidade na interface do material do estampo na i -ésima porção do material sendo deformado, τ_i = tensão tangencial na interface na i -ésima porção do material sendo deformado.

Baseando-se na teoria dos limites (10-4), a carga calculada pela Equação (10.25) é necessariamente maior do que aquela dada pela solução exata e contudo representa um limite superior (upper bond) para a força real de conformação. Portanto, quanto mais baixa for este limite de força, melhor a previsão. Frequentemente o campo de velocidades considerado inclui uma ou mais parâmetros que são determinados pela minimização da potência total com relação àqueles parâmetros. Portanto, de qualquer forma uma solução limite superior para velocidades e cargas é obtida. Em geral, com um aumento no número de parâmetros no campo de velocidades, a solução melhora enquanto a computação se torna mais complexa. Conseqüentemente, no uso prático do método do “upper bond”, compromissos práticos são feitos na seleção de um campo de velocidades admissível.

10.3.1 Aplicação no recalque axissimétrico homogêneo

O campo de velocidades para o recalque homogêneo é dado pela equações (10.13), (10.14) e (10.15). Portanto, todas as velocidades e taxas de deformação são conhecidas. Assumindo uma tensão de escoamento constante, $\bar{\sigma}$, a potência de deformação é:

$$\dot{E}_D = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV = h \pi R^2 \bar{\sigma} \frac{V_D}{h} \quad (10.26)$$

(potência de cisalhamento interno) = 0, porque não há descontinuidade de velocidade interna no presente campo de velocidades homogêneo.

A potência de atrito é:

$$\dot{E}_F = 2 \int_{SF} \tau_i v_i ds$$

onde v_i é a velocidade radial, dada pela Equação 10.13, e $ds = 2\pi r dr$. inclui a perdas por atrito em ambas as partes deformando (superior e inferior). Portanto,

$$\dot{E}_F = 2 \int_0^R \tau_i \frac{V_D}{2h} r 2\pi r dr = \frac{4\pi \tau_i V_D}{2h} \int_0^R r^2 dr$$

ou com ,

$$\dot{E}_F = \frac{2}{3} \pi n \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \frac{V_D}{h} R^3 \quad (10.27)$$

A potência total:

$$\dot{E}_T = \dot{E}_D + \dot{E}_F, \quad \text{ou}$$

$$\dot{E}_T = \pi R^2 \bar{\sigma} V_D + \frac{2}{3} \pi m \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \frac{V_D}{h} R^3 \tag{10.28}$$

A carga é:

$$L = \frac{\dot{E}_T}{V_D} = \pi R^2 \bar{\sigma} \left(1 + \frac{2}{3\sqrt{3}} m \frac{R}{h} \right) \tag{10.29}$$

Uma comparação das equações (10.29) e (10.24) indica que no recalque axissimétrico homogêneo, as cargas calculadas pelos métodos do “slab” e do “upper bound” fornecem o mesmo resultado.

10.3.2 Aplicações para recalques heterogêneos

O recalque homogêneo pode somente ser atingido em pequenas deformações e com quase perfeita lubrificação. Em todas as operações de recalque prático, o atrito na interface estampo-material impede o metal de fluir radialmente numa maneira uniforme. Como resultado desta limitação, ocorre o “embarrilamento” das superfícies livres e as velocidades radial e axial são funções de z assim como de r . Neste caso, um campo de velocidades pode ser dado por ⁽¹⁰⁻⁵⁾:

$$v_\theta = 0 \tag{10.30a}$$

$$v_z = -3A_z (1 - \beta z^2 / 3) \tag{10.30b}$$

$$v_r = A (1 - \beta z^2) r \tag{10.30c}$$

onde β é um parâmetro representando a severidade do embarrilamento; e A é determinado pela condição de contorno de velocidade em $z = h$, como sendo:

$$A = \frac{V_D}{2h(1 - \beta h^2 / 3)}$$

As taxas de deformação são:

$$\dot{\epsilon}_r = \frac{v_r}{r} = A (1 - \beta z^2) \tag{10.31a}$$

$$\dot{\epsilon}_\theta = \frac{v_\theta}{r} = 0 \tag{10.31b}$$

$$\dot{\epsilon}_z = \frac{v_z}{z} = -2A (1 - \beta z^2) \tag{10.31c}$$

$$\dot{\gamma}_{r\theta} = \dot{\gamma}_{\alpha} = 0; \quad \dot{\gamma}_{rz} = \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} - 2A\beta zr \tag{10.31d}$$

A taxa de deformação é calculada de uma forma geral pela Equação (5.26):

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon} &= \left[\frac{2}{3} \left(\dot{\epsilon}_r^2 + \dot{\epsilon}_\theta^2 + \dot{\epsilon}_z^2 + \frac{1}{2} \dot{\gamma}_{rz}^2 \right) \right]^{1/2}, \quad \text{ou} \\ \dot{\epsilon} &= \frac{2A}{\sqrt{3}} \left[3(1 - \beta z^2)^2 + (\beta rz)^2 \right]^{1/2} \end{aligned} \tag{10.32}$$

A potência total de dissipação, dada pela Equação (10.25) pode agora ser calculada analítica ou numericamente. O exato valor de β é determinado da condição de minimização, isto é,:

$$\frac{\partial \dot{E}_T}{\partial \beta} = 0 \tag{10.33}$$

o valor de β , obtido da Equação (10.33), é usado para calcular as velocidades e taxas de deformação que fornecem o mínimo valor para a taxa de energia, . A carga de recalque é então dada por:

$$L = \dot{E}_{min} / V_D \tag{10.34}$$

REFERÊNCIAS

- 10-1. Altan, T., and Lahoti, G. D., "Limitations, Applicability and Usefulness of Different Methods in Analyzing Forming Problems", *Annals of CIRP*, Vol 28, No. 2, 1979, p 473.
- 10-2. Thomsen, E. G., Yang, C. T., and Kobayashi, S., *Mechanics of Plastic Deformation in Metal Processing*, Macmillan, New York, 1965.
- 10-3. Hoffman, O., and Sachs, G., "*Introduction to the Theory of Plasticity for Engineers*", McGraw-Hill, New York, 1953.
- 10-4. Avitzur, B., *Metal Forming: Processes and Analysis*, McGraw-Hill, New York, 1968.
- 10-5. Lee, C. H., and Altan, T., "Influence of Flow Stress and Friction Upon Metal Flow in Upset Forging of Rings and Cylinders", *ASME Transactions, J. of Engr. for Industry*, Aug 1972, p 775.

CAPÍTULO 11

ESTAMPAGEM E FORJAMENTO EM ESTAMPO FECHADO

Na estampagem e forjamento em estampo fechado, dois ou mais estampos são movimentados entre si para conformar um tarugo de metal, à uma temperatura adequada, numa forma determinada pela gravura da matriz. Estes processos são capazes de produzir componentes de alta qualidade a uma custo moderado. Forjamento oferece uma alta taxa resistência-peso, ductilidade, resistência ao impacto e à fadiga. Em termos de tonelagem, mais da metade dos produtos forjados são usados em automóveis. Aproximadamente um quarto do total produzido pela indústria de forjamento é usado na produção de caminhões, tratores, e veículos fora-de-estrada; o restante é usado na fabricação de aeronaves, equipamentos ferroviários e de mineração e outros equipamentos de mecânica em geral e relacionados com energia ⁽¹¹⁻¹⁾.

11.1 – Aspectos fundamentais

Para o entendimento das variáveis do processo de forjamento é melhor considerá-lo como um sistema. Os componentes diferentes deste sistema são mostrados na Figura 11.1 e discutidos em detalhes no Capítulo 2. As interações das variáveis mais significativas no forjamento são mostradas, de maneira simplificada, na Figura 11.2. Pode-se notar que um dado tarugo de materia-prima e uma geometria de peça, a velocidade do cabeçote da máquina de forjamento influencia a taxa de deformação e a tensão de escoamento. A velocidade do cabeçote, a geometria do componente e temperatura do estampo influencia a distribuição de temperatura no produto forjado. Finalmente, a tensão de escoamento, o atrito e a geometria da peça determinam o fluxo de metal, a carga e energia de forjamento.

Na matriz fechado, um material deve satisfazer dois requerimentos básicos: *(a)* a resistência do material (ou a tensão de escoamento) deve ser baixa para que a pressão na matriz possa ser mantida abaixo da resistência do material empregado na matriz e *(b)* a capacidade do material de se deformar sem romper (forjabilidade) deve ser suficiente para permitir a quantidade desejada de deformação. Por convenção, estampagem e forjamento em estampo fechado são considerados como operações de forjamento a quente.

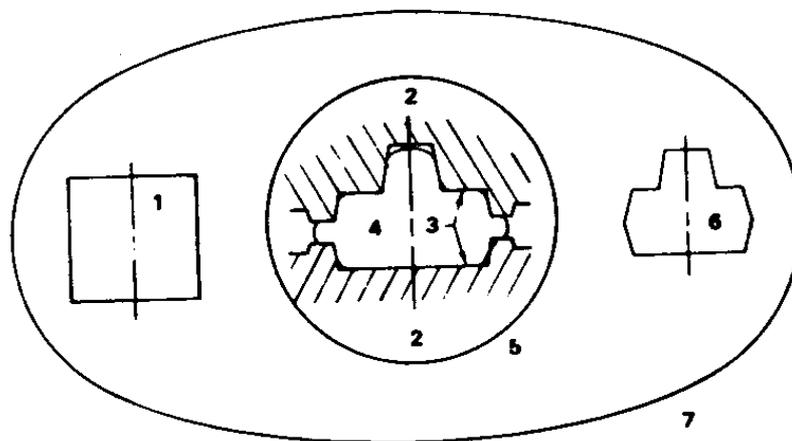


Figura 11.1 - Forjamento em única operação como um sistema: (1) tarugo (2) ferramental, (3) interface estampo/material, (4) zona de deformação, (5) equipamento de forjamento (6) produto, (7) fábrica e ambiente

Na tabela 11.1 são listados diferentes materiais e ligas na ordem de sua dificuldade de forjamento ⁽¹¹⁻²⁾. O material a ser forjado influencia o projeto do forjamento assim como os detalhes do processo como um todo. Por exemplo, Figura 11.3 mostra que, devido às dificuldades em forjar, ligas de níquel permitem menos definição de forma do que ligas de alumínio.

Na maioria das operações práticas de forjamento à quente, a temperatura de trabalho é maior do que a da matriz. O fluxo de metal e o preenchimento da matriz são largamente determinados por *(a)* a resistência do material ao escoamento plástico e sua habilidade em fluir, isto é, sua tensão de escoamento e forjabilidade, *(b)* o atrito e os efeitos de resfriamento na interface estampo/material e *(c)* a complexidade da forma a ser forjada.

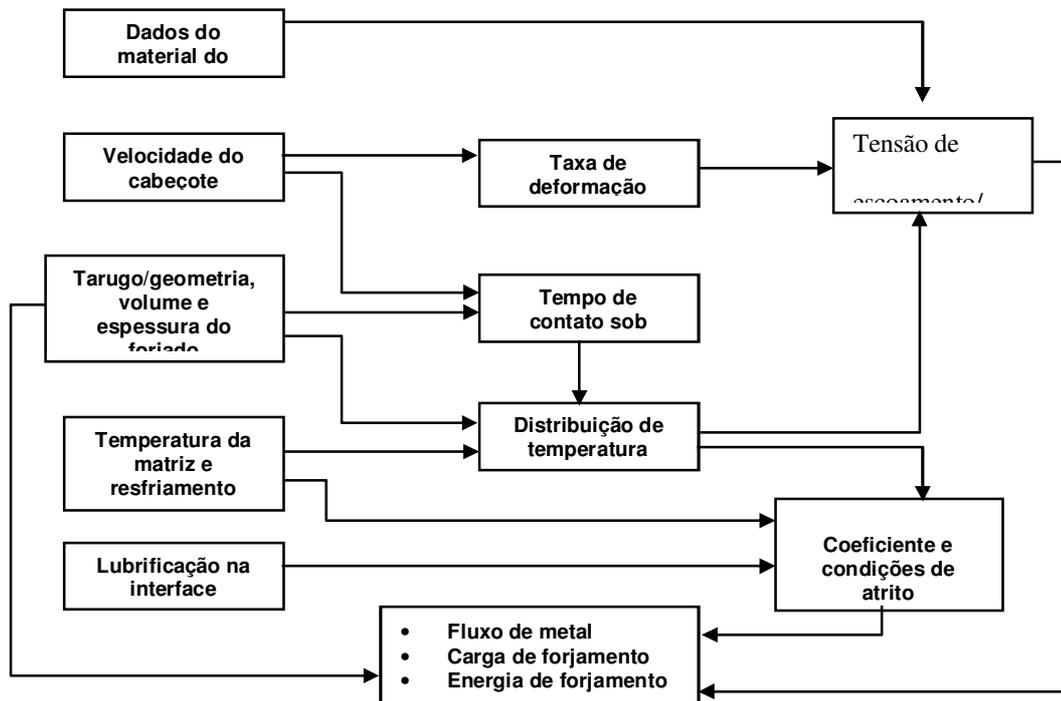


Figura 11.2 - Interação entre variáveis significativas no sistema de forjamento com estampas.

Tabela 11.1 - Classificação dos metais na ordem crescente de dificuldade de forjamento. ⁽¹¹⁻²⁾

Metal ou liga	Faixa aproximada de temperatura de forjamento °C
Ligas de alumínio (menos difícil)	400-550
Ligas de Magnésio	250-350
Ligas de cobre	600-900
Aços carbono e de baixa liga	850-1150
Aços inoxidáveis martensíticos	1100-1250
Aços “Maraging”	1100-1125
Aços inoxidáveis austeníticos	1100-1125
Ligas de níquel	1000-1150
Aços inoxidáveis semi-austeníticos PH	1100-1250
Ligas de titânio	700-950
Superligas a base de ferro	1050-1180
Superligas a base de cobalto	1180-1250
Ligas de nióbio	950-1150
Ligas de Tântalo	1050-1350
Ligas de molibdênio	1150-1350
Superligas a base de níquel	1050-1200
Ligas de tungstênio (mais difíceis)	1200-1300

Para um dado material, ambos a tensão de escoamento e a forjabilidade são influenciadas por (a) as características metalúrgicas do material do tarugo e (b) as temperaturas, deformações e taxas de deformações as quais ocorrem no material sendo deformado. A tensão de escoamento é discutida no Capítulo 4. O conceito de forjabilidade tem sido vagamente usado na literatura para denotar a combinação de ambos resistência à deformação e habilidade de deformar sem fratura. Um diagrama ilustrando este tipo de informação é apresentado na Figura 11.4. Uma vez que a resistência do metal à deformação plástica é essencialmente determinada pela tensão de escoamento do metal sob uma dada condição de temperatura e deformação, é mais apropriado definir forjabilidade como a capacidade do material em deformar sem ruptura, independentemente da pressão e dos requerimentos de carga.

Em geral, a forjabilidade dos metais aumenta com o aumento da temperatura. Contudo, quando a temperatura aumenta, crescimento de grãos ocorre e, em algumas ligas, a forjabilidade diminui com o aumento do tamanho dos grãos.

importante pover suporte compressivo para estas porções em um material de baixa forjabilidade que estejam normalmente expostos à tensões de tração e cisalhamento.

A forjabilidade de metais em várias velocidades de deformação e temperaturas pode ser estimada pelo uso de vários testes como a torção, tração e compressão. Em todos estes testes, a quantidade de deformação antes da ruptura do corpo de provas é uma indicação da forjabilidade à nas condições de temperatura e velocidades de deformação usadas durante um teste particular.

Os aspectos gerais de lubrificação na conformação dos metais são discutidos no Capítulo 6. No forjamento a quente, além dos efeitos da lubrificação, os efeitos do resfriamento da matriz ou da transferência de calor do material aquecido para a matriz mais frio deve ser considerado. Portanto, valores de fator de atrito, ou coeficiente de atrito, obtidos sob certas condições de forjamento podem não ser aplicáveis sob outras condições. Por exemplo, para um dado lubrificante, dados de atrito obtidos em prensas hidráulicas de forjamento não podem ser usado em prensas mecânicas ou martelos de forjamento, mesmo se a temperatura da matriz e do tarugo forem comparáveis. Este ponto é freqüentemente ignorado na literatura, onde dados são apresentados para um dado lubrificante e material sem suficientemente enfatizar os efeitos da velocidade de estampagem e tempos de contato. Em forjamento, do lubrificante é esperado ter as seguintes características e desempenhar todas ou algumas das seguintes significativas funções:

- Reduzir o atrito de deslizamento entre a matriz de forjamento e o material, a fim de reduzir a pressão requerida, preencher a cavidade da matriz e controlar o fluxo de metal; é necessário notar, contudo, que o enchimento da cavidade é promovido pelo alto atrito na área do patamar de rebarba.
- Agir no sentido de evitar a soldagem localizada e subsequentes danos na matriz e na superfície do componente forjado.
- Possuir propriedade isolante para reduzir a perda de calor do componente e minimizar a flutuação da temperatura na superfície da matriz.
- recobrir toda a superfície uniformemente para prevenir que ocorra uma quebra localizada do filme de lubrificante e um fluxo irregular de metal.
- Não seja abrasivo ou corrosivo para prevenir erosão da superfície da matriz
- Seja livre de resíduos que acumulariam nas cavidades mais profundas
- Desenvolver uma pressão ablaqueada dos gases para auxiliar a rápida extração do forjado da gravura; esta característica é particularmente importante no forjamento em martelo, onde um extrator não pode ser usado.
- Seja livre de poluentes ou componentes tóxicos e não produza fumaça quando da aplicação na matriz aquecido

Nenhum lubrificante isolado pode preencher todas estas características listadas acima, e nenhum método de teste isolado pode estimar todas estas características simultaneamente. Portanto, vários métodos tem sido desenvolvidos para estimar as características dos lubrificantes de forjamento⁽¹¹⁻³⁾. O método mais largamente usado para avaliar o poder lubrificante e para determinar o coeficiente de atrito ou fator de atrito no forjamento é o teste do anel. Os princípios deste teste são discutidos no Capítulo 6.

11.2 Complexidade da forma no forjamento

O principal objetivo do projeto no processo de forjamento é assegurar o fluxo adequado de material na matriz para que as geometria final desejada no componente possa ser obtida sem qualquer defeito externo ou interno. Frequentemente, várias operações (pre-formas ou bloqueadores) são necessárias para atingir o fluxo gradual de metal de uma forma inicial simples (cilindro ou quadrado de cantos arredondados) em uma forma mais complexa no forjado acabado, de modo geral, formas esféricas ou de blocos são fáceis de forjar. Componentes com seções longas, finas ou projeções (nervuras) são mais difíceis para forjar porque elas tem maior área por unidade de volume. Tais variações em forma maximiza os efeitos de atrito e mudanças de temperatura e, desta forma, influenciam a pressão final requerida para preencher a cavidade. Há um relacionamento direto entre o quociente área-volume de um forjado e a dificuldade de se produzi-lo.

A facilidade em forjar uma forma complexa depende das proporções relativas entre a projeção vertical e horizontal desta. A Figura 11.5 é a representação esquemática dos efeitos da forma na dificuldade de forjamento. As partes C e D requerem não somente altas cargas de forjamento mas também pelo menos uma ou mais operações de forjamento do que as partes A e B para assegurar o total preenchimento da matriz.

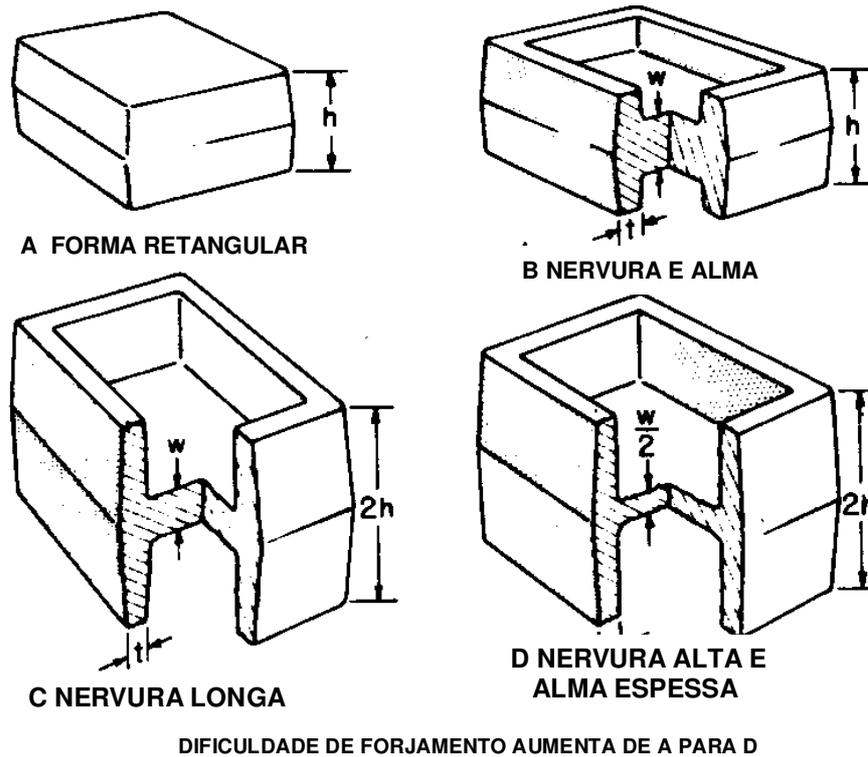


Figura 11.5 - Uma forma retangular e três modificações mostrando o aumento da dificuldade de forjamento com o aumento da altura da nervura e diminuição da espessura da alma

Como mostrado na Figura 11.6, a maioria dos forjados pode ser classificado dentro de três grupos ⁽¹¹⁻⁴⁾. O primeiro grupo consiste das chamadas “formas compactas”, cujas três principais dimensões (comprimento l , largura b e altura h) são aproximadamente iguais. O número de partes que caem dentro deste grupo é surpreendentemente pequeno. O segundo grupo consiste “formas de disco”, para as quais duas das três dimensões (comprimento l e largura b) são aproximadamente iguais e não são maiores do que a altura h . Todos forjados redondos pertencem a este grupo incluindo aproximadamente 30% de todos os forjados comuns. O terceiro grupo consiste de formas longas que têm uma dimensão principal significativamente maior do que as outras (. Estes três grupos básicos são ainda divididos em subgrupos dependendo da presença e tipo de elementos subsidiários na forma básica.

Esta classificação de formas pode ser útil para fins práticos, como para estimativa de custo e para prever passos de pré-conformação. Contudo, este método não é inteiramente quantitativo e requer alguma estimativa subjetiva baseada em experiências passadas.

Um valor quantitativo chamado “fator de dificuldade de forma” tem sido sugerido por Teterin et. al. para expressar a complexidade geométrica do forjado redondo (tendo um eixo axial de simetria rotacional) ⁽¹¹⁻⁵⁾. Um “fator de forma longitudinal”, α , é definido como:

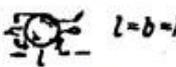
$$\alpha = X_f / X_c \tag{11.1}$$

com

$$X_f = P^2 / F \tag{11.2}$$

e

$$X_c = P_c^2 / F_c \tag{11.3}$$

Classe I forma compacta  $l=b=h$ Esférica e cúbica	Sub-grupo	101 Sem detalhes	102 Detalhe later	103 Elementos	104 Elementos Laterais	
	Forma do grupo	Sem elemento subsidiário	Com cubo	Com cubo e furo	Com aba	Com aba e cubo
Classe II forma Disco  $l=b>h$ Peças com contornos circulares, quadrados e similares.	21 Formas de disco com elemento unilateral	211	212	213	214	215
	22 Formas de disco com elemento bilateral		222	223	224	225

Classe III forma longa  $l>b>h$ Partes Com Eixos longos Grupos por Comprimento 1 - curtos $l > 3b$ 2 - Médio $l = 3-8b$ 3 - longos $l = 8-16b$ 4 - muito longo $l > 16b$ grupo comprimento, número após barra ex. 334/2	Sub-grupo	Sem elementos	Elementos paralelos Ao eixo principal	Elementos Abertos Fechados Em garfo	Elementos Assimétricos aos eixos principais	Com dois Ou mais Elementos De tamanho similar
	Forma do grupo	311	312	313	314	315
31 Forme Principal Elementos Eixos retos	32 Eixos Longos Forme Principal Curvede Em um Plano	321	322	323	324	325
	33 Eixos Longos Forme Principal Curvede Planos diversos	331	332	333	334	335

Figura 11.6 - Classificação de formas forjadas (11-4)

onde P é o perímetro da seção axial do forjado, F é a área da seção axial do forjado (superfície que inclui o eixo de simetria total), P_c é o perímetro da seção axial do cilindro que circunscreve o forjado e F_c é a área da superfície da seção axial do cilindro que circunscreve o forjado. Uma vez que o cilindro tem um diâmetro máximo e uma altura máxima de forjamento, o fator α representa a comparação da forma forjada com a do cilindro.

Nas forma forjadas redondas, protuberâncias e abas colocados longe do centro são muito mais difíceis para forjar. Portanto, um “fator de forma lateral”, β é definido como:

$$\beta = 2R_g / R_c \quad (11.4)$$

onde R_g é a distância radial do eixo de simetria ao centro de gravidade de metade da seção e R_c é o máximo raio da parte forjada, o qual é igual ao raio do cilindro circunscrito.

Um “fator de dificuldade de forma”, S , incorporando ambos os fatores longitudinal e lateral, é definido como:

$$S = \alpha\beta \quad (11.5)$$

O fator S expressa a complexidade de uma metade da seção de um forjado redondo com relação ao cilindro circunscrito. Em forjado redondos, durante a operação de forjamento, o material é movido lateralmente (na direção das pontas do cilindro) partindo do centro, o qual é considerado como um “eixo neutro”. Em um forjado não-simétrico o material se move ainda lateralmente a partir de uma “superfície neutra”. Desta forma, uma vez que a superfície neutra é definida, um “fator de dificuldade de forma” pode ser calculado em forjamento não simétrico”.

11.3 Projeto de estampos para pré-formas (Bloqueadores)

Um dos mais importantes aspectos da estampagem e de forjamento em estampo fechado é o projeto das operações de pré-forma e dos seu respectivos estampos para se atingir a distribuição adequada de metal ⁽¹¹⁻⁶⁾. Assim, na operação final de forjamento, fluxo de metal sem defeito e o enchimento completo do molde podem ser alcançados, e a perda de metal nas rebarbas pode ser minimizada. Na pré-forma tarugos redondos ou quadrados com cantos arredondados, com seções transversais constantes, são deformados de tal forma que a distribuição de volume é atingida antes do forjamento final. O bloqueador é usado como operação de pré-forma para o forjamento na gravura final.

A determinação da configuração da pré-forma é uma tarefa muito difícil e representa uma arte em si, requerendo habilidade conseguida somente através de anos de experiência. Embora existam várias publicações na literatura técnica sobre projeto de forjamento de acabamento, muito pouca informação quantitativa existe sobre o projeto de pré-formas.

O principal objetivo da pré-forma é distribuir o metal com a seguintes intenções:

- Assegurar um fluxo de metal sem defeitos e preenchimento adequado da gravura: por exemplo, Figura 11.7 ilustra como um defeito pode se formar devido à distribuição insuficiente de volume numa seção transversal em forma de “H” ⁽¹¹⁻⁷⁾.
- Minimizar o material perdido na rebarba
- Minimizar o desgaste na matriz de acabamento pela redução do movimento do metal nesta operação.
- Attingir um fluxo de metal desejado e controlar as propriedades mecânicas do forjado.

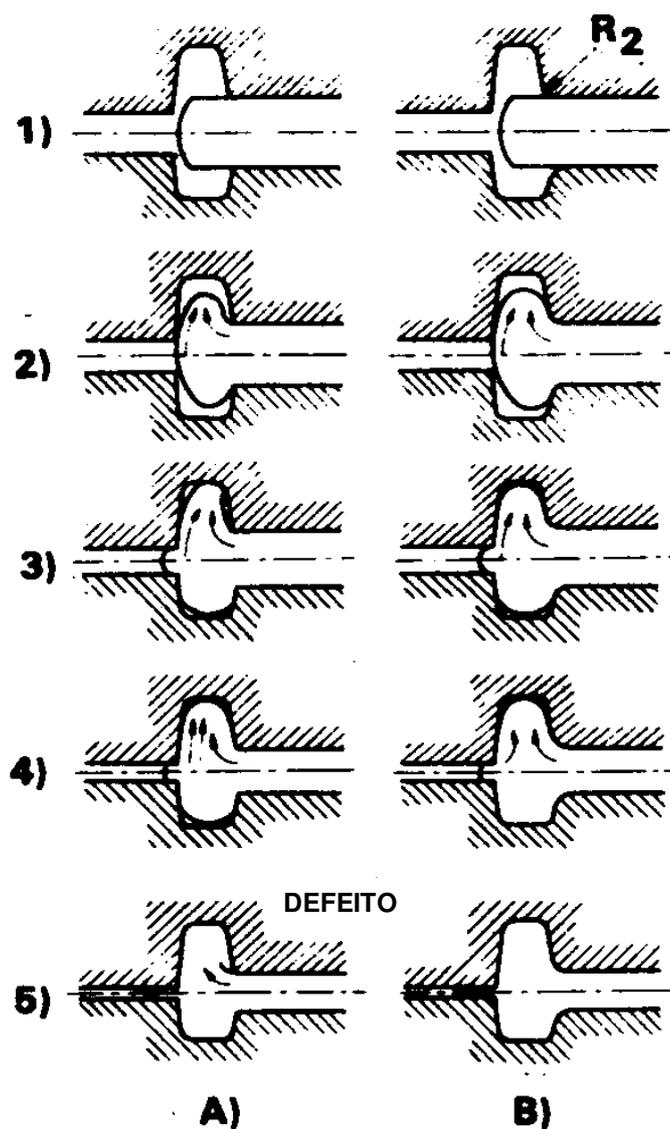


Figura 11.7 - Formação de defeitos no forjamento quando o raio de arredondamento do filete é muito pequeno ⁽¹¹⁻⁷⁾.

Uma prática comum no projeto da pré-forma é considerar os planos de fluxo do metal, isto é, selecionar as seções transversais do forjado, como mostrado nas Figuras 11.8 e 11.9 ⁽¹¹⁻⁶⁾.

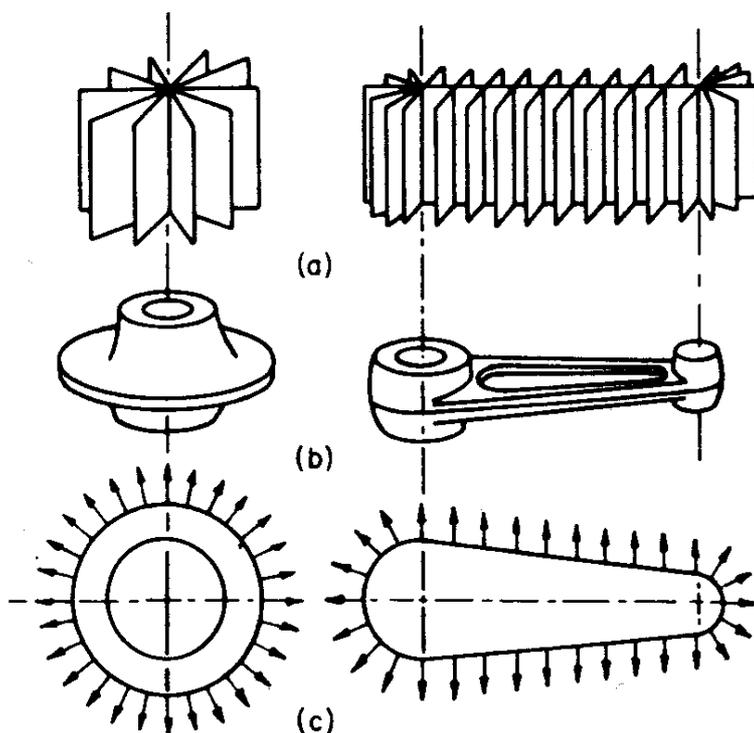


Figura 11.8 - Planos e direções de fluxo do metal durante o forjamento de duas formas simples: (a) planos de fluxo, (b) forma final do forjado, (c) direção do fluxo ^(11.6).

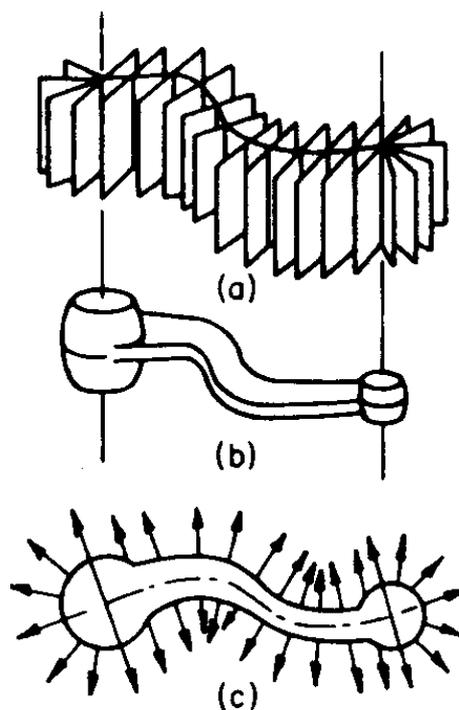


Figura 11.9 - Planos e direções de fluxo do metal durante o forjamento de uma forma relativamente complexa: (a) planos de fluxo, (b) forma final do forjado, (c) direção de fluxo ^(11.6).

O exemplo apresentado na Figura 11-10 ilustra as várias operações de pré-forma necessárias para forjar o componente mostrado na figura ⁽¹¹⁻⁷⁾. A barra redonda laminada é **(a)** rolada num laminador redutor para a distribuição de volume, **(b)** curvada num estampo para obter a forma apropriada, **(c)** pré-formada e **(d)** forjada em acabamento.

Figura 11.10 - Seqüência de operações pré-forma, bloqueador e forma final para uma peça forjada ⁽¹¹⁻⁷⁾.

Na determinação dos vários passos de forjamento, é primeiro necessário obter-se o volume do forjado, baseado na área das sucessivas seções transversais traçadas no produto forjado.

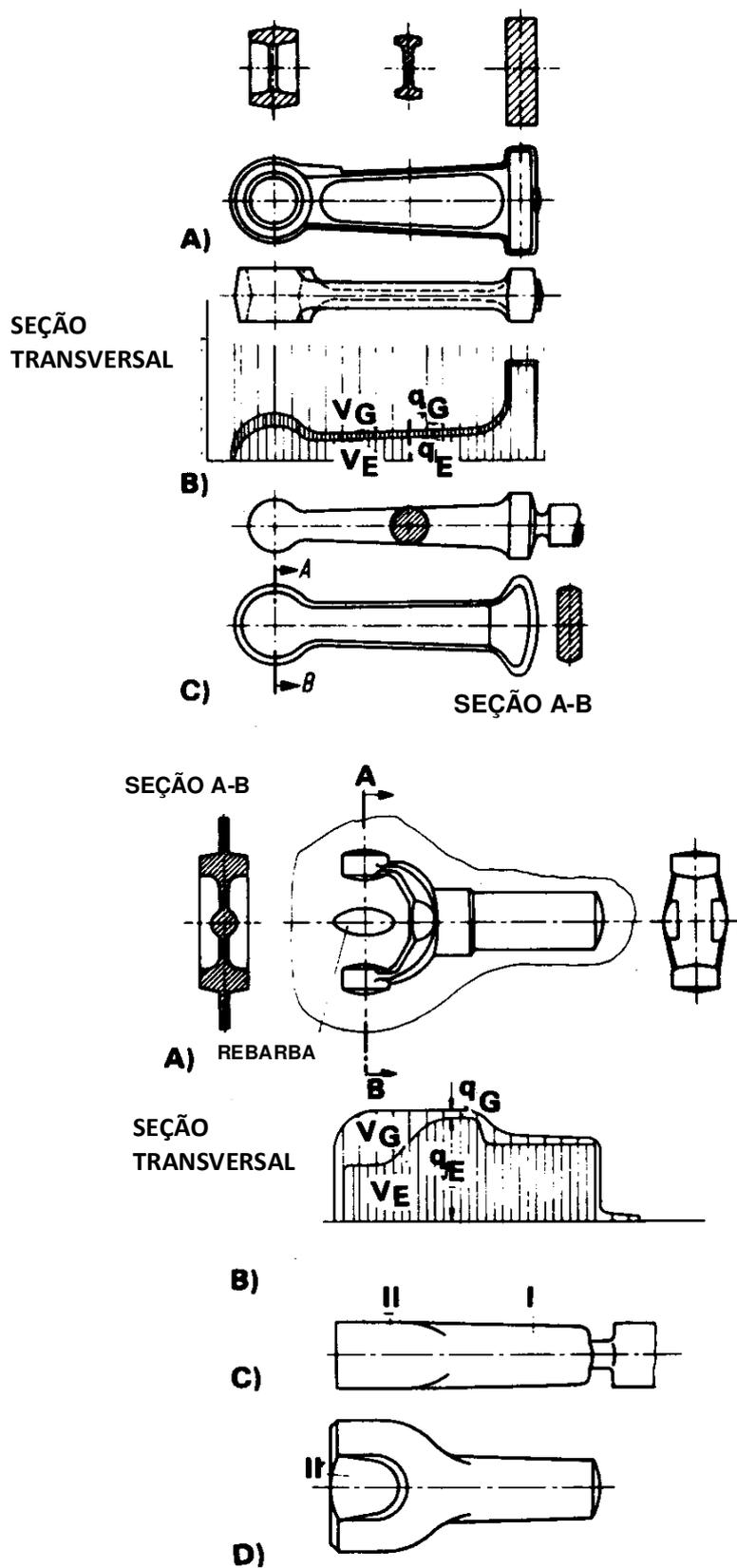


Figura 11.11 mostra dois exemplos para a obtenção de uma distribuição de volume através do seguinte procedimento ^(11-7, 11-8):

- 1 - desenhe em escala a configuração final completa, com as rebarbas
- 2 - Construa uma linha-base para determinação das áreas paralela à linha central do componente.
- 3 - Determine a máxima e mínima área da seção transversal perpendicular à linha central do componente.
- 4 - Marque em gráfico estas áreas com pontos proporcionalmente distantes da linha-base
- 5 - Conecte estes pontos com uma curva suave (por exemplo onde não estiver claro o caminho da curva pontos adicionais deverão ser calculados para auxiliar a determinação da curva mais representativa).
- 6 - Acima desta curva, adicione a área aproximada correspondente à rebarba em cada seção transversal, levando em consideração aquelas seções onde a rebarba deverá ser a mais larga. Esta geralmente será de espessura constante mas será maior nas seções mais estreitas e menor nas mais largas (o volume permitido para rebarba está ilustrado na Figura 11.11)
- 7 - Converta o máximo e mínimo valores de área para forma redondas ou retangulares tendo a mesma área de seção transversal.

Existem diversos métodos para determinação da pré-forma, isto é, para a distribuição de metal antes da operação final de forjamento ^(11-6, 11-7, 11-9). No projeto das seções transversais de um bloqueador, algumas regras básicas devem ser seguidas ⁽¹¹⁻⁹⁾:

- A área de cada seção transversal ao longo do comprimento da pré-forma deve ser igual à área da seção final mais a área necessária para a rebarba. Portanto, a distribuição inicial de material é obtida determinando-se as áreas das seções transversais ao longo do eixo principal do forjado.
- Todos os raios côncavos (incluindo os raios das nervuras) do bloqueador devem ser maiores do que os raios do forjado final.
- Em qualquer lugar onde for possível na prática, as dimensões do bloqueador devem ser maiores do que aquelas do componente final na direção do forjamento de modo que o escoamento do metal seja principalmente do recalque e não da extrusão. Durante a operação de acabamento, o material então será exprimido lateralmente na direção da cavidade sem deslizamento adicional na interface estampo/material. Tais condições minimizam a ação do atrito e a carga de forjamento, reduzindo o desgaste ao longo da superfície da matriz.

A aplicação destes três princípios para forjamento está ilustrada na Figura 11.12 para uma seção em forma de “H” de várias alturas de nervura e na Figura 11.13 para algumas seções sólidas ⁽¹¹⁻⁹⁾. Os princípios qualitativos de projeto de pré-formas são bem conhecidos, mas informações qualitativas raramente estão disponíveis na literatura. Para forjados em alumínio do tipo nervurado e componentes em ligas de titânio, as dimensões recomendadas por várias companhias caem dentro dos intervalos da Tabela 11.2 ⁽¹¹⁻⁶⁾.

Mais experiência no projeto de pré-formas existe para forjados de aços carbono e aços ligados do que para forjados de titânio e ligas resistentes à altas temperaturas, contudo, estas informações não estão publicadas e usualmente são mantidas em sigilo dentro das companhias por projetistas experientes.

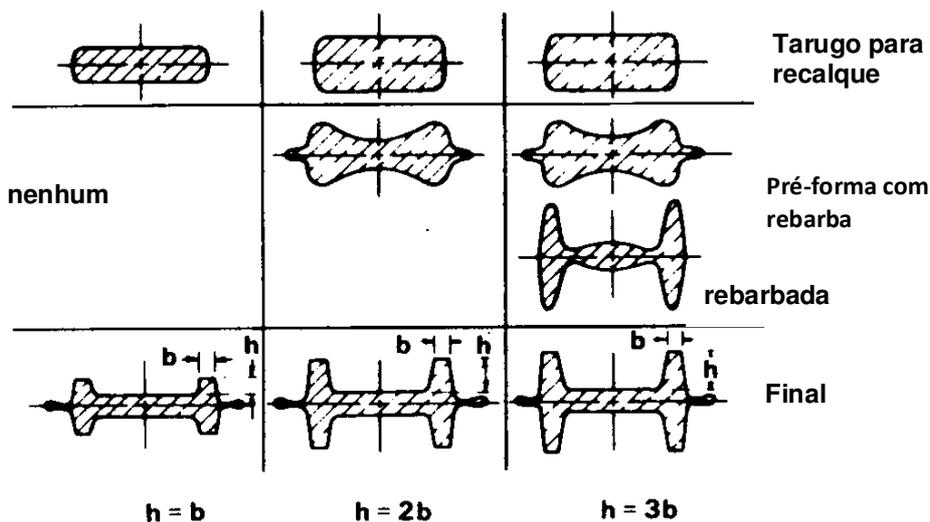


Figura 11.12 - Sugestões de pré-formas para várias seções em forma de “H” em aço ⁽¹¹⁻⁹⁾.

Para o forjamento de componentes de forma complexa, diretrizes empíricas podem não ser suficientes e procedimentos de tentativa e erros são de alto custo e consomem muito tempo; um método mais sistemático e comprovado para desenvolvimento de pré-formas é a modelagem física, usando material macio como chumbo, plasticina ou cera como um modelo para material forjado e plástico duro ou aço macio para o ferramental. Portanto, com um ferramental de custo relativamente baixo e com alguma experimentação, pré-formas podem ser determinadas.

11.4 Métodos empíricos para projeto de rebarbas (Flash)

A influência da espessura e largura da rebarba (flash) na pressão de forjamento é razoavelmente bem entendida do ponto de vista qualitativo (Figura 11.14). Essencialmente, a pressão de forjamento aumenta com (a) diminuição da espessura da rebarba e (b) aumento da largura da rebarba devido à combinação entre aumento da restrição, aumento das forças de atrito e diminuição da temperatura do metal na zona da rebarba.

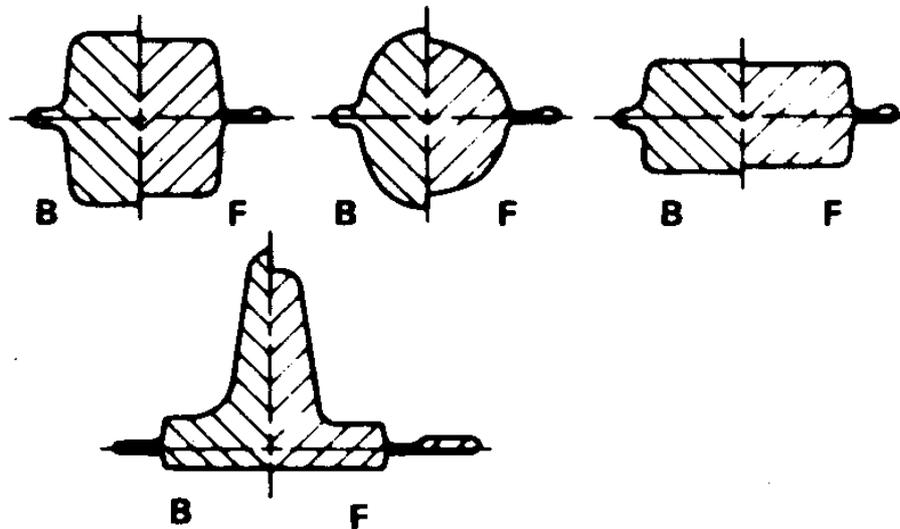


Figura 11.13 - Sugestões de seções de bloqueadores para diversos forjados em aço. B = Bloqueador, F = Final

Uma curva típica entre carga e deslocamento do punção para uma forjamento em matriz fechada é mostrado na Figura 11.15.

Tabela 11.2 - Dimensões recomendadas para pré-forma (ou bloqueadores) para forjamento de formas nervuradas em alumínio e ligas de titânio

Dimensão do forjado final	Dimensão da pré-forma	
	Ligas de alumínio	Ligas de titânio
Espessura da alma t_F	$t_P = 1-1.5 t_F$	$t_P = 1.5-2.2 t_F$
Raio do filete R_{FF}	$R_{PF} = 1.2-2 R_{FF}$	$R_{PF} = 2-3 R_{FF}$
Raio de canto R_{FC}	$R_{PC} = 1.2-2 t_F$	$R_{PC} = 2 t_F$
ângulo de saída α_F	$\alpha_P = \alpha_F (2-5^\circ)$	$\alpha_P = \alpha_F (3-5^\circ)$
Altura da nervura W_F	$W_P = W_F - 0.8 \text{ mm}$	$W_P = W_F - 1.6-3.2 \text{ mm}$

(a) O primeiro subscrito de cada dimensão indica o forjado final (F) ou a pré-forma (P)

As cargas são relativamente baixas até que os detalhes mais difíceis sejam preenchidos e o metal atinja a abertura da rebarba. (Figura 11.14). Este estágio corresponde ao ponto P_I na Figura 11.15. Para um forjamento com sucesso, duas condições devem ser satisfeitas quando este ponto é atingido: (a) um volume suficiente de metal deve estar dentro da cavidade da matriz para preencher os vazios de cavidades remanescentes e (b) a extrusão de metal através da estreita folga deixada pela abertura da rebarba deve ser mais difícil do que preencher os detalhes mais intrincados na matriz.

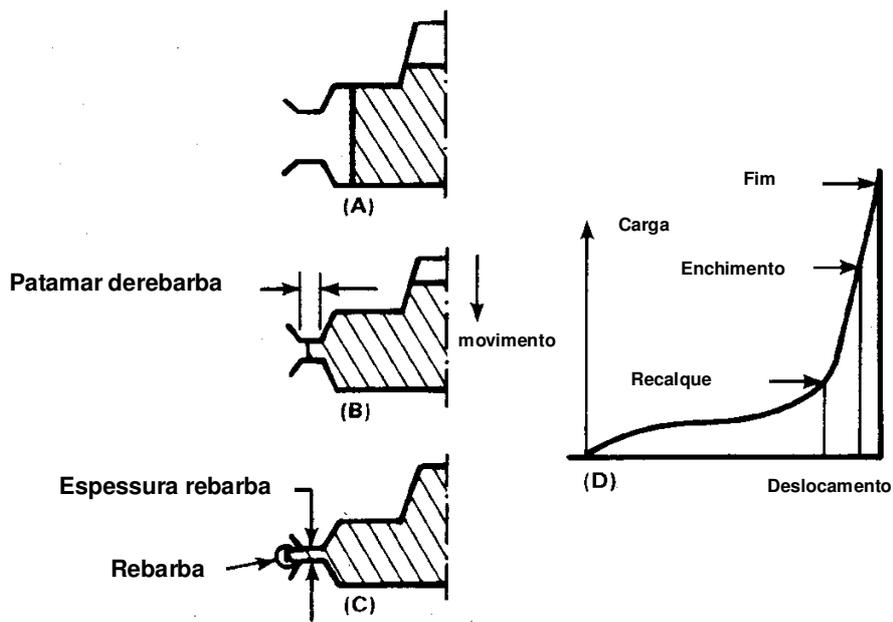


Figura 11.14 - Fluxo de metal e a curva deslocamento-carga numa operação de forjamento: (a) recalque, (b) preenchimento, (c) finalização, (d) curva carga-deslocamento.

À medida que a matriz continua se fechando, a carga aumenta verticalmente para o ponto P_2 , estágio no qual a cavidade é totalmente preenchida. Idealmente, neste ponto, a pressão na cavidade proporcionada pela geometria da rebarba deve ser suficiente para preencher inteiramente a cavidade, e o forjamento completado. Contudo, P_3 , representa a carga final atingida na prática normal para assegurar que a cavidade seja completamente preenchida e que o componente tenha as dimensões desejadas.

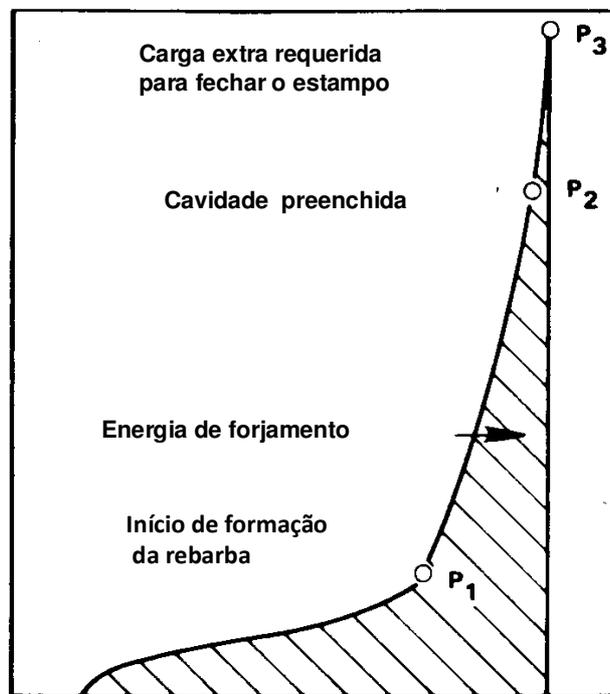
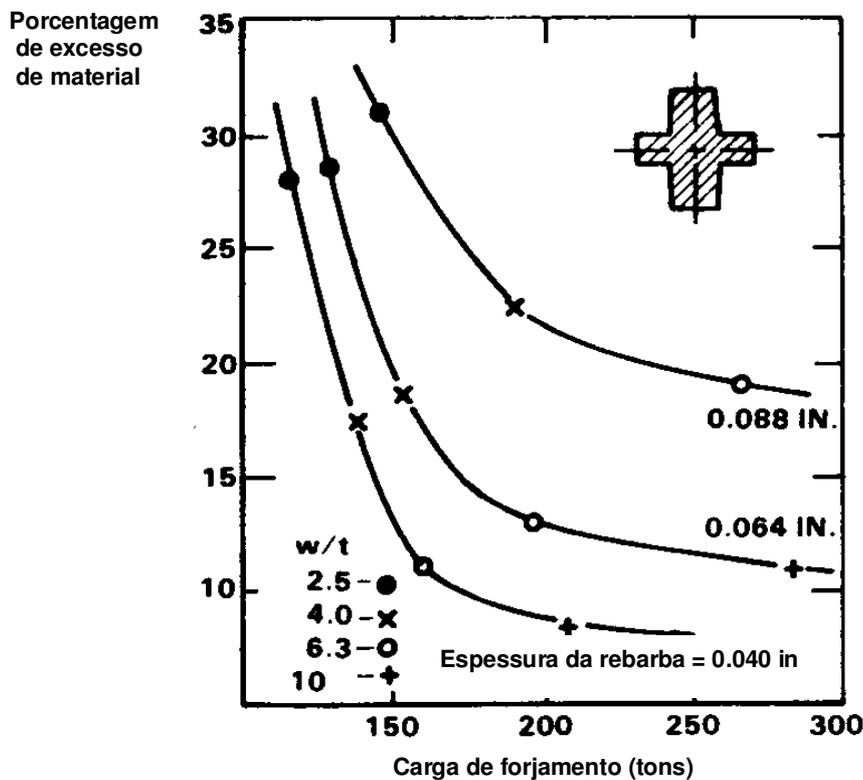


Figura 11.15 - Curva típica de carga-deslocamento do punção mostrando os três estágios distintos.

Durante o movimento de P₂ a P₃, todo o fluxo de metal ocorre próximo ou na abertura da rebarba, o que por sua vez se torna mais estreita à medida que a matriz se fecha. Neste sentido, o detalhe mais difícil de preencher determina a mínima carga para produzir um forjado completamente cheio. Portanto, as dimensões da rebarba determinam a carga final requerida para fechar a matriz. A formação da rebarba, contudo, é largamente influenciada pela quantidade de material em excesso disponível na cavidade, porque esta quantidade determina a altura instantânea de material extrudado na rebarba e, portanto, a pressão na matriz.

O efeito do excesso de volume de material na formação da rebarba foi estudada extensivamente⁽¹¹⁻¹⁰⁾. Foi encontrado que a cavidade pode ser preenchida com várias geometrias de rebarba se houver sempre material em excesso no estampo. Portanto, é possível preencher a mesma cavidade usando uma rebarba menos restrita, isto é, mais espessa e para fazer isto a uma carga de forjamento menor se o excesso de material necessário estiver disponível (neste caso, as vantagens de uma carga de forjamento menor e menores tensões na matriz é conseguida ppor uma aumento nas perdas com rebarbas) ou se o componente é devidamente pré-formado (neste caso menores tensões e perdas de material são obtidas por uso de preparações extras). Estas relações estão ilustradas nas Figuras 11.16 e 11.17.

A “classificação de formas” (Figura 11.6) tem sido empregada na avaliação sistemática das dimensões da rebarba no forjamento de aço. Para este fim, 1500 forjados de oito diferentes companhias foram classificadas em grupos, como mostrada na Figura 11.6. Pela avaliação dos projetos de rebarbas sugeridos para estes forjados, uma tentativa foi feita para estabelecer a relação entre peso e dimensões de rebarba.



1 pol = 25.4 mm

Figura 11.16 - Relacionamento entre excesso de material, espessura e relação largura/espessura de rebarba e carga de forjamento para prensa mecânica forjando um componente redondo com aproximadamente 76.2 mm de diâmetro por 88.9 mm de altura^(11.10)

Os resultados para formas do grupo 224 são apresentados na Figura 11.18 como um exemplo⁽¹¹⁻⁶⁾. Em geral, a espessura da rebarba se mostra aumentando com o aumento do peso, enquanto a relação largura/espessura da rebarba (*w/t*) diminui para um valor limitado. A fim de investigar o efeito da forma do forjado nas dimensões da rebarba, outros subgrupos foram estudados e se concluiu que a influência da forma não é tão significativa quanto o peso do forjado^(11.6).

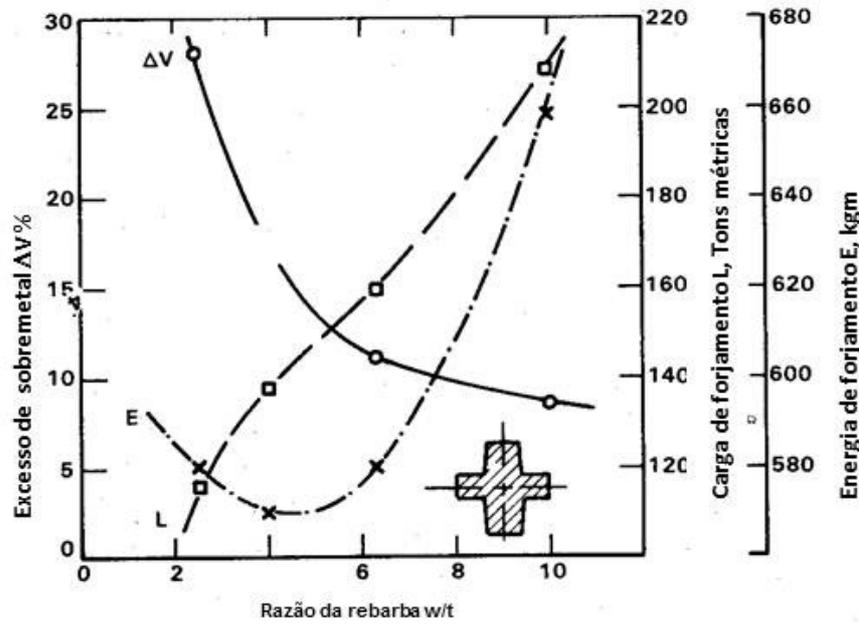


Figura 11.17 - Relacionamento entre a relação largura/espessura da rebarba (w/t), excesso de material (ΔV), carga de forjamento e energia para uma espessura constante de rebarba, t , de 1.014 mm (o mesmo forjado mostrado na Figura 11.16) (11.10)

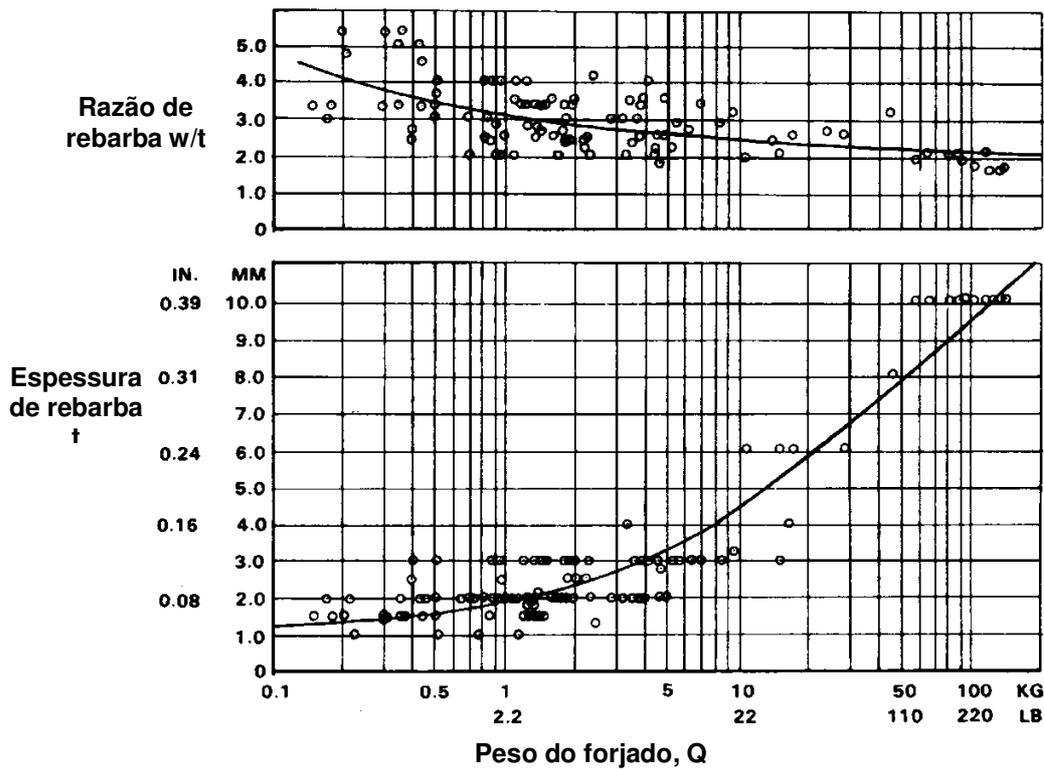


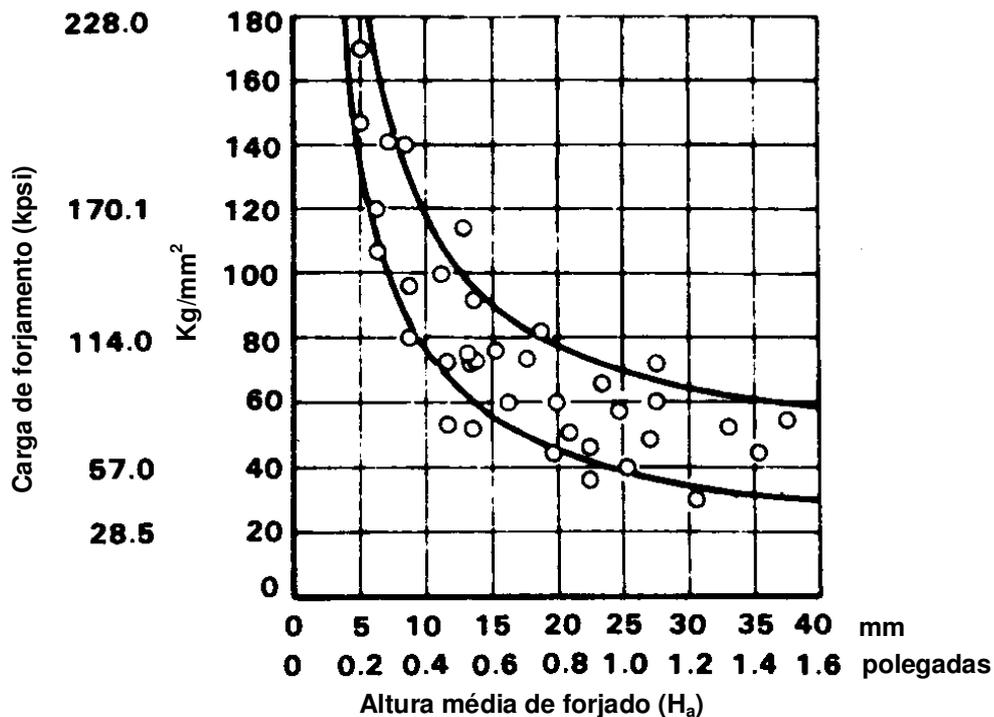
Figura 11.18 - Variação na relação largura/espessura e espessura de rebarba, t , com o peso, Q de forjado do grupo 2.24 (materiais: aço carbono e ligado) (11.6)

11.5 Previsão das cargas e pressões de forjamento

A previsão das cargas e pressões de forjamento num estampo fechado e em estampagem é difícil. A maioria das operações de forjamento são do tipo não estável, em termos de fluxo de metal, tensões e temperaturas - isto é, todos estes parâmetros variam continuamente durante o processo. Adicionalmente, forjamento compreende uma enorme quantidade de formas geométricas e materiais, que requerem diferentes, embora similares, técnicas de análise de engenharia. Devido a estas dificuldades encontradas na prática, cargas de forjamento são usualmente estimadas com base em procedimento empíricos usando fórmulas desenvolvidas empiricamente.

11.6 Métodos empíricos

Na estimativa de forças ou cargas de forjamento empíricas, a área da superfície do forjado, incluindo as zonas de rebarba, é multiplicada por uma pressão média de forjamento conhecida da experiência. As pressões de forjamento encontradas na prática variam entre 31 e 108.5 kgf/mm² (20-70 tons/in²), dependendo do material e a geometria do componente. Neuberger e Pannasch (11-11) conduziram experimentos em forjamento com vários aços carbono (até 0.6% C) e com aços de baixa liga usando relações de rebarba w/t (onde w é a largura da rebarba e t a espessura), de 2 a 4. Eles encontraram que a variável que mais influencia a pressão de forjamento, p_a , é a altura média, h_a , do forjado (Figura 11.19)⁽¹¹⁻¹¹⁾.



1 ksi = 6.897 MPa
 1 pol = 25.4 mm

Figura 11.19 - Pressão de forjamento p_a , versus altura média de forjado, h_a , para forjados em aço carbono e aços baixa liga com relação w/t , entre 2 e 4.

A curva inferior na Figura 11.19 se refere a componentes relativamente simples, e a curva superior para componentes mais difíceis de forjar.

Métodos mais empíricos, resumidos em termos de fórmulas simples ou nomogramas não são suficientemente gerais para prever cargas de forjamento para uma vasta gama de componentes e materiais. Na falta de fórmulas empíricas adequadas, pode-se empregar técnicas de graus variados de complexidade para calcular forças e pressões. Entre estas técnicas, o método relativamente simples das placas (slab method) tem provado ser muito prático para prever forças de forjamento.

11.7 Métodos das placas simplificado

O método das placas tem sido usado com sucesso para prever forças e pressões com aceitável exatidão em engenharia (11-12). Para este propósito, um forjado é dividido em diversas regiões de deformação plana e deformações axissimétricas, então equações simplificadas são empregadas para cada seção cujos resultados são todos somados para determinação das forças de forjamento.

Este método, usado na previsão prática de cargas de forjamento, baseia-se no modelo simplificado mostrado na Figura 11.20. Nesta análise, assume-se que a cavidade tenha uma forma retangular e a geometria de rebarba ilustrada na Figura 11.20. Na prática real, onde a cavidade não é retangular, a seção transversal é simplificada para conformar com este modelo. Como mostrado na Figura 11.20, a altura da cavidade é designada como H, o raio (ou metade da largura da cavidade) por r, a espessura da rebarba por t e a largura da rebarba por w.

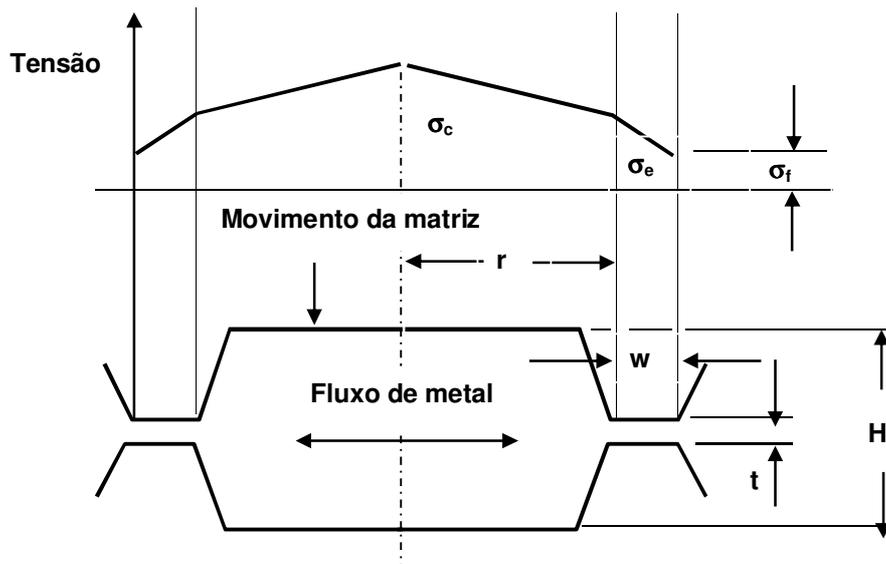


Figura 11.20 - Esquema de um estampo fechado simples e a distribuição de pressões de forjamento (11-12).

As pressões nos vários pontos da seção transversal, e portanto a carga agindo na seção transversal, podem ser estimadas como segue:

Com a tensão de escoamento na região da rebarba denotado por σ_f , e o fator de atrito (veja Capítulo 6) por m , a pressão na entrada da cavidade para a rebarba de uma seção axissimétrica, σ_{ea} , dada por:

$$\sigma_{ea} = \left(\frac{2}{\sqrt{3}} m \frac{w}{t} + 1 \right) \sigma_f \tag{11.6}$$

Pela integração da pressão, a força de forjamento agindo sobre a região de rebarba, P_{fa} , é obtida como segue:

$$P_{fa} = 2\pi\sigma_f \left[-\frac{2}{3} \frac{m}{\sqrt{3}} \frac{1}{t} (R^3 - r^3) + \left(1 + 2 \frac{m}{\sqrt{3}} \frac{R}{t} \right) \left(\frac{R^2 - r^2}{2} \right) \right] \tag{11.7}$$

onde $R = r + w$. Similarmente, a carga agindo na cavidade da matriz, P_{ca} , pode ser obtida por:

$$P_{ca} = 2\pi r^2 \left(\frac{m}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_c}{3} \frac{r}{H} + \frac{\sigma_{ea}}{2} \right) \tag{11.8}$$

onde σ_c é a tensão de escoamento na cavidade. devido ao resfriamento rápido e à alta taxa de deformação, a tensão de escoamento na região da rebarba é considerada diferente daquela na cavidade. Portanto, duas tensões de escoamento diferentes são usadas para a rebarba e para a cavidade. A carga total na seção transversal P_{ta} , é:

$$P_{ta} = P_{fa} + P_{ca} \tag{11.9}$$

Para a seção transversal com deformação plana, as equações correspondentes a (11.6), (11.7) e (11.8) são:

$$\sigma_{ep} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_f \left(1 + m \frac{w}{t} \right) \tag{11.10}$$

$$P_{fp} = \frac{2}{\sqrt{3}} w \sigma_f \left(2 + \frac{mw}{t} \right) \quad (11.11)$$

$$P_{cp} = \left(\sigma_{ep} + \frac{L}{2H} \frac{m}{\sqrt{3}} \sigma_c \right) L \quad (11.12)$$

onde L é a largura da cavidade, isto é, $L = 2r$ na Figura 11.20. As Equações (11.11) e (11.12) estimam a carga na rebarba e na cavidade para uma unidade de comprimento do forjado. A carga total no forjado é a soma das cargas agindo nas seções individuais do forjado.

As Equações acima fornecidas são relativamente simples e podem ser programadas numa calculadora manual para uso prático. Para realizar os cálculos é necessário conhecer (*a*) a geometria do componente, (*b*) a tensão de escoamento e a rebarba durante o estágio final da operação de forjamento e (*c*) o atrito na interface estampo/componente.

Para entender os detalhes da estimativa dos valores apropriados da tensão de escoamento e para prever a carga de forjamento, é útil realizar um cálculo simples.

11.8 Exemplo de previsão da carga de forjamento para uma biela

A exatidão e praticabilidade de um método de cálculo simples discutida acima foi avaliada num estudo realizado no Battelle-Columbus Laboratories para a Forging Industry Association⁽¹¹⁻¹²⁾. A biela mostrada na Figura 11.21 foi selecionada para este estudo. O componente foi forjado numa prensa mecânica de 500 toneladas, e as medidas de carga foram comparadas com os resultados de uma análise por computador assim como com os resultados obtidos pelo método simplificado apresentado.

Para estimar a carga de forjamento, três seções transversais representativas da biela foram consideradas (Figura 11.21). Todas as seções transversais tiveram as mesmas dimensões de rebarba (pré-forma: 2.54 mm de espessura por 7.87 mm de largura; forma final: 1.52 mm de espessura por 7.87 mm de largura). Estas dimensões são da rebarba da matriz. Os valores de espessura da rebarba usados nas estimativas da carga de forjamento foram os valores realmente medidos nos componentes forjados.

Todas as seções dos forjados foram aproximados por retângulos, como mostrado nas Figuras 11.20 e 11.21. As dimensões dos retângulos usados para estimativas foram:

Seção A-A:

Pré-forma: $r = 24.3 \text{ mm}$ $H = 8.12 \text{ mm}$
 Forjado: $L = 5.0 \text{ mm}$ $H = 4.57 \text{ mm}$

Seção B-B:

Pré-forma: $L = 23.62 \text{ mm}$ $H = 8.12 \text{ mm}$
 Forjado: $L = 24.13 \text{ mm}$ $H = 4.57 \text{ mm}$

Seção C-C:

Pré-forma: $r = 13.46 \text{ mm}$ $H = 16.25 \text{ mm}$
 Forjado: $r = 13.97 \text{ mm}$ $H = 14.98 \text{ mm}$

Durante o forjamento final, a fim de reduzir o excesso de carga resultante de se estar forjando uma aba muito fina, a porção central da seção transversal A-A foi aliviada.

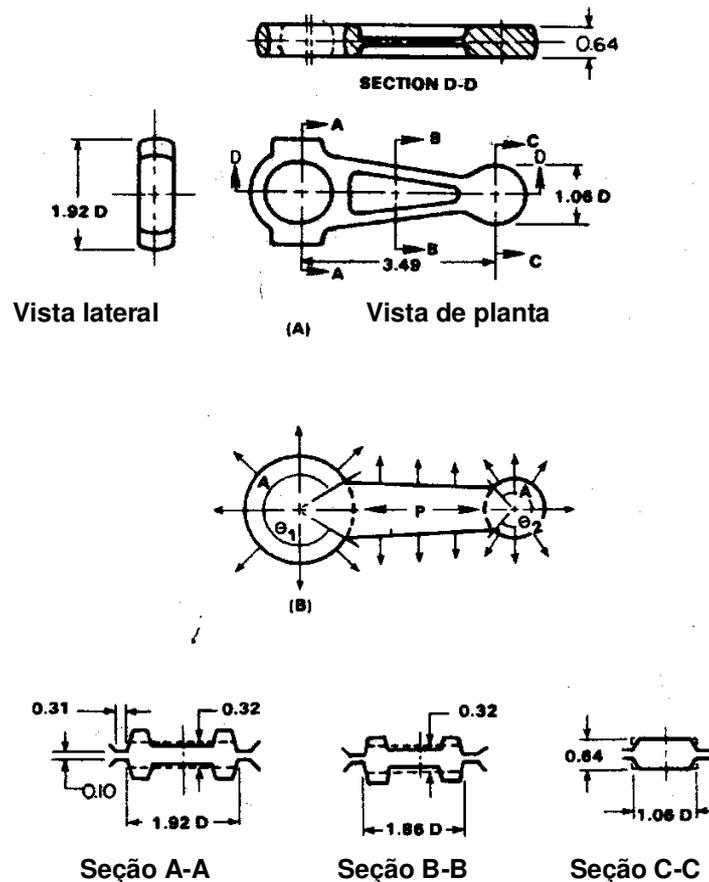


Figura 11.21 - Geometria, direção do fluxo de metal e seções transversais representativas de uma biela: (a) seção transversal de uma biela, (b) Direção do fluxo de metal (A = axissimétrico, P = deformação plana), (c) representação das seções transversais e suas simplificações.

Portanto, para estimar a carga nestas seções transversais em deformação axissimétrica, somente metade destas seções foram consideradas e tratadas como uma seção de deformação plana de um comprimento igual à circunferência média do respectivo olhal da biela.

11.8.1 – Estimativa da tensão de escoamento

Os experimentos de forjamento foram realizados numa prensa mecânica com um curso de 254 mm e uma velocidade média de 90 golpes por minuto (Figura 11.22). Os estampos de pré-forma e o forjado final forma montados lado-a-lado na prensa (Figura 11.23). Ambos foram aquecidos até uma temperatura de aproximadamente 177°C . Tarugos de aço AISI 1016 forma aquecidos a 1149°C antes do forjamento da pré-forma. A temperatura do tarugo antes do forjamento final foi medida durante os experimentos, e estava por volta de 1065°C . Portanto, algum resfriamento ocorreu durante o forjamento da pré-forma na cavidade da matriz e a transferência para a matriz de acabamento.

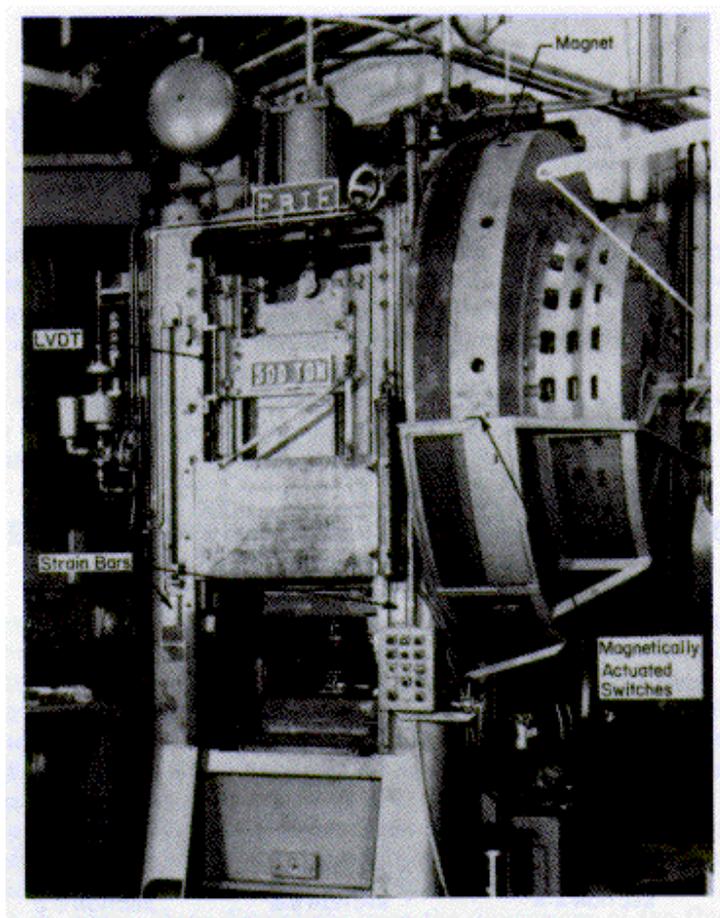


Figura 11.22 - Prensa mecânica de forjamento de 500 ton do Battelle-Columbus Laboratories usada para os experimentos.

A tensão de escoamento é uma função da deformação, da taxa de deformação e da temperatura que existe num dado tempo durante o processo de deformação e pode ser expresso aproximadamente como:

$$\bar{\sigma} = C \cdot \dot{\epsilon}^n \quad (11.13)$$

A Equação (11.13) é semelhante à equação (4.24) e foi discutida anteriormente em detalhes (Capítulo 4). Os valores de C e de n para o material usado no presente exemplo são dados na Tabela 11.3. Os valores de C e de n variam significativamente com a temperatura. Portanto, a fim de se estimar a tensão de escoamento exatamente, a temperatura do material sendo deformado deve ser conhecida.

A temperatura do tarugo no final do curso do forjamento depende da temperatura inicial do tarugo, da temperatura da matriz, velocidade de deformação e das condições de atrito. Além disso, a temperatura varia ao longo do forjado devido ao resfriamento irregular da matriz e do calor gerado pelo atrito e pela deformação.

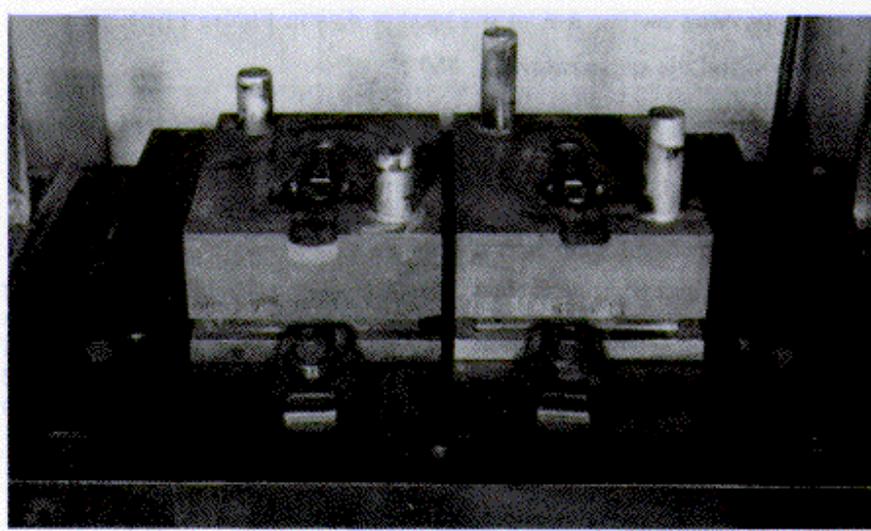


Figura 11.23 - Matrizes de pré-forma e final montados na mesa da prensa para os experimentos.

Contudo, se o gradiente de temperatura é desprezado e o forjado é considerado como uma placa fina de temperatura uniforme resfriada simetricamente de ambos os lados, a temperatura média do forjado na cavidade ou na rebarba pode ser expressa usando-se a Equação (7.5), como segue:

$$\theta = \theta_I + (\theta_0 - \theta_I) \exp\left(\frac{\alpha}{c\rho h}\right) \tag{11.14}$$

(Os símbolos na Equação (11.14) estão definidos no Capítulo 7).

Tabela 11.3 - Resumo de *C* (MPa) e o valor *n* que definem a expressão $\bar{\sigma} = C(\bar{\epsilon}^n)$ de tensão de escoamento, para o aço 1016^a em diversas temperaturas .

Deformação	Valores de <i>C</i> e <i>n</i> em diversas temperaturas (°C)							
	900		1000		1100		1200	
	<i>C</i>	<i>n</i>	<i>C</i>	<i>n</i>	<i>C</i>	<i>n</i>	<i>C</i>	<i>n</i>
0.05	81.4	0.133	73.8	0.124	62.0	0.117	44.1	0.150
0.10	113.8	0.099	94.5	0.099	66.9	0.130	49.0	0.157
0.20	143.5	0.082	113.8	0.090	83.4	0.119	62.7	0.140
0.30	157.2	0.085	125.5	0.088	92.4	0.109	65.5	0.148
0.40	158.6	0.084	125.5	0.098	89.0	0.126	62.7	0.164
0.50	164.8	0.088	124.8	0.109	86.2	0.141	56.5	0.189
0.60	160.7	0.097	116.5	0.127	83.4	0.156	53.8	0.205
0.70	157.2	0.104	118.0	0.127	85.5	0.151	55.9	0.196

^(a)Aço AISI 1016 (0.15%C, 0.12%Si, 0.68%Mn, 0.034%S, 0.025%S) laminado a quente e normalizado.

Considerando, como um exemplo, a seção transversal A-A do bloco da Figura 11-21:

- θ_I (temperatura inicial da matriz) = 177 °C
- θ_0 (temperatura inicial do tarugo) = 11944 °C
- α (coeficiente de transferência de temperatura) = 2741,8 cal/m²°C
- *h* (espessura média da placa) = 8.128 x 10³ m
- *c* (calor específico do material do tarugo) = 108 cal/kg°C (*)
- ρ (densidade do material do tarugo) = 7839 kg/m³

Para estimar a duração do contato, a velocidade média do cabeçote durante o forjamento deve ser conhecida. Esta velocidade é metade da velocidade do cabeçote quando ele toca o tarugo. No caso em questão, o tarugo tem uma seção redonda com um diâmetro médio de 19.05 mm. A espessura média da peça é 8.128 mm. Portanto, a distância média do martelo da posição de ponto morto inferior (PMI) é:

$$w = \frac{19.05 - 8.128}{2} = 5.461mm$$

Desta forma, a velocidade do cabeçote em relação à sua localização (*w*) antes do PMI é obtida da relação cinemática no

mecanismo biela-manivela (vide Capítulo 9):

$$V = w \frac{\pi n}{30} \sqrt{\frac{S}{w} - 1} \tag{11.15}$$

A prensa mecânica usada nos experimentos de forjamento tem um curso, *S*, de 254 mm a uma velocidade, *n* de 90 rpm. Portanto:

$$V = \frac{5.461 \times \pi \times 90}{30} \sqrt{\frac{254}{5.461} - 1} = 347.2 \text{ mm/s}$$

A duração do contato, *T*, é:

$$T = \frac{19.05 - 8.128}{347.2} = 0.0315s$$

$$T = \frac{19.05 - 8.128}{347.2} = 0.0315s$$

O valor de *T* pode ser também obtido de uma curva carga- e curso versus-tempo gravada conforme mostrada na Figura 11.24. A temperatura média instantânea de forjamento é:

$$\theta = 177 + (1149 - 177) e^{\left(\frac{2741.8 \times 0.0315}{7.839 \times 10^8 \times 8.128 \times 10^{-3}}\right)}$$

$$= 177 + 972 \times 0.98 = 1136.87$$

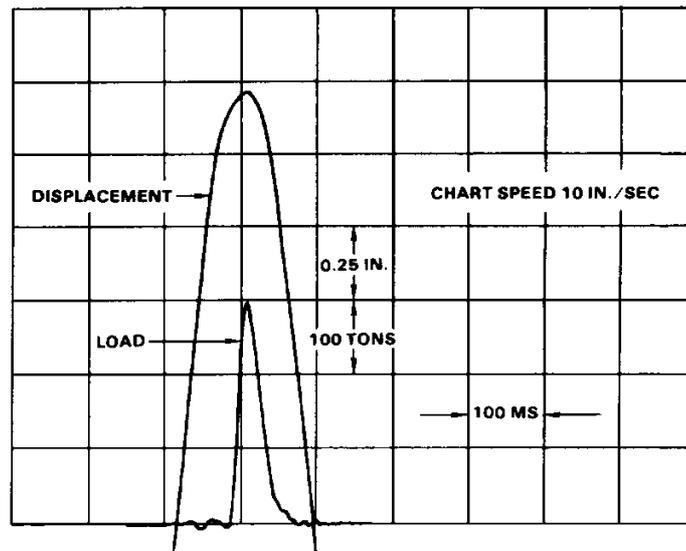


Figura 11.24 - Curva típica de carga e deslocamento para uma operação de forjamento.

O aumento de temperatura devido á deformação é dado por:

$$\theta_d = A \bar{\sigma}_a \bar{\epsilon}_a / c\rho$$

onde, juntamente com os símbolos já definidos previamente, θ_d é o aumento de temperatura devido à deformação; *A* é o equivalente mecânico do calor $A = 4.186 \text{ J/cal}$; $\bar{\sigma}_a$ é a tensão média de escoamento do material (126.5 MPa assumido); e $\bar{\epsilon}_a$ é a deformação média, estimada com base na espessura final e na inicial:

$$\bar{\epsilon}_a = \ln\left(\frac{\text{Espessura inicial}}{\text{Espessura final}}\right) = \ln\left(\frac{19.05}{8.128}\right) = 0.851$$

portanto:

$$\theta_d = \frac{126.5 \times 0.851 \times 10^6}{108 \times 4.186 \times 7.839} = 30^\circ C$$

Ignorando o calor ganho devido ao atrito, a temperatura média na cavidade da matriz é:

$$\theta_{cb} = \theta = \theta_d = 1167^\circ C$$

Os valores para *C* e *n* na Equação 11.13 para diferentes materiais a várias temperaturas são dados na Referência 11-6.

A Tabela 11.3 mostra os valores de *C* e *m* para o aço AISI 1016. Usando esta tabela, valores de *C* e *m* a 1160 °C e com uma deformação relativa de 0.85 são calculados por interpolação linear como *C* = 67.878 MPa e *n* = 0.187.

$$\dot{\epsilon} = \frac{\text{Velocidade}}{\text{Espessura média}} = \frac{347.2}{(19.05 - 8.128)/2} = 25.55 \text{ 1/s}$$

Usando a Equação (11.13) e os dados da Tabela 11.3 (com extrapolação para os valores de deformação e taxa de deformação), a tensão média de escoamento é:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} &= 67.878(25.55)^{0.187} \\ &= 124,425 \\ &\cong 124,5 \text{ MPa} \end{aligned}$$

Este é o valor da tensão média de escoamento na cavidade na seção A-A da matriz. Similarmente, os valores correspondentes de $\bar{\sigma}$ estimados para outras seções da matriz e do forjado acabado estão dados na Tabela 11.4.

Tabela 11.4 - Tensão de escoamento estimada para diferentes seções da biela mostrada da Figura 11.21.

Forjar	Temperatura do material °C	Tensão de escoamento na seção (MPa)		
		A-A	B-B	C-C
Pré-forma	1150	124.1	117.3	112.5
Acabado	1065	151.7	149.0	139.3

11.8.2 Estimativa do fator de atrito

A tensão tangencial de atrito é dada por $\tau = m\bar{\sigma}/\sqrt{3}$. O valor de *m* varia entre 0.25 e 0. para a maioria das operações em forjamento de aços. O modelo simplificado, mostrado na Figura 11.20, assume que o fluxo de metal ocorre por deslizamento ao longo da interface estampo/material forjado. Na realidade, contudo, o metal se deforma por deslizamento ao longo da superfície embora cisalhamento interno seja inevitável nas regiões de nervuras. Portanto, assumir um valor nominal médio de *m* de 0.4, o que é usual para deslizamento de superfícies no forjamento, seria irrealístico. No presente caso, o comprimento da região de nervura é quase igual àquele das regiões de nervura na seção transversal A-A e B-B. Portanto, considerando o peso médio, os valores para *m* são escolhidos como sendo 0.7 para seções A-A e B-B, e 0.4 para a seção C-C, para ambos pré-forma e forjado acabado.

11.8.3 Estimativa para carga de forjamento

O comprimento médio da seção transversal B-B de deformação plana para ambos pré-forma e final acabado é 50.8 mm. Substituindo os valores apropriados nas Equações (11.6) até (11.12) e usando uma calculadora programável, as cargas forma estimadas para as seções transversais, como mostrado na Tabela 11.5.

Tabela 11.5 - Cargas estimadas nas diferentes seções transversais da biela mostrada na Figura 11.21.

Forjamento	Carga em cada seção transversal (Kgf)			Carga total	
	A-A	B-B	C-C	Kgf	Tf
Pré-forma	183107	106970	48482	338558	339
final	221128	155031	67303	443463	444

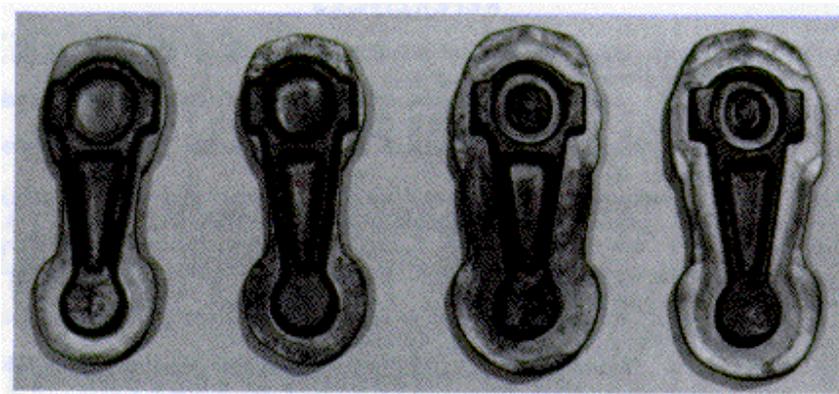


Figura 11.25 - Componentes resultantes de experimentos de pré-forma e forjado acabado.

11.9 Comparação entre os dados calculados e aqueles obtidos experimentalmente

Para avaliar a exatidão da carga calculada pelo procedimento simplificado, experimentos de forjamento foram realizados no “Metalworking Laboratório of Batelle Columbus” (Laboratório de Transformação de Metais em Batelle, Columbus). A prensa mecânica de 500 toneladas, mostrada na Figura 11.22 foi empregada para este propósito. Ambos estampos, de pré-forma e de final, foram montados lado-a-lado na mesa da prensa, como mostrado na Figura 11.23. Os estampos foram lubrificados, com jato, usando Delta-Forge 105 (produto comercial da Acheson). Os tarugos foram aquecidos numa bobina de indução até 1150(C). Os estampos foram aquecidos a 176 (C através de queimadores infravermelhos a gás. Exemplos de forjados são mostrados na Figura 11.25.

As cargas de forjamento, medidas nos experimentos e calculadas pelo método das placas simplificado são comparados na Tabela 11.6. Os valores experimentais representam médias de várias medidas. Pode-se ver que os resultados da análise simplificada estão dentro da exatidão das práticas de engenharia. Para forjados simples ou moderadamente complexos, esta análise pode ser usada efetivamente para a seleção dos materiais dos estampos e das prensas. Contudo, deve-se notar que a exatidão do resultado final depende largamente da estimativa própria das tensões de escoamento e do fator de atrito ao deslizamento. Alguma experiência e conhecimento de análise de forjamento são necessários para que se realize estas estimativas com exatidão aceitável. Se a capacidade de um computador está disponível, então cálculos detalhados da tensão de escoamento e cargas de forjamento podem ser feitos mais exatamente e com menos esforço do que usando uma simples calculadora.

Tabela 11.6 - Resumo e comparação das cargas de forjamento (Tf).

	Análise simplificada	Resultado experimental
Pré-forma	338.6	295.2
Acabado	443,5	391.3

REFERÊNCIAS

- 11-1. Altan, T. and Nagpal, V. “Recent Developments in Closed Die Forging”. Int. Metallurgical Reviews, Dec. 1976, p.322.
- 11-2. Sabroff, A.M. et al. “Forging Materials and Practices”, Reinhold, New York, 1968
- 11-3. Schey, J.A. (editor), “Metal Deformation Processes: Friction and Lubrification”, Marcel Dekker, New York, 1970.
- 11-4. Spies, K., “Prefforming in Forging and the Preparation of Reducer Rolling” (in German), Doctoral Dissertation, Technical University Hannover, 1959.

CAPÍTULO 12

EXTRUSÃO À QUENTE DE BARRAS, TUBOS E PERFIS

Extrusão é o processo de forçar um tarugo aquecido a fluir através de uma matriz aberta com a forma desejada. Este processo é usado para produzir produtos de metal semi-acabados de forma longa e reta com seção transversal constante, tais como barras seções sólidas e ocas, tubos arames e fitas. Existem basicamente três variações de extrusão, dependendo da técnica de lubrificação usada. No processo de extrusão não lubrificada (Figura 12.1 esquerda), o punção de face plana é usado, e o material flui por cisalhamento interno e causa uma “zona morta de metal” que se forma na frente do punção. Na extrusão lubrificada (Figura 12.1 centro), um lubrificante adequado é empregado entre o tarugo e a matriz. A terceira e mais recentemente desenvolvida técnica é a extrusão hidrostática (Figura 12.1 direita), na qual um filme fluido entre o punção e o tarugo exerce pressão neste. Esta técnica é aplicada somente em aplicações não usuais para extrusão de ligas especiais, compósitos ou “clad materials” (materiais recobertos ou soldados - exemplo: placas de aço com titânio), onde uma lubrificação adequada não pode ser facilmente conseguida com lubrificantes convencionais. Para todos os propósitos práticos a extrusão hidrostática pode ser considerada como uma versão especial avançada do processo de extrusão lubrificada.

A diferença significativa entre o processo de extrusão lubrificada e sem lubrificação está resumida na Tabela 12.1.

Tabela 12.1 - Características significantes do processo de extrusão direta e da indireta ou retro-extrusão

Característica	Extrusão sem lubrificada	Extrusão lubrificada
Materiais	Ligas de alumínio, cobre, magnésio e zinco	Aços, Ligas de titânio, níquel e cobre
Projeto/fabricação de matriz	Relativamente simples, plano	Entrada suave, mais complexa
Desgaste de matriz	Não é excessivo	Muito significativo
Geometria do componente	Seções muito finas e intrincadas, tolerâncias fechadas	Formas não intrincadas devido à complexidade da matriz e dificuldade de extrusão das ligas
Acabamento superficial	Brilhante, muito bom	Não muito suave
Pressão de extrusão	Relativamente alta devido á atrito e cisalhamento interno	Relativamente baixa devido a baixo atrito
Velocidade de extrusão	Alta na extrusão de ligas macias de Al, baixa para ligas duras de Al, devido à alta geração interna de calor	Independente da liga

12.1 Extrusão a quente sem lubrificação

Na extrusão a quente sem lubrificação, lubrificante não é usado e a operação inteira aparenta ser muito mais fácil uma vez que as condições tenham sido definidas. Neste processo, contudo, um vasto número de fatores metalúrgicos e do processamento interagem e afetam as propriedades mecânicas, acabamento superficial e resistência à corrosão do produto final extrudado. Este método de extrusão, que não usa lubrificante entre o tarugo e a matriz, é capaz de produzir forma bastante complexas, com superfícies espelhadas e tolerâncias dimensionais fechadas, considerados extrudados “net shape”. Com esta técnica de extrusão, um punção de face plana é empregado.

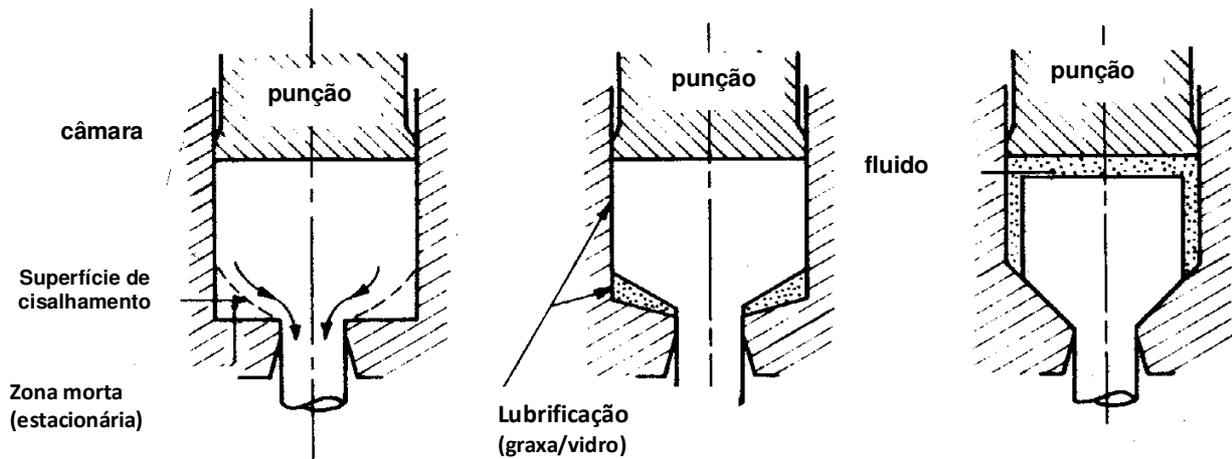


Figura 12.1 - Ilustração esquemática do processo de extrusão sem lubrificação (esquerda), lubrificada (centro) e hidrostática (direita).

Existem basicamente dois métodos de extrusão de materiais à quente sem lubrificação: (a) direta e (b) extrusão indireta ou retro-extrusão. Na extrusão direta, como mostrado na Figura 12.2(a), o punção se move na mesma direção da seção extrudada, e existe movimento relativo entre o tarugo e a matriz ¹²⁻¹. Na extrusão indireta (Figura 12.2(b)), o tarugo não se move relativamente à matriz, e esta é empurrada contra o tarugo por meio de uma haste oca.

12.2 Extrusão direta

Uma seqüência típica de operações para extrusão direta de uma seção sólida (veja Figura 12.3) é a seguinte:

- 1- O tarugo aquecido e um bloco de contato são carregados dentro da matriz
- 2- O tarugo é extrudado pela força do punção que é empurrado contra ele. Esta ação primeiro recalca o tarugo e então força o metal a fluir através da matriz. Durante a extrusão, uma fina casca de material pode ser deixada nas paredes da matriz. A extrusão é interrompida de forma a deixar um disco fino de material.
- 3- A feira ou matriz é separada da câmara, carregando o disco formado e o bloco de contato.
- 4- O disco é então cisalhado.
- 5- Todas as partes voltam à sua posição original para uma nova carga.

Curvas típicas de carga e deslocamento do punção para extrusão direta são mostradas na Figura 12.4 ⁽¹²⁻¹⁾. Pode ser visto que a carga na extrusão direta inicialmente aumenta rapidamente, enquanto o tarugo é recalcado para preencher a matriz. Há ainda um outro aumento na pressão, e a extrusão se inicia. Uma zona de deformação em forma de cone se desenvolve então na frente do furo da matriz. Após um valor máximo de pressão ter sido alcançado a pressão extrusão cai à medida que o comprimento do tarugo diminui até que um mínimo é atingido e então aumenta rapidamente outra vez. Este último aumento de pressão ocorre porque sobra somente um disco de material e o metal tem que fluir radialmente na direção do furo da matriz. A resistência à deformação aumenta consideravelmente com a diminuição da espessura.



Figura 12.2 - Métodos básicos de extrusão: (a) extrusão direta, (b) Extrusão indireta (retro-extrusão)

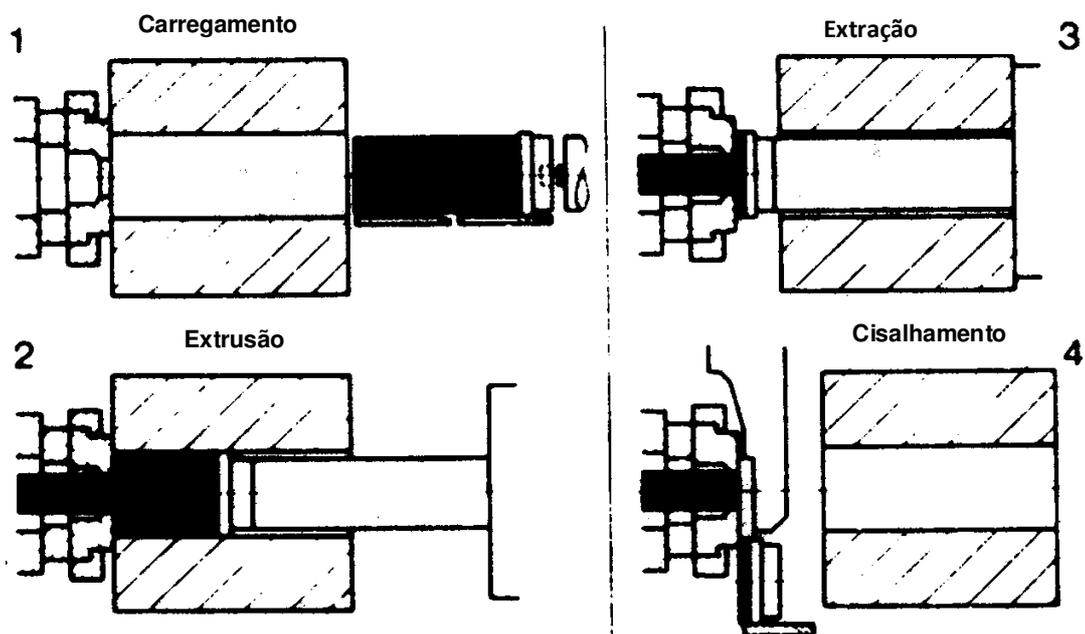


Figura 12.3 - Sequência de operações na extrusão direta (12-1).

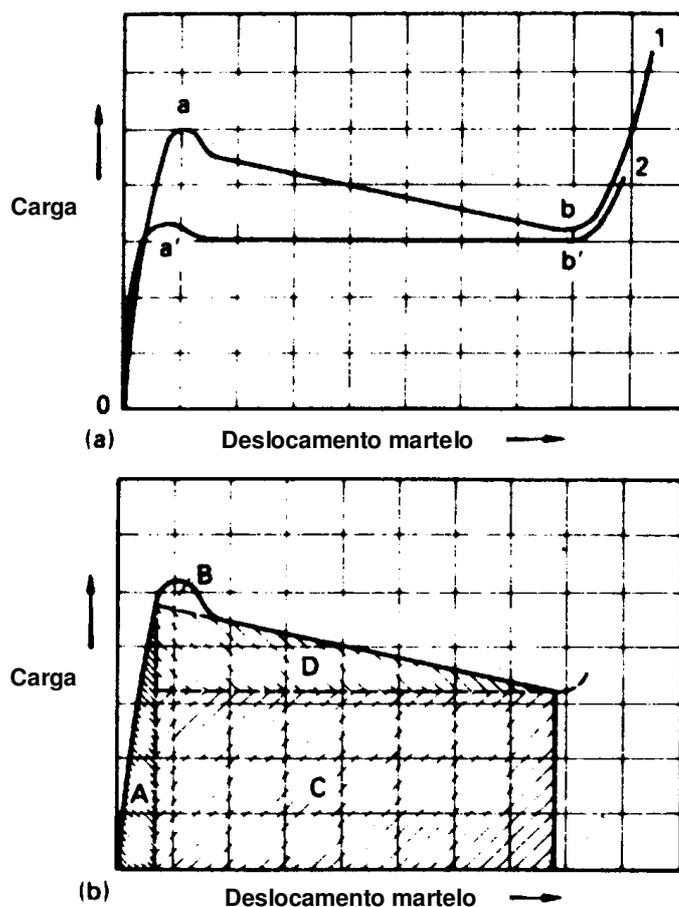


Figura 12.4 - Curva típica de carga versus deslocamento do punção para extrusão sem lubrificação.

12.3 Extrusão indireta

Na extrusão indireta (Figura 12.2b), o punção é empurrado por uma haste ôca e move-se relativamente ao câmara, mas não existe deslocamento relativo entre o tarugo e o câmara ⁽¹²⁻¹⁾. Como resultado não há tensão de atrito na interface tarugo/câmara e portanto, a carga de extrusão e a temperatura gerada pela deformação e atrito são reduzidas, como pode ser visto na Figura 12.4.

A seqüência de operações para extrusão indireta de uma seção sólida, mostrada na Figura 12.5 ⁽¹²⁻¹⁾ é como segue:

- 1- O bloco de contato e a matriz são inseridos na prensa
- 2- O tarugo é carregado no câmara.
- 3- O tarugo é então extrudado, deixando um disco.
- 4- O bloco de contato e o disco são então separados da seção por cisalhamento.

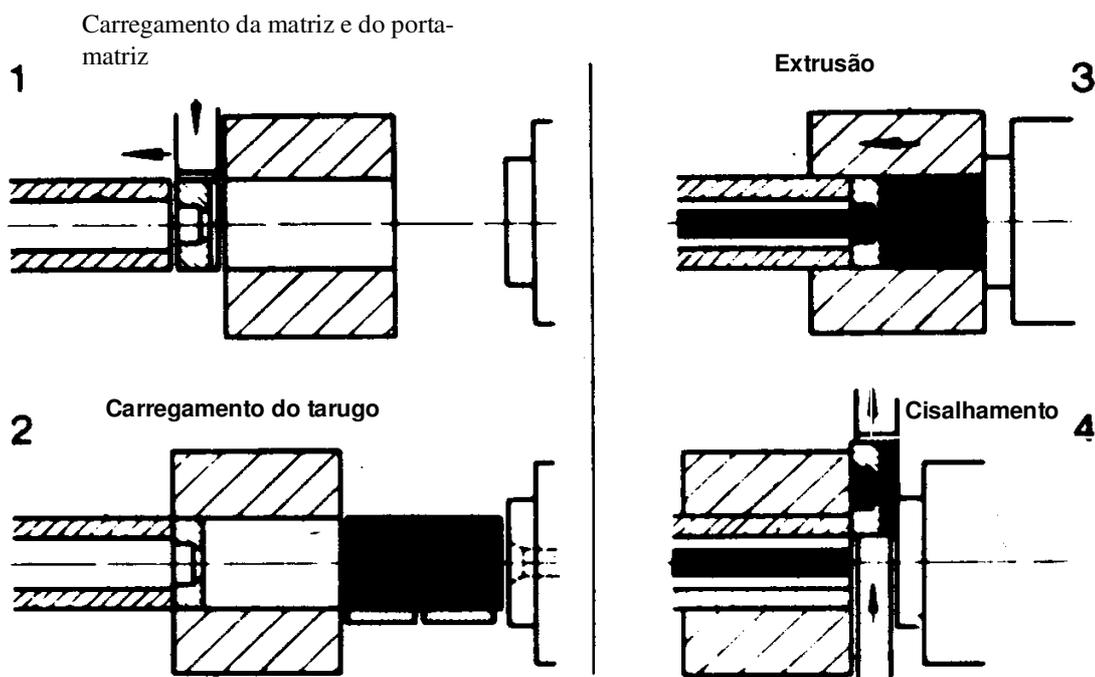


Figura 12.5 - Seqüência de operações para uma extrusão indireta ⁽¹²⁻¹⁾.

A extrusão indireta oferece inúmeras vantagens, que podem ser resumidas como segue:

- Um redução de 25 a 30% na carga máxima comparando-se com a extrusão direta
- A pressão de extrusão não é função do comprimento do tarugo, porque não há deslocamento relativo entre o tarugo e o câmara. O comprimento do tarugo não é contudo limitado pela carga requerida para este deslocamento mas somente pelo comprimento de estabilidade da haste ôca necessária para uma dada câmara.
- Nenhum calor é produzido pelo atrito entre o tarugo e o câmara, e conseqüentemente não há aumento de temperatura na superfície do tarugo até o fim da extrusão, como é característico da extrusão direta de ligas de alumínio. Portanto, há menos tendência de trincas superficiais no processo indireto, e significativamente maiores velocidades de extrusão podem ser usadas.
- A vida útil das ferramentas é aumentada, especialmente aquela da parte interna, devido à redução do atrito e temperatura.

As desvantagens da extrusão indireta são que as impurezas ou defeitos na superfície do tarugo afetam a superfície do produto extrudado e não são automaticamente retidos como uma casca e descartadas na câmara. Portanto, tarugos usinados devem ser usados em muitos casos. Adicionalmente, a área da seção transversal da extrusão é limitada pelo tamanho da haste oca.

12.4 Extrusão de tubos e de seções ocas

Ambos os métodos de extrusão, direto e indireto podem ser usados para extrudar produtos tubulares ^(12-1, 12-2). Para produzir uma seção oca, o metal deve fluir através de uma folga formada pela matriz e um mandril. Há basicamente dois métodos para extrudar produtos tubulares.

O primeiro método usa um tarugo com um furo interno usinado ou produzido por um punção em prensa. Neste caso, o mandril é guiado para produzir concentricidade. Durante a extrusão, o mandril permanece estacionário (Figura 12.6) ou sem move com o punção (Figura 12.7) ⁽¹²⁻¹⁾.

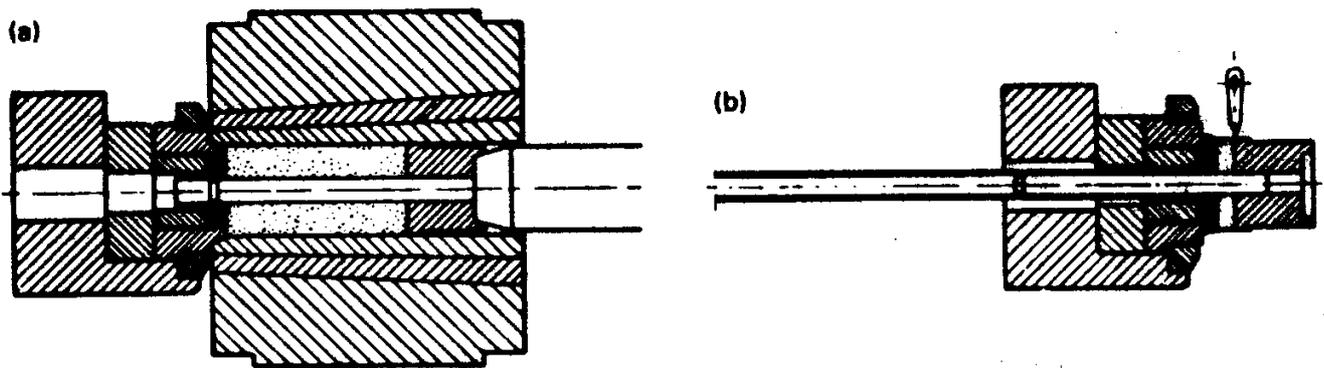


Figura 12.6 - Extrusão com um mandril flutuante : (a) início da operação, (b) posição final antes do corte das sobras ⁽¹²⁻¹⁾.

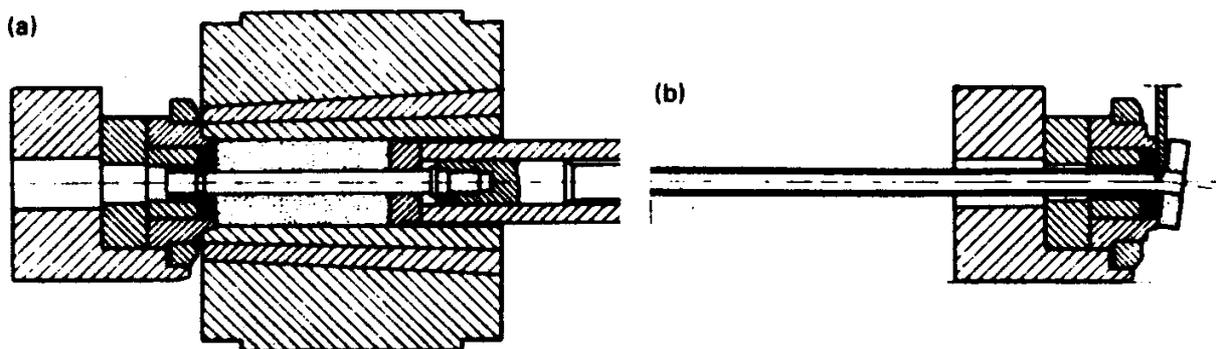


Figura 12.7 - Extrusão com movimento independente do mandril: (a) início da operação (b) posição final antes do corte das sobras.

Para extrusão de uma seção oca, matrizes especiais com múltiplos furos podem ser usadas, se o material pode soldar-se sob pressão. As matrizes de múltiplos furos mostradas na Figura 12.8 possuem aberturas na superfície superior nos quais material é extrudado em dois ou mais segmentos e então, abaixo da superfície da matriz, soldado e forçado através da matriz final para formar o componente ⁽¹²⁻¹⁾. A porção tubular do produto extrudado é formada por um mandril fixado no lado de baixo do segmento superior da matriz. Isto fornece um suporte fixo para o mandril e um furo contínuo na extrusão. Seções do tipo H até N na Figura 12.9 compreendem formas complexas típicas que podem ser fabricadas em alumínio com o emprego de ferramentas de múltiplos furos.

Altas pressões de extrusão são requeridas com estampos de múltiplos furos, comparadas com as matrizes de face plana com mandris, na extrusão da mesma seção. O material tem que ser cisalhado a fim de fluir através de vários segmentos e se soldar perfeitamente antes de ser extrudado. Portanto, este processo é limitado a materiais como o alumínio, que tem baixa resistência ao cisalhamento nas temperaturas de extrusão. Ligas de cobre, por exemplo, não são geralmente extrudadas usando-se matrizes de múltiplos furos.

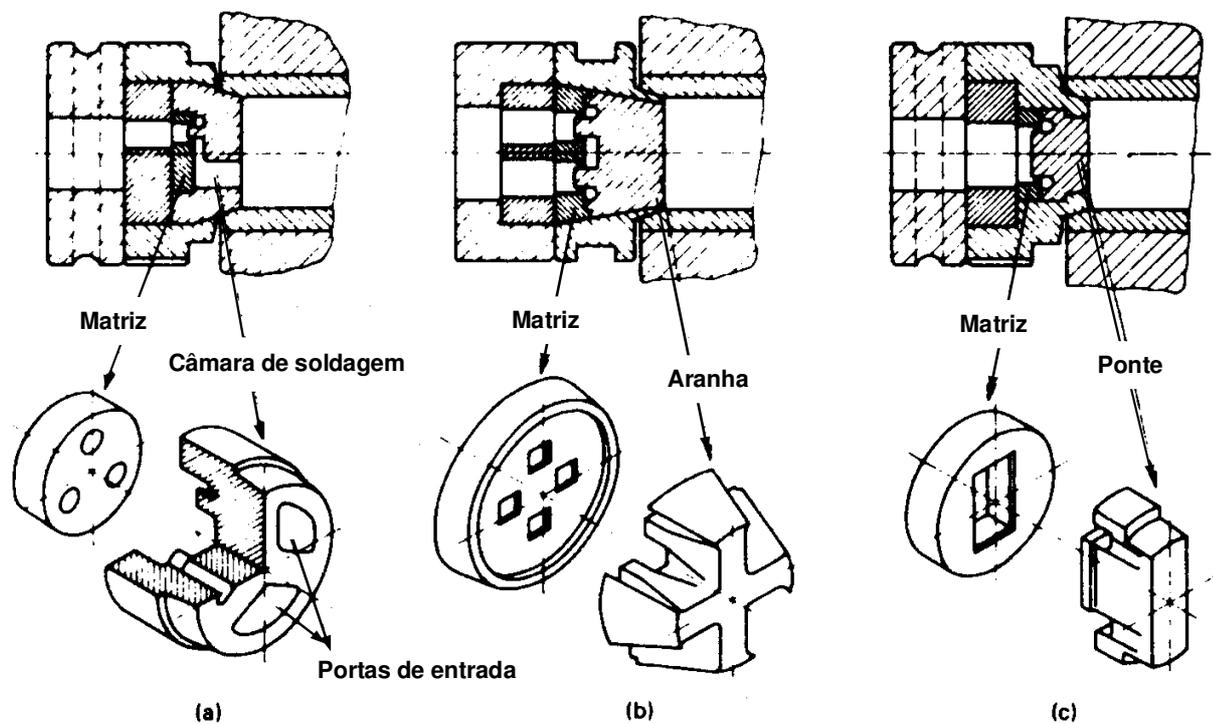


Figura 12.8 - Matrizes com múltiplos furos usados para extrusão de alumínio: (a) matriz com múltiplos furos em forma de porta de entrada, (b) matriz com múltiplos furos na forma de aranha (c) matriz em forma de ponte ⁽¹²⁻¹⁾

Seção Categoria	Seção Tipo	Exemplos
A	Barras simples	
B	Barras com forma	
C	Seções padrão	
D	Seções sólidas simples	
E	Seções semi-ocas	
F	Seções com transições abruptas e paredes finas	
G	Seções com detalhes difíceis e entradas estreitas	
H	Tubos	
J	Seções ocas simples	
K	Seções ocas difíceis; com duas ou mais cavidades	
L	Tubos com projeções externas	
M	Tubos com projeções internas	
N	Seções ocas largas ou grandes	

Figura 12.9 - Classificação de seções de alumínio extrudado de acordo com o grau de dificuldade para extrusão ⁽¹²⁻³⁾.

12. 5 Materiais e fluxo metálico

A tensão de escoamento na temperatura de extrusão e a maleabilidade são as principais características que determinam a capacidade de extrusão de um dado material sem lubrificação. Os materiais mais comumente processados em extrusão sem lubrificação são mostrados na Tabela 12.2. Muitas ligas de cobre são primeiro extrudadas a então laminadas à frio para se obter seções com cantos vivos. Exemplos de cobre extrudado e seções de ligas de cobre são mostradas na Figura 12.10 ⁽¹²⁻¹⁾. Várias ligas de alumínio (séries 1000 e 7000) são extrudadas para um grande número de aplicações militares e comerciais. Exemplos

de seções extrudadas de ligas de alumínio são dados na Figura 12.9. Entre todas as ligas disponíveis, as de alumínio de alta resistência (séries 2000 e 7000) são as mais largamente usadas para aplicações em aviação. Outras ligas, tais como as 1100, 3003, 6061, 6062, 6063 e X6463, são usadas para fabricação de bens de uma variedade de aplicações, tais como construção civil, eletrodomésticos e transportes.

O fluxo de metal durante a extrusão varia consideravelmente, dependendo do material e do atrito na interface material/ferramenta, e da forma da seção.

Tabela 12.2 - Materiais comumente extrudados em extrusão à quente sem lubrificação.
converter para SI de medidas

Materiais	Mínima espessura da seção (mm)	Temperatura de extrusão °C	Pressão de extrusão MPa	Velocidade de saída na extrusão (m/min)	Taxa de extrusão $\ln(A_0/A_1)$ (a)
Ligas de Al	1.06-0.76	287-565	276-897	1.2-91.5	
Ligas de Cu	1.27-0.76	650-900	207-897	24.4-304.8	
Liga de Mg	1.01	300-427	690-897	1.2-30.5	
Ligas de Zn	1.52	205-350	621-760	22.9-3.0	

(a) A_0 é a área da seção transversal do tarugo; A_1 é a área da seção transversal do produto extrudado

Os diferentes tipos de padrão de fluxo observados foram classificados em quatro diferentes tipos, como mostrados na Figura 12.1⁽¹²⁻¹⁾.

O padrão de fluxo *S* é encontrado em extrusão de materiais homogêneos onde não existe atrito nas paredes do câmara ou da superfície do estampo. As propriedades do material extrudado são uniformes nas duas direções longitudinal e transversal. Este padrão de fluxo não é normalmente observado em extrusão sem lubrificação.

O padrão de fluxo *A* é obtido em materiais homogêneos onde o atrito ocorre na superfície do estampo mas não nas paredes do câmara, por exemplo em extrusão indireta. O metal próximo do centro do tarugo se move mais rapidamente do que o metal próximo da superfície externa. O atrito na matriz retarda o fluxo de metal próximo à superfície do tarugo. A zona morta é encontrada entre a face do estampo e as paredes da câmara. O material nesta zona não se move durante a extrusão.

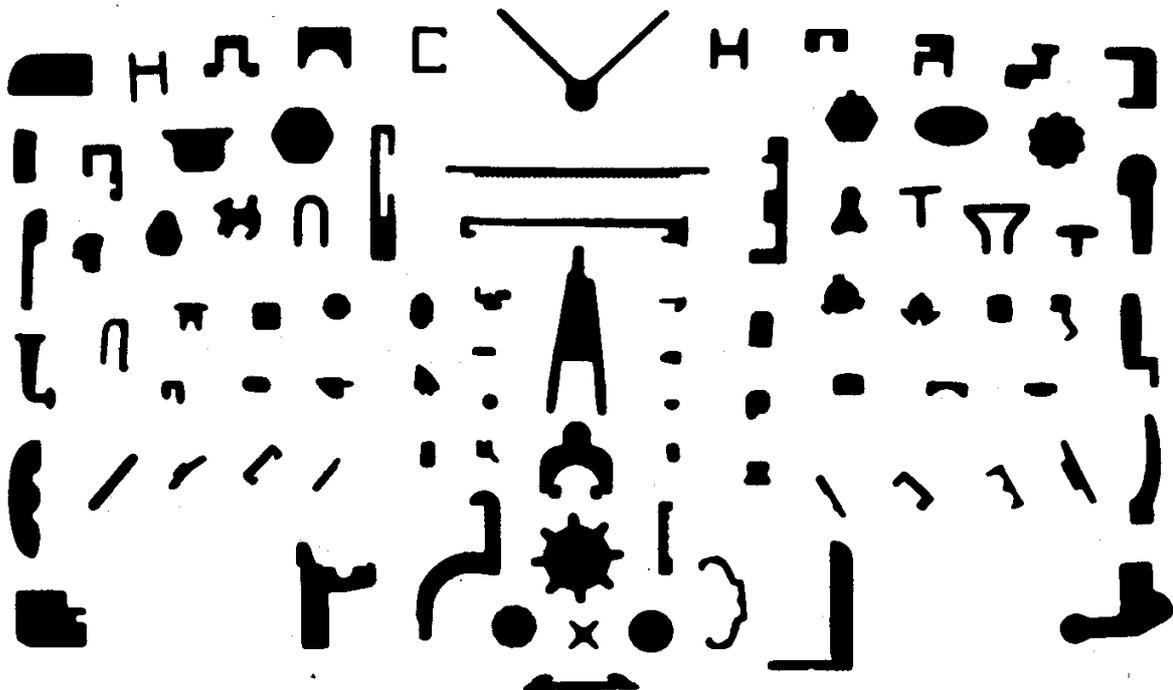


Figura 12.10 - Seções extrudadas de cobre e suas ligas

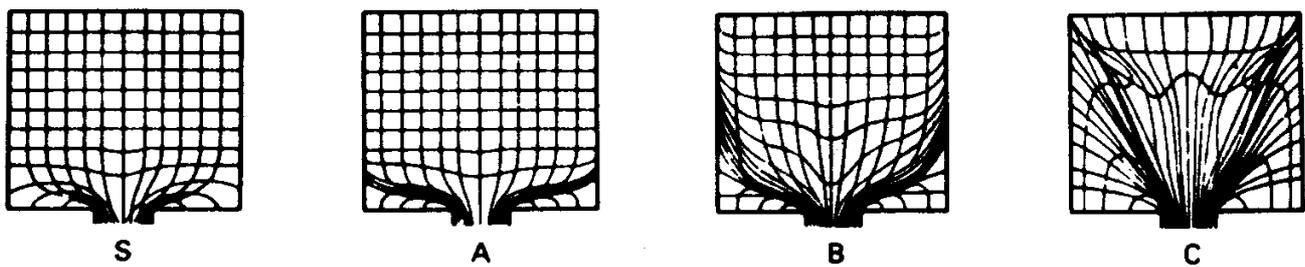


Figura 12.11 - Quatro tipos diferentes de padrão de fluxo observados durante a extrusão

O material próximo à superfície é deformado mais do que aquele próximo ao centro.

O padrão de fluxo **B** é obtido em materiais homogêneos quando o atrito está presente em ambos as paredes da câmara e a superfície da matriz. Uma zona morta de metal maior do que no padrão de fluxo **A** é formada. Devido ao cisalhamento causado pelo atrito, a superfície é deformada mais do que o centro. O produto resultante tem propriedades não uniformes ao longo da seção transversal.

O padrão de fluxo **C** é obtido com tarugos apresentando materiais de propriedades não homogêneas ou com distribuição desigual de temperaturas ao longo da seção transversal do tarugo. A tensão de cisalhamento do material é muito maior próximo da superfície da câmara do que próximo do centro. O ângulo da zona morta de metal é relativamente grande.

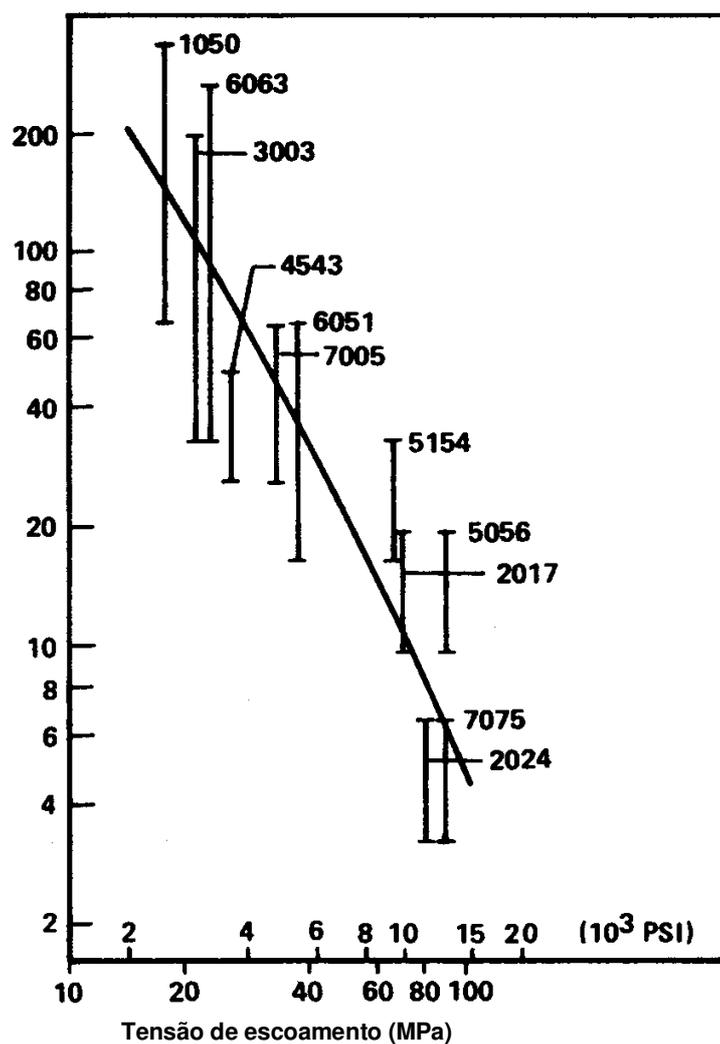
12.6 Velocidades de extrusão e temperaturas

As temperaturas desenvolvidas durante a extrusão influenciam significativamente a velocidade na qual o processo pode ser realizado. Isto é especialmente verdadeiro na extrusão de ligas duras de alumínio (séries 2000 e 7000). Uma complexa situação térmica passa a existir assim que o tarugo aquecido é carregado na câmara pré-aquecida e a extrusão começa. Como discutido no capítulo 7, a temperatura é influenciada por:

- geração de calor devido à deformação plástica
- geração de calor devido ao cisalhamento interno e o atrito entre o material sendo deformado e a ferramenta
- transferência de calor dentro do tarugo
- transferência de calor entre o tarugo e o ferramental
- calor transportado com o material sendo extrudado

Todos os fenômenos citados acima acontecem simultaneamente e resultam num relacionamento complexo entre as variáveis do processo, isto é, material do tarugo e temperatura, atrito, material da ferramenta, velocidade de extrusão, forma da seção extrudada e redução da área.

A fim de aumentar a produtividade, é desejável aumentar a relação de extrusão (área da seção transversal do tarugo/área da seção transversal do produto final) e a velocidade de extrusão enquanto se mantém a pressão de extrusão num nível aceitável. Para este propósito a tensão de escoamento do material sendo extrudado deve ser mantido relativamente baixo, por exemplo, o pré-aquecimento do tarugo deve ser aumentado. A combinação de alta temperatura do tarugo, alta redução de área e alta velocidade de extrusão causa um considerável aumento na temperatura do material sendo extrudado, especialmente perto da superfície, por que grande parte da energia de deformação plástica e energia devido ao atrito é transformada em calor. Isto pode causar defeitos superficiais ou falhas devido ao aquecimento, especialmente com materiais de difícil extrusão como ligas de alumínio das séries 2000 e 7000.



1 ft/min = 0,3048 m/min

Figura 12.12 - Relacionamento entre taxa de extrusão e tensão de escoamento para várias ligas de alumínio ⁽¹²⁻⁴⁾.

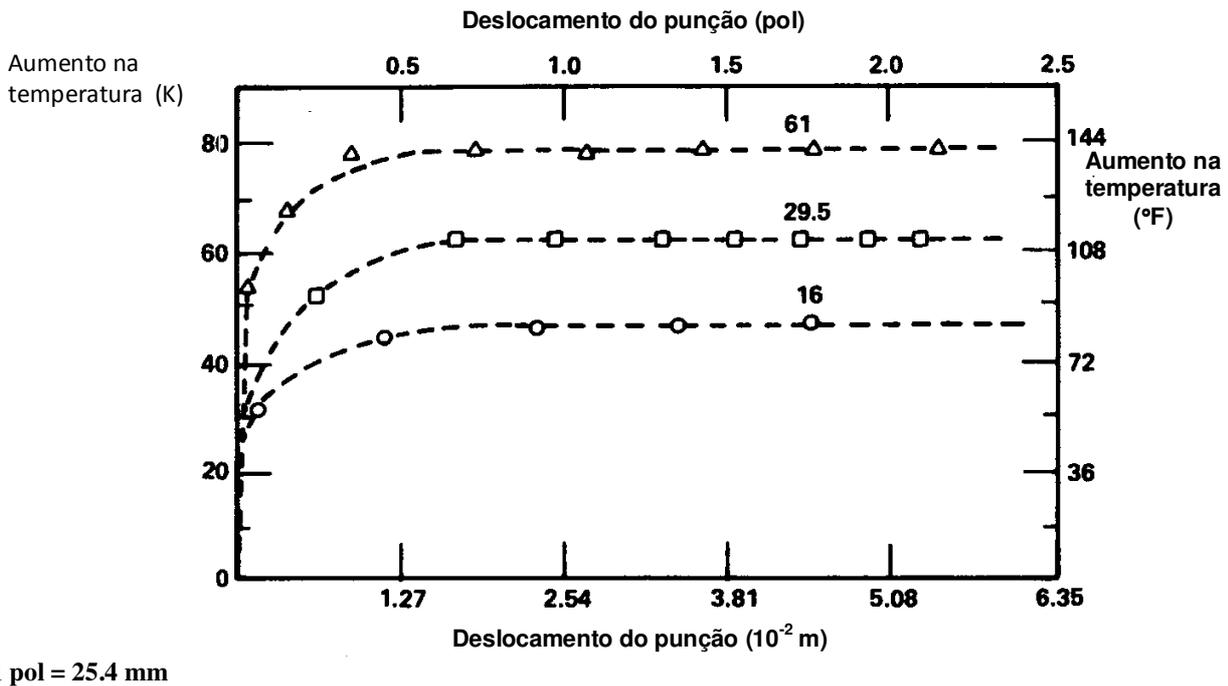


Figura 12.13 - Efeito da taxa de extrusão no aumento da temperatura emergente na extrusão de chumbo

Com uma taxa de extrusão típica de 40:1, a velocidade de saída na extrusão destas ligas seria da ordem de 0,61 a 1,22 m/min. A Figura 12.12 mostra a faixa de velocidades de saída encontrada na extrusão de várias ligas de alumínio⁽¹²⁻⁴⁾. Pode-se verificar que a taxa de extrusão é muito dependente da tensão de extrusão de uma liga sob as condições do processo, isto é, temperatura de extrusão e taxa de deformação. Enquanto a velocidade de saída para ligas macias, isto é, séries 6000 e 5000, são relativamente altas, aquelas para ligas duras, tais como 7075 e 2024, são bastante baixas.

O aumento de temperatura e sua distribuição durante a extrusão tem sido investigada por muitos pesquisadores^(12-5 a 12-10). Singer e Coakham⁽¹²⁻⁵⁾ mediram a temperatura emergente do alumínio, estanho e chumbo extrudado com o a velocidade do punção variando entre 25 e 762 mm/min. Os efeitos da razão de extrusão e da velocidade do punção no aumento da temperatura estão mostrados na Figura 12.13 e 12.14. Singer e Al-Samarrai⁽¹²⁻⁹⁾ realizaram uma análise teórica simples para investigar o efeito da velocidade do punção no aumento da temperatura.

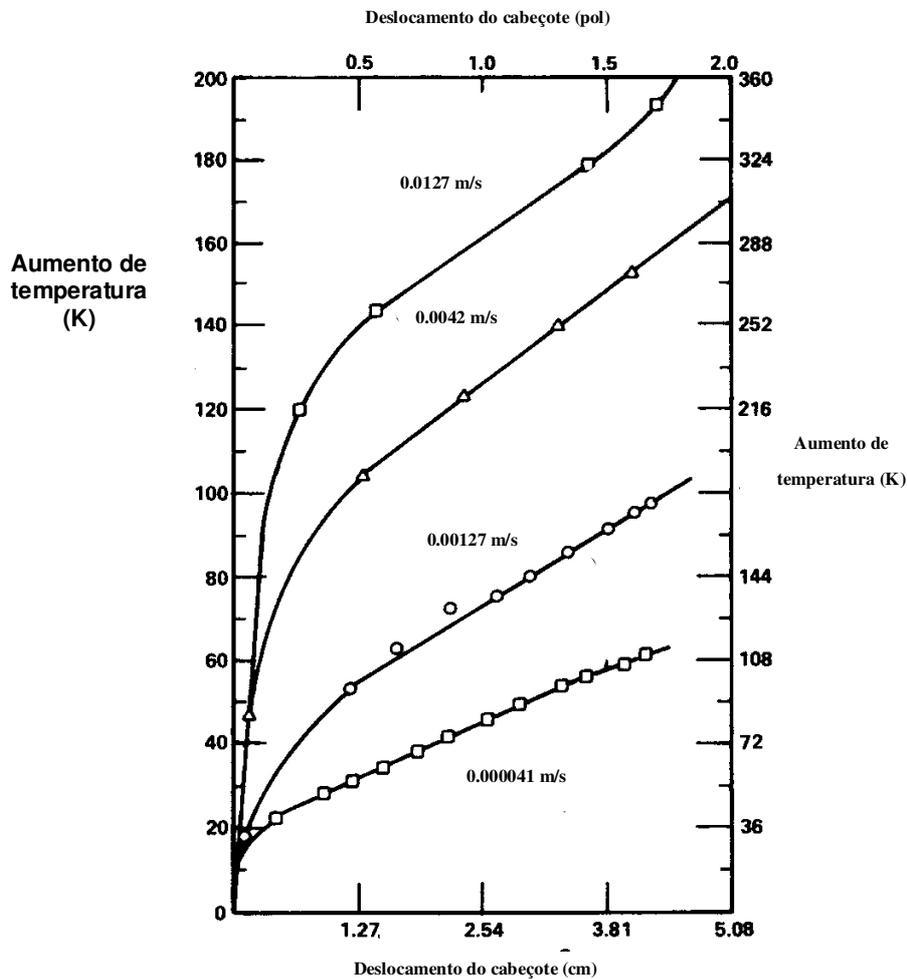


Figura 12.14 - Efeitos da velocidade do punção no aumento da temperatura emergente na extrusão de alumínio superpuro ⁽¹²⁻⁵⁾.

Eles assumiram um tarugo de comprimento infinito, desprezando o atrito com a câmara e assumindo que o interior da câmara estava à mesma temperatura do tarugo. A temperatura do tarugo varia ao longo de seu comprimento, mas foi assumida ser constante em qualquer seção transversal. O modelo previu um relacionamento do tipo sigmiodal entre o logaritmo da velocidade do punção e o aumento da temperatura. Baseado neste modelo, um programa para a velocidade do punção que daria uma temperatura emergente constante foi encontrado. Investigações experimentais deste programa resultaram na manutenção de uma temperatura constante $\pm 3\text{K}$ para o chumbo e $\pm 6\text{K}$ para o alumínio. A queda na pressão de extrusão com a velocidade do punção programada foi menor do que aquela com velocidade constante.

Akeret ⁽¹²⁻¹⁰⁾ realizou estudos teóricos e práticos de distribuição de temperatura na extrusão de ligas de alumínio sob condições nas quais a câmara e a ferramenta estavam, inicialmente, abaixo igual ou acima da temperatura inicial do tarugo. Ele deduziu, para as condições particulares examinadas, o aumento de temperatura sob condições adiabáticas seria de aproximadamente $95\text{ }^\circ\text{C}$. Para propósitos práticos, pode-se estimar que, na extrusão de ligas de alta resistência mecânica, o aumento máximo de temperatura mais provável de ser encontrado não será maior do que $100\text{ }^\circ\text{C}$. Com ligas macias, para as quais baixas pressões específicas são requeridas, o aumento de temperatura sob condições normais de produção é provável que não exceda $50\text{ }^\circ\text{C}$.

CAPÍTULO 13

FORJAMENTO À FRIO (EXTRUSÃO À FRIO)

Extrusão a frio é um tipo especial de processo de forjamento onde metal frio é forçado a fluir plasticamente, sob uma força compressiva para uma variedade de formas. Estas formas são usualmente axissimétricas com relativamente pequenas assimétricas e, este processo não gera rebarbas, como o forjamento (veja Capítulo 11). Os termos “forjamento à frio” e extrusão à frio” são comumente empregados para ambos os processos mas geralmente se referem a operações bem conhecidas como extrusão, recalque ou encabeçamento, cunhagem ^(13-1 a 13-4). Estas operações são geralmente executadas em prensa hidráulicas ou mecânicas, as quais são discutidas no Capítulo 9. Diversos passos de conformação são empregados para produzir uma peça acabada de formas relativamente complexas, começando com um tarugo ou um forma simples, conforme mostrado na Figura 13.1 ⁽¹³⁻⁵⁾. Algumas técnicas básicas de forjamento á frio estão ilustradas na Figura 13.2 ⁽¹³⁻⁶⁾. Através de combinações destas técnicas, um número muito grande de formas pode ser produzido, como ilustrado esquematicamente nas Figuras 13.3 e 13.4 ⁽¹³⁻⁶⁾.

Em forjamento morno, o tarugo é aquecido na temperatura abaixo da recristalização, por exemplo entre 700 e 800 °C para aços, a fim de diminuir a tensão de escoamento e as pressões de forjamento. No forjamento à frio, o tarugo está à temperatura ambiente quando a deformação se inicia.

Forjamento a frio e morno são extremamente importantes e econômicos, especialmente para produção de peças redondas ou aproximadamente redondas em grandes quantidades. Algumas das vantagens fornecidas por estes processos são: (a) altas taxas de produção, (b) excelentes tolerâncias dimensionais e acabamento superficial em peças forjadas, (c) significantes economias em material e usinagem. (d) Resistências de tração elevadas em peças forjadas maiores do que no material original, devido ao efeito de encruamento, e (e) fluxo de grãos favorável à melhoria de resistência mecânica. De longe, a maior área de aplicação de forjamento morno e à frio é a indústria automobilística. Contudo, peças forjadas à frio são também empregadas na fabricação de bicicletas, motocicletas, máquinas agrícolas, equipamentos fora-de-estrada e ainda parafusos e porcas.

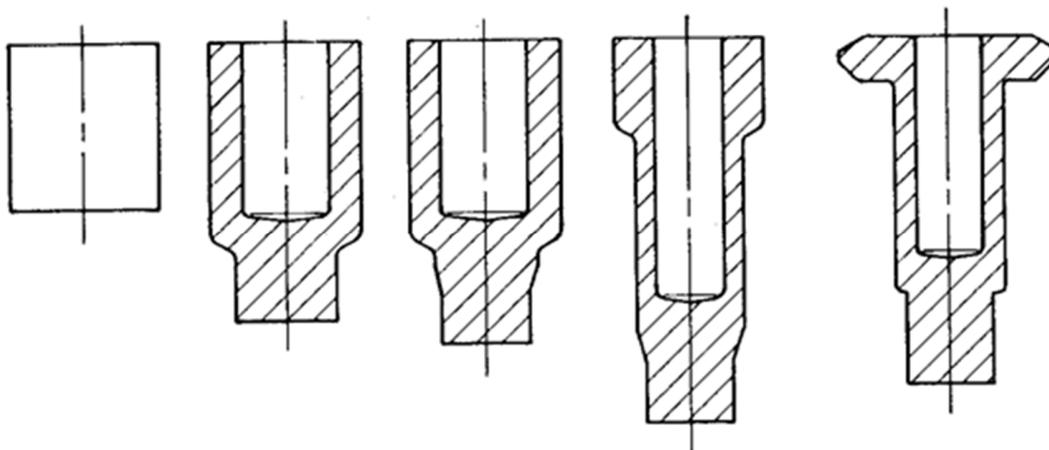


Figura 13.1 - Ilustração esquemática de uma sequência de conformação à frio de uma engrenagem ⁽¹³⁻⁵⁾.

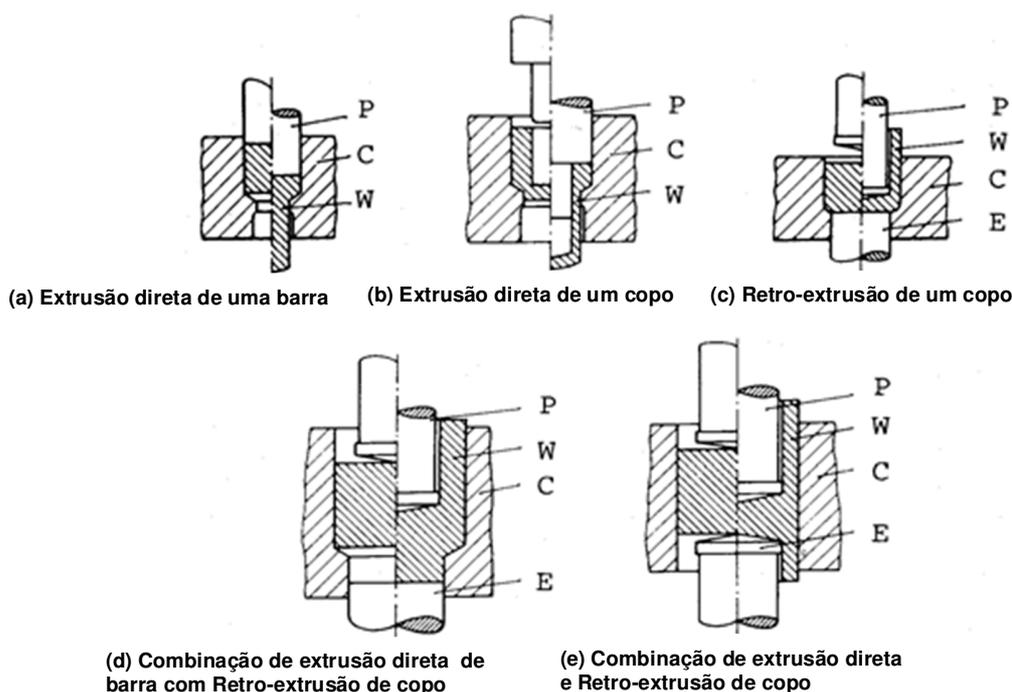


Figura 13.2 - Vários tipos de forjamento à frio (extrusão) (*P* = punção, *W* = peça, *E* = extrator) ⁽¹³⁻⁶⁾.

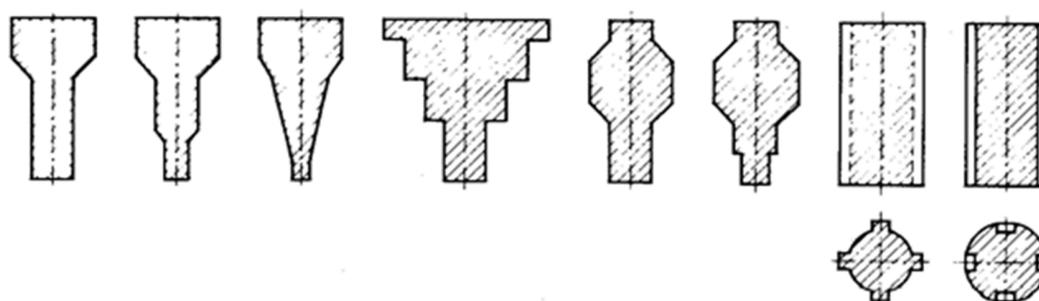


Figura 13.3 - Exemplos de forjamento à frio de peças sólidas ⁽¹³⁻⁶⁾.

No forjamento a frio, o custo de desenvolvimento do processo e da matriz é relativamente alto. Portanto, o forjamento à frio, em geral, é um processo de alto volume de produção. Os pesos de peças produzidas por forjamento à frio vai desde 5 g a 50 kg. Como regra geral, o lote econômico depende do peso da peça, como mostrado na Tabela 13.1 ⁽¹³⁻⁶⁾.

Tabela 13.1 - Mínimo número de peças num lote economicamente viável para o forjamento à frio de aços ⁽¹³⁻⁶⁾.

Peso da peça	Número de peças forjadas em:	
	Máquina Universal	Máquina Especial
< 20 g	10.000	500.000
20 a 500 g	5.000	50.000
500 g a 10Kg	1.000	20.000
10 a 50 Kg	1.000	10.000

13.1 Materiais para forjamento a frio

Todos os metais que exibem ductilidade à temperatura ambiente podem ser forjados à frio. Este grupo consiste primeiramente de aços e ligas de alumínio. Contudo, ligas de cobre, zinco, estanho, titânio, berílio e níquel, são também

forjadas para aplicações especiais ⁽¹³⁻⁷⁾. Exemplos de aços que são extensivamente usados para produção de peça extrudadas à frio são:

- Aços endurecidos por cementação: sem liga ABNT 1010, 1013; ligados 5115, 5120, 3115.
- Aços tratáveis termicamente: sem liga ABNT 1020, 1035, 1045; ligados 5140, 4130, 4140, 8620.
- Aços inoxidáveis: perlíticos 410, 430, 431; austenítico 302, 304, 316, 321.

Exemplos de ligas de alumínio comumente forjadas à frio são:

- Ligas de Al puro ou de Al quase puro: 1285, 1070, 1050, 1100
- Ligas de alumínio não endurecíveis: 3003, 5152, 5052
- Ligas de alumínio endurecíveis: 6063, 6053, 6066, 2017, 2024, 7075.

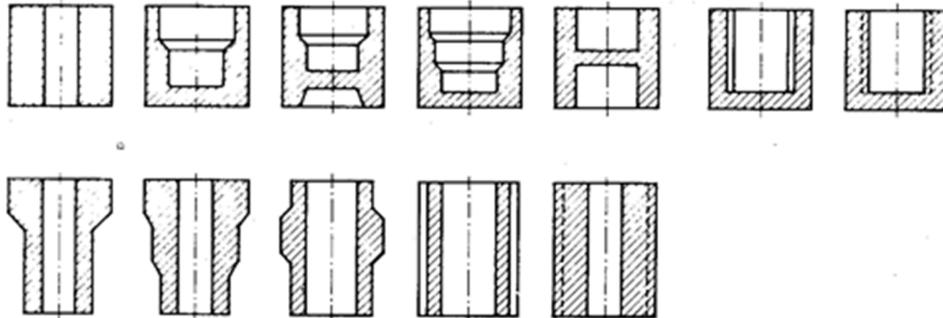


Figura 13.4 - Exemplos de formas tubulares e de copo forjadas à frio ⁽¹³⁻⁶⁾.

Materiais para forjamento à frio são fornecidos laminados ou trefilados na forma de barras ou arames, assim como na forma de tarugos cisalhados ou tarugos serrados. As dimensões, peso e acabamento superficial de um tarugo serrado ou pré-forma deve ser controlado precisamente a fim de manter as tolerância dimensionais na peça forjada à frio e evitar carregamento excessivo da prensa e das ferramentas de forjamento.

13.2 Preparação do tarugo e lubrificação no forjamento a frio de aços

De longe a área de aplicação para forjamento à frio é a produção de peças de aço. Forjarias a frio usualmente recebem material de pequeno diâmetro em bobinas e de grande diâmetro em barras. Em volumes muito grandes de produção, prensas mecânicas horizontais, chamadas de “encabeçadoras” ou recaladoras, são usadas. A bobina, recoberta com lubrificante, é alimentada na máquina, onde é cortada e forjada em vários passos. No forjamento de relativamente pequenos lotes, prensa verticais são usadas e tarugos individuais (depois de lubrificadas) são alimentados na primeira estação da matriz. O volume ou peso do tarugo é cuidadosamente controlado, e é desejável que se obtenha um tarugo com faces em esquadro ou corte em tesoura ou serra ⁽¹³⁻⁸⁾.

No forjamento à frio, o lubrificante deve suportar altas pressões, da ordem de **200 ksi** na extrusão de aço, para evitar o contato metal-metal entre a ferramenta e o material sendo extrudado. No forjamento à frio de aço de baixo carbono e baixa liga é aceitável a prática de recobrir a superfície do tarugo ou da bobina com um meio lubrificante. Esta cobertura de fosfato de zinco fornece um bom substrato para lubrificantes que suportam as altas pressões de forjamento. Os passos de fosfatização e lubrificação dados na Tabela 13.2 são quase universalmente empregados para extrusão à frio de aços ferríticos. O sucesso do tratamento com fosfato de zinco é influenciado pela composição do aço, especialmente o conteúdo de cromo. Consequentemente, procedimento especial e outras coberturas, tais como óxidos, são preferidos para aços inoxidáveis austeníticos. Sabões à base de estearatos, os quais aderem fortemente à cobertura de fosfato, são comumente usados como lubrificantes para forjamento e extrusão de aços a temperatura ambiente. Lubrificantes sólidos, como o sulfeto de molibdênio, MoS₂ e grafite têm provado ser eficiente sob condições severas de forjamento onde a geração de superfície e pressões de forjamento são altas ⁽¹³⁻⁹⁾.

13.3 Variáveis que afetam a carga e energia de forjamento

Na previsão de cargas e pressões de recalque nas operações de calibragem a frio, os métodos descritos nos Capítulos 10 e 11 para recalque são aplicáveis também ao forjamento à frio.

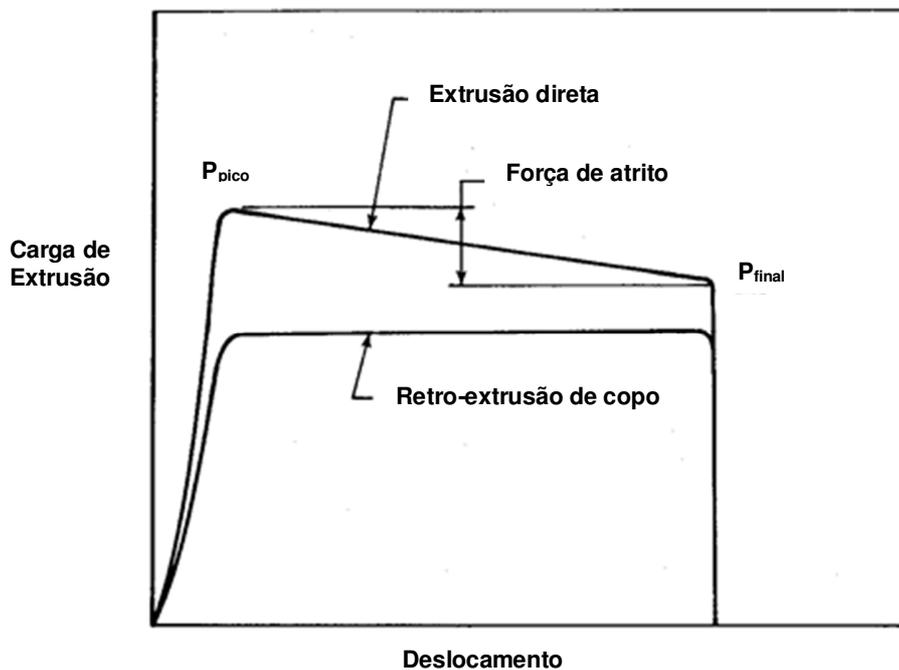


Figura 13.6 - Ilustração esquemática de uma curva de carga e deslocamento no processo de extrusão direta de barras e retoextrusão de copos.

O valor da deformação, $\bar{\epsilon}$ e da correspondente tensão de escoamento, $\bar{\sigma}$, varia dentro da zona de deformação. É necessário, portanto, usar valores médios de tensão de escoamento e de deformação para caracterizar a deformação total do material. O total de carga de forjamento consiste dos seguintes componentes:

$$P = P_{fd} + P_{fc} + P_{dh} + P_{ds} \tag{13.1}$$

onde P_{fd} é a carga necessária para superar o atrito na superfície da matriz (na extrusão direta) ou na interface entre matriz e punção (na reto-extrusão), P_{fc} é a carga necessária para superar o atrito na câmara na extrusão direta ($P_{fc} = 0$ na retro-extrusão), P_{dh} é a carga necessária para deformação homogênea, e P_{ds} é a carga necessária para cisalhamento interno devido à deformação heterogênea.

As variações na carga de extrusão para a extrusão direta de barras e a retro-extrusão de copos estão mostradas na Figura 13.6. As cargas são influenciadas pelas seguintes variáveis:

- Razão de extrusão, R . A carga de extrusão aumenta com a crescente redução, devido à quantidade de redução, isto é, a deformação média, $\bar{\epsilon}_a$, aumenta com a redução.
- Geometria da matriz (ângulo e raio). A geometria da matriz diretamente influencia o fluxo de material, e portanto, afeta a distribuição de deformação efetiva e a tensão de escoamento na zona de deformação. Na extrusão direta, para uma dada redução, uma grande ângulo aumenta o volume de metal sob deformação de cisalhamento e resulta em um aumento da carga de deformação por cisalhamento, P_{ds} . Por outro lado, o comprimento da matriz diminui, o que resulta em uma diminuição na carga de fricção, P_{fd} . Consequentemente, para uma dada redução e uma dada condição de fricção há um ângulo ótimo, o qual minimiza a carga de extrusão.
- Velocidade de extrusão. Com o aumento da velocidade de extrusão, ambos, a taxa de deformação e a temperatura gerada no material sendo deformado aumentam. Estes efeitos se contrabalançam, e consequentemente a carga na extrusão à frio não se afeta significativamente pela velocidade de extrusão.
- Lubrificação. Melhorias na lubrificação diminuem a força de atrito na câmara, P_{fc} , e o atrito na matriz, P_{df} , da Equação (13.1), resultando em menores cargas de extrusão.
- Material da peça. A tensão de escoamento do material do tarugo influencia diretamente as cargas P_{dh} , e P_{ds} , da Equação (13.1). O tratamento térmico anterior e/ou qualquer encruamento também afeta a tensão de escoamento do material. Portanto, os valores de tensão de escoamento dependem, não somente da composição química do material, mas também da história dos processos anteriores, pelos quais o material passou. A temperatura do material da peça influencia a tensão de escoamento, $\bar{\sigma}$. Isto será discutido mais adiante.
- Dimensões do tarugo. Na extrusão direta, uma aumento no comprimento do tarugo resulta em um correspondente aumento na carga de atrito com a câmara, P_{fc} . Na retro-extrusão o comprimento do tarugo tem pequeno efeito na carga de extrusão. Isto está ilustrado na Figura 13.6

13.4 Estimativa do atrito e da tensão de escoamento

Há várias fórmulas para prever as pressões em extrusão direta e retro-extrusão ^(13-1, 13-2, 13-7). Estas fórmulas são derivadas por métodos aproximados de teoria de plasticidade ou empiricamente por uma série de experimentos. Em ambos os casos, adicionalmente às aproximações inerentes numa dada fórmula, estimativas de tensão de escoamento e de fator de atrito para um processo específico também introduzem erros na previsão.

O atrito é discutido em detalhes nos Capítulos 2 e 7. Os valores de fator de atrito, f (usado na expressão de tensão de cisalhamento de atrito $\tau = f\bar{\sigma} = m\bar{\sigma}/\sqrt{3}$), é da ordem de 0.03 a 0.08 na extrusão à frio. Este valor é aproximadamente o mesmo que o valor de μ (usado na expressão $\tau = \sigma_n\mu$ com σ_n = tensão normal) usado em algumas referências bibliográficas.

Na zona de deformação, a deformação e , conseqüentemente, a tensão de escoamento, $\bar{\sigma}$ varia com a localização. Devido à heterogeneidade da deformação e do cisalhamento interno, o volume de material próximo à superfície da matriz está sujeito a uma deformação mais severa. Próximo à interface, portanto, as deformações locais e a tensão de escoamento são maiores. Uma vez que tensão de escoamento varia sobre a zona de deformação, a maioria das fórmulas usa a chamada “tensão de escoamento média” ou um “valor médio da tensão de escoamento”, $\bar{\sigma}_a$, a qual é difícil de se determinar exatamente. Uma aproximação razoável da tensão média de escoamento, $\bar{\sigma}_a$, pode ser obtida da curva para tensão de escoamento, $\bar{\sigma}$, versus deformação, $\bar{\epsilon}$, como segue:

$$\bar{\sigma}_a = \frac{1}{\ln R} \int_0^{\ln R} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} = \frac{a}{\ln R} \tag{13.2}$$

onde R é a razão entre a área inicial da seção transversal, A_o e a área final A_f , isto é, $R = A_o/A_f$.

$$a = \int_0^{\ln R} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} \tag{13.3}$$

O valor a da integral é a área da superfície sob a curva de tensão-deformação e corresponde à energia específica para deformação homogênea até a deformação $\bar{\epsilon}_i = \ln R$. Se a tensão de escoamento pode ser expressa na forma exponencial, então:

$$\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n \tag{13.4}$$

e

$$\bar{\sigma}_a = \frac{1}{\ln R} \int_0^{\ln R} K \bar{\epsilon}^n d\bar{\epsilon} = \frac{K(\ln R)^{n+1}}{n+1} \tag{13.5}$$

onde n é o expoente de encruamento, e K é a tensão de escoamento quando $\bar{\epsilon} = 1$, como discutido no Capítulo 4.

Uma vez que a tensão de escoamento é influenciada pela geometria da ferramenta e pelas condições de lubrificação na interface, a distribuição de deformação, e conseqüentemente a deformação média, $\bar{\epsilon}$, e a tensão média de escoamento, $\bar{\sigma}_a$, são também influenciadas pela geometria da ferramenta e lubrificação. Este fato, contudo, não é levado em conta na estimativa aproximada da tensão média de escoamento, $\bar{\sigma}_a$, descrita acima.

13.5 Variações das cargas de extrusão sob condições de produção

Previsão exata das pressões de extrusão não pode ser esperada das numerosas fórmulas disponíveis na literatura. Para ser útil, contudo, aproximações devem estar dentro de flutuações observadas nas medidas de pressão sob condições de produção. Embora uma grande quantidade de dados experimentais tenham sido gerados em laboratórios, muito poucas

informações tem sido obtidas em condições de produção. O “Forming Institute of the Stuttgart Technical University” realizou medidas de cargas de extrusão e de energia sob condições de produção em várias instalações que trabalham com extrusão à frio⁽¹³⁻¹⁰⁾. Aproximadamente 900 corpos de prova de quatro formas, diferentes uma em forma de tubo e três em forma de barras, foram extrudadas durante cada experimento. Todas as peças foram extrudadas em aço carbono usado em forjamento à frio e lubrificadas de acordo com a prática usual de cada instalação (recoberta com fosfato e sabão lubrificante). Na extrusão dos tubos, partindo-se com ferramenta fria, a pressão de extrusão mostrou uma pequena diminuição (cerca de 5%) no o tempo com o aumento do número de amostras até que o estado permanente de temperatura fosse estabelecido. Estas condições foram atingidas depois de 400 amostras forjadas. Nos casos menos favoráveis, a pressão de extrusão medida mostrou uma flutuação (entre o máximo e o mínimo valor) de cerca de 17% sobre a média. Isto significa que a escolha do equipamento para forjamento à frio e o projeto das ferramentas devem prever uma variação entre 15 e 20% nas cargas solicitantes. Este dados também indicam que a previsão das cargas de extrusão dentro de 15 a 20% podem ser consideradas de uso prático.

13.6 Previsão da carga de extrusão por diversas fórmulas selecionadas

Várias fórmulas para extrusão direta e retro-extrusão foram avaliadas na previsão de cargas de conformação para 35 diferentes materiais (17 diferentes aços com vários tratamentos térmicos). Valores de atrito na câmara foram incluídos na previsão das pressões de extrusão direta⁽¹³⁻¹¹⁾. As fórmulas que forneceram os melhores resultados estão resumidas nas Tabelas 13.3 13.4. Os símbolos usados nestas fórmulas estão explicados no texto acima, nesta seção ou na Figura 13.5.

Os dados de tensão de escoamento foram obtidos, na forma $\bar{\sigma} = K\bar{\epsilon}^n$, de ensaios de tração. Onde necessário, a tensão de escoamento média, $\bar{\sigma}_a$, foi usada nas fórmulas foi determinada pela Equação (13.5). Nas mesmas fórmulas, valores de tensão de tração, σ_u , tensão limite, $\bar{\sigma}_o$ ou dureza foi usado. As propriedades do material do tarugo consideradas neste estudo, são fornecidas na Tabela 13.5. O fator de atrito, f , ou o coeficiente de fricção, $\mu = 0.04$ foi usado na avaliação de todas as fórmulas. O valor $\mu = 0.04$ foi selecionado com base em estudos prévios os quais indicaram que, em forjamento à frio (com cobertura de fosfato de zinco + Bonderlube 235 como lubrificante), μ pode ser estimado com valores entre 0.03 e 0.08. Como esperado, as pressões de extrusão previstas variam consideravelmente com o valor do fator de extrusão.

Tabela 13.3 - Fórmulas para cálculo de carga na extrusão direta de barras

Fonte	Fórmula	Comentários
Siebel ⁽¹³⁻¹³⁾ Também Feldman ⁽¹³⁻¹⁾	$P = A_0 \bar{\sigma}_a \ln R + \frac{2}{3} \alpha A_0 \bar{\sigma}_a$ $+ \frac{A_0 \bar{\sigma}_a \ln R \mu}{\cos \alpha \sin \alpha} + \pi DL \bar{\sigma}_0 \mu$	<i>P</i> inclui cargas devido à deformação homogênea, cisalhamento, fricção na matriz e na câmara da matriz
P.E.R.A. ⁽¹³⁻¹²⁾	$P = A_0 \bar{\sigma}_0 (3.45 \ln R + 1.15)$	Para aços carbono 0.1-0.3%C
Billigmann ⁽¹³⁻³⁾	$P = \bar{\sigma}_a A_0 (\ln R + 0.6)$ $\left(1.25 + 2\mu \sqrt{\frac{\pi L}{A_0}} \right)$	
Pugh et al ⁽¹³⁻¹⁴⁾	$P = 8.2 A_0 \sigma_u^{0.78} (\ln R)^{0.73}$ $= 2.7 A_0 H^{0.78} (\ln R)^{0.73}$	Originalmente derivada para aços com fosfato de zinco +MoS ₂ <i>H</i> = Dureza do tarugo antes da extrusão, kg/mm ² . σ_u em ton/in ² , 1 ton = 2240lb, <i>P</i> em tons
James-Kottcamp ⁽¹³⁻¹⁵⁾	$P = 0.5 A_0 (\bar{\sigma}_0 + \sigma_u F_n) \bar{\epsilon}_a$ $\exp \frac{4\mu L}{D}$ $F_n = \left(\frac{e \bar{\epsilon}_a}{n} \right)^n$ $\bar{\epsilon}_a = 1.24 \ln R + 0.53$	Baseado na deformação média, ϵ_a , determinada em modelos de teste com chumbo e $\alpha = 27^\circ$ <i>e</i> = 2.71828

Tabela 13.3 - Formulas para cálculo de carga na retro-extrusão de formas tipo copo

Fonte	Fórmula	Comentários
P.E.R.A. ⁽¹³⁻¹²⁾	$P = A_0 \sigma_0 \left(3.45 \ln \frac{A_0}{A} + 1.15 \right)$	Para aços carbonos 0.1-0.3%C
Pugh et al ⁽¹³⁻¹⁴⁾	$P = A_0 6.0 \sigma_u^{0.8} (\ln R)^{0.72}$ $= A_0 2.8 H^{0.72} (\ln R)^{0.72}$	Para aços com fosfato de zinco +Bonderlube 235 <i>H</i> = Dureza do tarugo antes da extrusão, kg/mm ² . σ_u em ton/in ² , 1 ton = 2240lb, <i>P</i> em tons
James-Kottcamp ⁽¹³⁻¹⁵⁾	$P = A_0 \left(\frac{\bar{\sigma}_0 + \sigma_u F_n}{2.4} \right) \bar{\epsilon}_a$ $F_n = \left(\frac{e \bar{\epsilon}_a}{n} \right)^n$ $\bar{\epsilon}_a = 2.36 \ln R + 0.28$	Baseado na deformação média, ϵ_a , determinada em modelos de teste com chumbo e $\alpha = 27^\circ$ <i>e</i> = 2.71828
Schoffmann ⁽¹³⁻¹⁶⁾	$P = A_0 K_c \sigma_u \ln \frac{A_0}{A}$	<i>K_c</i> = 2.5~3.0 para aço de baixo carbono, mas usado <i>K_c</i> = 3.0

As fórmulas que dão a melhor previsão para as cargas na extrusão direta são dadas na Tabela 13.3. Os resultados experimentais foram obtidos pela extrusão de vários tarugos de aço de 25.4 mm de diâmetro e entre 38.1 e 88.9 mm de comprimento, com fosfato de zinco como lubrificante, através de diferentes taxas da redução em uma matriz de 60° de meio ângulo de entrada e 3.17 mm patamar paralelo.

As pressões de extrusão previstas pelas fórmulas da Tabela 13.3 são comparadas com os dados experimentais na Tabela 13.6. Os valores de pressão previstos para a carga total, isto é, elas incluem a fricção na câmara. Pode ser visto na Tabela 13.3 que fórmulas simples como sugeridas por P.E.R.A. ⁽¹³⁻¹²⁾ e por Pugh ⁽¹³⁻¹⁴⁾ fornecem previsões tão boas quanto as outras fórmulas da Tabela 13.3.

As fórmulas que deram os melhores valores previstos para a carga, ou pressão, na retro-extrusão para copos estão mostradas na Tabela 13-4. As pressões medidas e previstas são comparadas na Tabela 13-7 para 5 aços.

Tabela 13.5 - Propriedades mecânicas de extrusão direta e retro-extrusão em aços.

aço	<i>K</i> MPa	<i>n</i>	σ_0 MPa	σ_u MPa	Dureza HR _b
1005 laminado a quente	593	0.250	241	324	50
1018 laminado a quente	807	0.224	310	469	70
12L14 recozido	793	0.312	296	407	60
1038 recozido	924	0.255	303	483	71
8620 recozido (subcrítico)	827	0.173	380	510	82

Tabela 13.6 - Comparação entre valores medidos e previstos para pressões na extrusão direta de vários aços

Aço	Redução %	Pressão Medida MPa	Pressão prevista usando fórmulas da Tabela 13.3 MPa				
			Siebel ⁽¹³⁻¹³⁾	P.E.R.A. ⁽¹³⁻¹²⁾	Billigman ⁽¹³⁻³⁾	Pugh ⁽¹³⁻¹⁴⁾	James & Kottcamp ⁽¹³⁻¹⁵⁾
1005 laminado à quente	20	470	579	483	441	414	579
	50	827	910	883	876	910	945
	60	993	1055	1062	1069	1110	1055
	70	1110	1270	1304	1338	1345	1248
1018 laminado à quente	20	765	814	635	641	552	793
	50	1283	1262	1145	1228	1214	1290
	60	1414	1462	1386	1490	1476	1435
12L14 recozido	20	662	683	600	517	497	766
	50	1186	1138	1090	1096	1090	1276
	60	1290	1339	1317	1359	1324	1442
1038 recozido	20	710	855	600	683	566	835
	50	1310	1380	1110	1359	1248	1366
	60	1449	1614	1345	1662	1517	1525
8620 recozido	20	676	950	773	731	593	855
	50	1228	1393	1394	1338	1297	1345
	60	1414	1587	1690	1600	1586	1490

Tabela 13.6 - Comparação entre valores medidos e previstos para pressões na retro-extrusão de vários aços

Aço	Redução %	Pressão Medida MPa	Pressão prevista usando fórmulas da Tabela 13.3 MPa			
			P.E.R.A. ⁽¹³⁻¹²⁾	Pugh ⁽¹³⁻¹⁴⁾	James and Kottcamp ⁽¹³⁻¹⁵⁾	Schoffman ⁽¹³⁻¹⁴⁾
1005 laminado à quente	50	1538	1690	1628	1476	1338
	60	1572	1710	1655	1635	1469
	70	1717	1794	1717	1863	1655
8620 recozido	50	2104	2683	2345	2069	2117
	60	2131	2710	2379	2248	2324
	70	2352	2842	2476	2524	2600
1038	50	2097	2131	2241	2131	2000

recozido	60	2159	2152	2283	2366	2200
	70	2255	2255	2373	2704	2462
1018 laminado à quente	50	1973	2207	2186	2000	1938
	60	2021	2227	2221	2200	2124
12L14 recozido	70	2159	2331	2311	2497	2380
	50	1890	2090	1956	2021	1690
	60	1945	2110	1986	2270	1855
	70	2180	2214	2069	2621	2076

Os tarugos extrudados em retro-extrusão foram de 25,4 mm de diâmetro por 25.4 mm de comprimento. A lubrificação foi a mesma usada na extrusão direta, isto é, fosfato de zinco. As propriedades mecânicas de aços usados na retro-extrusão estão na Tabela 13.5. Nenhuma das fórmulas dadas na Tabela 13.4 leva em conta a geometria da ferramenta (ângulos de punção, raios e ângulos de matriz) Os resultados experimentais são obtidos, na maioria dos experimentos em retro-extrusão, por dois formatos de punção (com raios de aresta de punção de 2.28 mm e 0.127 mm). Para comparar os valores medidos e previstos, uma média das pressões obtidas com ambos em qualquer dado experimental obtidos para ambos os casos.

13.7 Previsão de cargas de extrusão por meio de testes de modelos

$$p_a A_0 v \Delta t = \int_V \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} dV \tag{13.6}$$

ou

$$p_a V = V \int_V \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} \tag{13.7}$$

onde, adicionalmente aos símbolos previamente definidos, p_a é a pressão média do punção, V é o volume de material deformado, v é a velocidade do punção, e Δt é o incremento de tempo. O lado esquerdo da equação (13.6) representa a quantidade de energia mecânica necessária para a deformação. Esta energia é introduzida pelo punção, o qual se move a uma velocidade v durante um tempo Δt , necessário para extrudar o volume de material igual ao volume da zona de deformação. ($V = A_0 v \Delta t$). O lado direito da equação (13.6) representa a energia total de deformação obtida pela adição da energia de deformação consumida dentro de cada elemento de volume na zona de deformação. Esta energia total de deformação pode ser calculada somente se a tensão de escoamento, $\bar{\sigma}$ a deformação efetiva, $\bar{\epsilon}$, em cada elemento de volume são conhecidos. Uma vez que estas informações não estão normalmente disponíveis, o seguinte método médio pode ser usado.

Assumindo que cada elemento de volume na zona de deformação tem o mesmo valor de deformação média, $\bar{\epsilon}_a$, e o mesmo valor de tensão de escoamento, $\bar{\sigma}_a$, então a Equação (13.7) pode ser escrita como:

$$p_a V = \sigma_a \cdot \bar{\epsilon}_a \cdot V \tag{13.8}$$

e, com $\bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}^n$, a Equação (13.8) fornece:

$$p_a = K \bar{\epsilon}_a^{n+1} \tag{13.9}$$

ou

$$\bar{\epsilon}_a = \left(\frac{p_a}{K} \right)^{1/n+1} \tag{13.10}$$

As Equações (13.9) e (13.10) podem ser usadas para prever as pressões de extrusão de um teste de modelo. Primeiro, um material modelo (plasticina, alumínio ou aço médio carbono) é extrudado usando-se uma certa geometria de ferramenta, e uma pressão de extrusão, p_a , é medida. Pelo uso da equação (13.10) e pelos valores conhecidos de K e n do material modelo, uma deformação média $\bar{\epsilon}_a$ é calculada. Então, o valor calculado para $\bar{\epsilon}_a$, e para K e n do material real, são usados com a equação (13.9) para estimar a pressão real de extrusão.

Usando aço ABNT 1005 laminado a quente ($\bar{\sigma} = 593 \times \bar{\epsilon}^{0.25} MPa$) como o material modelo, o método do teste de modelo descrito acima foi aplicado a fim de prever a pressão do punção na extrusão direta para uma série de a outros aços. Uma

comparação entre os valores experimentais e os previstos é dada na Tabela 13.8. Pode-se ver que a maior diferença entre os dois valores não excede 20%, enquanto a maioria está dentro de 10%. deve-se também notar que a pressão de extrusão, p_a , na equação (13.9) é a mesma que a de ejeção. A pressão do punção é obtida da taxa de extrusão. Por exemplo, para $R = 80\%$, a pressão do punção é igual a $p_a/0.80$

Na extrusão direta, somente a pressão de deformação, isto é, a pressão final, pode ser prevista do teste modelo. A fim de se prever máxima carga, a fricção na câmara de extrusão devem ser considerada.

Tabela 13.8 Comparação entre os valores experimentais e os previstos (método do teste modelo) para a pressão do punção em retro-extrusão de vários aços (material modelo ABNT 1005 laminado a quente; ($\bar{\sigma} = 593 \times \bar{\epsilon}^{0.25} MPa$))

Aço	K MPa	n	Redução (%)	Pressão (MPa)	
				Medido	Previsto
8620 recozido	828	0.173	50	2104	2097
			60	2131	2124
			70	2352	2304
1038 recozido	924	0.255	50	2097	2393
			60	2159	2462
			70	2255	2670
1018 laminado a quente	807	0.224	50	1973	2069
			60	2021	2104
			70	2159	2310
12L14 recozido	793	0.312	50	1890	2083
			60	1945	2173
			70	2179	2366

Com os símbolos ilustrados na Figura 13.5(a), o equilíbrio de forças na direção axial fornece:

$$dp_x \left(\frac{\pi D^2}{4} \right) = dx \tau_f \pi D \tag{13.11}$$

Assumindo uma tensão de cisalhamento constante, τ_f , na interface ferramenta peça devido ao atrito:

$$\tau_f = f \cdot \bar{\sigma}_0$$

A Equação (13.11) se transforma em:

$$\frac{dp_x}{dx} = \frac{4f\bar{\sigma}_0}{D} \tag{13.12}$$

Integrando-se a Equação (13.12) resulta em:

$$p_x = \frac{4f\bar{\sigma}_0}{D} x + C \tag{13.13}$$

A constante de integração C é determinada pelas condições:

para $x = 0, p_x = p_a$ na Equação (13.9), ou na extrusão direta:

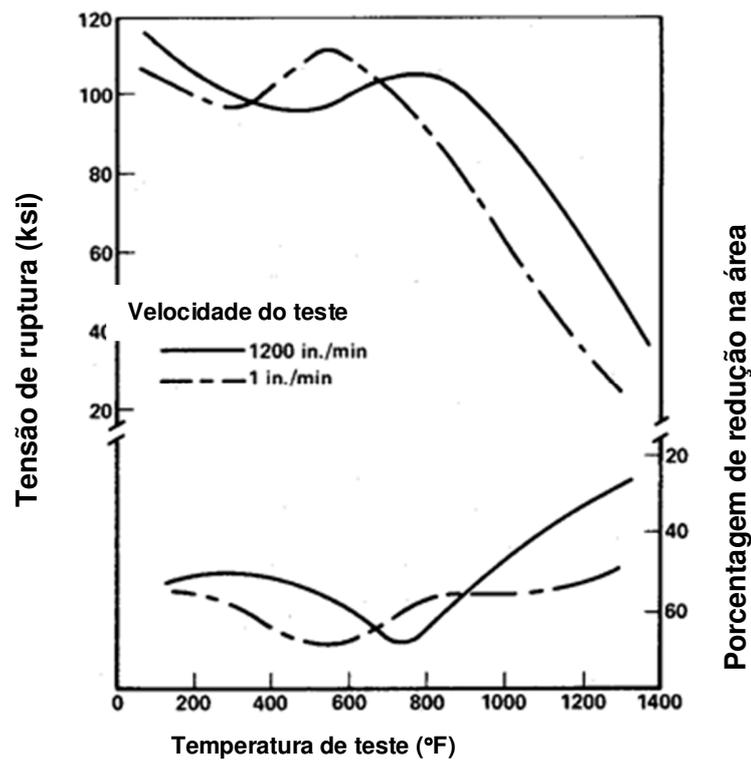
$$p_p = p_e + \frac{4f\bar{\sigma}_0}{D} L \tag{13.14}$$

A Equação (13.14) ilustra que a pressão de pico, p_p , na extrusão direta de barras é igual à soma da pressão final, p_e , necessária para deformação e a pressão adicional, $p_{fc} = 4f\bar{\sigma}_0 L$, necessária para vencer o atrito na câmara.

A tensão de cisalhamento ao atrito, f , é para ser determinada da Equação (13.14) para um dado comprimento de tarugo, L e para uma dada tensão de escoamento, $\bar{\sigma}_0$, do material de modelo - no caso, aço ABNT 1005. É razoável assumir que o fator de atrito, f não se modificaria significativamente entre um aço e outro. A deformação média, $\bar{\epsilon}_a$, é determinada pela equação (13.10), usando os dados para aço ABNT 1005. A pressão final, p_e , é então determinada pela equação (13.9). Finalmente, a pressão de pico, p_p , é calculada para diferentes aços usando a equação (13.14). O resultado é comparado com os valores experimentais na Tabela 13.9. A concordância entre os valores previstos e experimentais, na maioria dos casos, está dentro de 10 a 15% e pode ser considerada aceitável para propósitos práticos.

Tabela 13.9 - Comparação entre os valores calculados e previstos (método do modelo de teste) para as pressões de pico, e do punção na extrusão direta de vários aços.

aço	K (MPa)	n	Redução (%)	Pressão (MPa)	
				Medido	Previsto
1018 laminado a quente	807	0.224	20	766	655
			50	248	1138
			60	1414	1310
12L14 recozido	793	0.312	20	593	621
			50	1186	1090
			60	1290	1324
8620 recozido	828	0.173	20	676	690
			50	1228	1255
			60	1414	1517
1038 recozido	924	0.255	20	711	690
			50	1310	1241
			60	1448	1517
4340 recozido	1152	0.193	20	842	910
			50	1573	1600
			60	1731	1897



$$^{\circ}\text{C} = (^{\circ}\text{F} - 32)/1.8$$

$$1 \text{ ksi} = 6.897 \text{ MPa}$$

Figura 13.7 - Efeitos da temperatura de teste e da velocidade (taxa de deformação) na tensão de tração e redução de área de um aço ABNT 1045 laminado a quente (13-18).

13.8 Forjamento morno de aços

Forjamento a frio de peças com geometrias relativamente complexas em aços de alto teor de carbono e aços ligados, as pressões de forjamento são extremamente altas e a ductilidade destes é baixa. Como resultado, ocorrem defeitos formados durante o forjamento e tempo de vida das ferramentas é baixo, limitando o uso econômico do processo de forjamento a frio. Consequentemente, em muitos casos, forjamento morno - isto é, forjamento a temperaturas entre 200 e 800 °C - é mais comumente usado. As vantagens do forjamento morno são:

- A redução na tensão de escoamento. Isto é particularmente aplicável aços de alta liga. Como resultado, a tensão nas ferramentas e cargas de forjamento são reduzidas.
- Alta ductilidade das peças forjadas. Isto permite o forjamento de peças com geometria mais complexa.
- A redução no encruamento. Isto pode reduzir o número de estágios de forjamento e de operações de recozimento.
- Alta tenacidade das peças forjadas.

Como exemplo, variações de tensão de tração e de ductilidade (expresso pela redução de área) com a temperatura são mostradas na Figura 13.7 para o aço ABNT 1045 ⁽¹³⁻¹⁸⁾. Pode-se ver que a tensão de tração não decresce continuamente com a temperatura. Há uma faixa, no caso de aproximadamente 204 a 426 °C, onde o forjamento seria recomendado.

Forjamento morno requer a determinação de *(a)* a temperatura ótima de forjamento e *(b)* um lubrificante adequado. A seleção de lubrificantes para forjamento morno tem provado ser especialmente difícil. No entanto, há muitos exemplos de operações de forjamento morno sendo usadas com sucesso ^(13-19 a 13-21).

REFERÊNCIAS

- 13.1. Feldmann, H. D., "Cold Forging of Steel", Hutchinson and Company, Ltd., London, 1961.
- 13-2. Wick, C. H., "Chipless Machining", Industrial Press, New York, 1961.
- 13-3. Billigmann, J., and Feldmann, H. D., "Upsetting and Pressing" (in German), Carl Hansen Verlag, Munich, 1973.
- 13-4. Watkins, M. T., "Cold Forming and Extrusion of Steel", Review 176, International Metallurgical Review, Vol 18, 1973 (Part I: Basic Principles, p 123; Part II: Properties and Tooling, p 147; Part III: Economics and Future Applications, p 162).
- 13-5. Sagemuller, Fr., "Cold Impact Extrusion of Large Formed Parts", Wire, No. 95, June 1968, p 2.
- 13-6. Feldmann, H. D., "Cold Extrusion of Steel" (in German), Merkblatt 201, prepared for Beratungsstelle fuer Stahlverwendung, Dusseldorf, 1977.
- 13-7. Gentsch, G., "Cold Upsetting, Cold Extrusion and Coining" (in German), Vol 1, Literature Review, Vol 2; references VDI Verlag, Dusseldorf, 1967.
- 13-8. Herbst, V., "Accurate Shearing of Workpiece Materials for Cold Forging (in German), doctoral dissertation, Technical University, Hanover, Germany, 1967.
- 13-9. Doebring, R. C., "New Developments in Cold and Warm Forging", SME Technical Paper MF72-526, Dearborn, MI, 1972.
- 13-10. Witte, H. D., "Investigation on the Variations of Loads and Energies in Cold Extrusion under Production Conditions, Influence of Phosphate Coating Thickness and Lubricants" (in German), Report No. 6, Institut for Forming, Technical University, Stuttgart, 1967, Verlag Girardet, Essen.
- 13-11. Altan, T., and Becker, J. R., "Prediction of Punch Loads and Pressures in Cold Extrusion of Steel", SME Technical Paper MF72-142, Dearborn, MI, 1972.
- 13-12. P.E.R.A., "Cold Extrusion of Carbon Steels", P.E.R.A. Report No. 69.
- 13-13. Siebel, E., "Fundamentals and Concepts of Forming" (in German), Werkstattstechnik and Maschienbau, 40 (1950), p 373.
- 13-14. Pugh, H., *et al*, "Some Aspects of Cold Extrusion of Steel", Sheet Metal Ind., 43, 1966, pp 268-305.
- 13-15. James, C. T., and Kottcamp, E. H., "Selection of Steel and Heat Treatment for Ease of Cold Extrusion", paper presented at Chicago Technical Meeting of the American Meeting of the American Iron and Steel Institute (Oct 20, 1965).
- 13-16. Altan, T., *et al*, "The Use of Model Materials in Predicting Forming Loads in Metalworking", Transactions ASME, May 1970, p 444.
- 13-17. Sashar, L. J., "Prediction of Extrusion Pressures in the Cold Forging of Steel", Trans. Metall. Society AIME, 239, 1967, pp 1461-1468.
- 13-18. "Warm Forging of Steel: How to Predict Ductilities and Press Loads", Technical Report by Bethlehem Steel Corporation, Bethlehem, PA.
- 13-19. Chepko, F. K., "Preheating Improves Properties and Processing of Cold Formed Parts", Material Engineering, May 1971, p 22.
- 13-20. Wilms, H. D., "Precoining Aids Cold Forming", American Machinist, Oct 19, 1970, p 102.
- 13-21. McClymonds, N. L., "Forming of Stainless Bar and Wire", Metals Engineering Quarterly, Feb 1968, p 27.

CAPÍTULO 14

LAMINAÇÃO DE TIRAS, CHAPAS E PERFIS

Muitos metais em engenharia, tais como ligas de alumínio, de cobre e aços, são primeiro fundidos em lingotes e então posteriormente processados por laminação a quente em blocos, barras e palaquilha. Estes são conhecidos como produtos semi-acabados uma vez que eles são subseqüentemente laminados em outros produtos como chapas grossas, chapas finas, tubos, barras redondas, chatas e perfis estruturais. As definições destes termos são vagas e baseadas na terminologia tradicional usada nas indústrias de transformação primária ⁽¹⁴⁻¹⁾. Por exemplo, um bloco tem uma seção transversal aproximadamente quadrada com uma grande área, em geral maior do que 206 cm², enquanto que a mínima área para a palaquilha é de aproximadamente 3.81 x 3.81 cm, a uma barra é laminada de um lingote vindo do forno, com área mínima de 103 cm² e, em geral com uma área cuja largura seja maior do que duas vezes a espessura. Chapas grossas são, em geral, mais espessas do que 6.0 mm, enquanto chapas finas tem espessura pequena, uma grande relação largura por espessura. Chapas finas com apenas alguns centésimos de milímetro são chamadas de “folha de flandres”. Laminar formas primárias é normalmente laminação de blocos, barras chatas, palaquilhas feito em temperaturas acima da recristalização, isto é, na temperatura de conformação a quente, onde grandes reduções de área são possíveis com moderadas pressões de conformação. Chapas finas e folhas de flandres são normalmente laminadas a frio em temperatura ambiente, a fim se manter tolerâncias estreitas

Um trem de laminação consiste de um ou vários estágios. Uma gaiola (cadeira) consiste de uma estrutura fundida ou uma carcaça que prende os mancais de laminação e sustenta os rolos de laminação na espessura correta, apesar da força nos mancais (Figura 14.1). Os rolos são rotacionados por um motor elétrico via uma caixa mecânica de engrenagens. Como ilustrado na Figura 14.2(a) e (b), há estágios de laminação com dois rolos (dois rolos grandes) que laminam numa direção apenas (uma direção) ou nas duas direções (reversíveis) ⁽¹⁴⁻¹⁾. Uma cadeira com três rolos de laminação (Figura 14.2(c)) consiste de um rolo superior e de um inferior, com um outro intermediário que roda por atrito. Com o uso de rolos de trabalho com menor diâmetro, é possível laminar chapas mais finas e diminuir a potência requerida para laminar. Neste caso, rolos de suporte são necessários para vencer a deflexão elástica dos rolos de trabalho. (Figura 14-2(d), (e) e (f)).

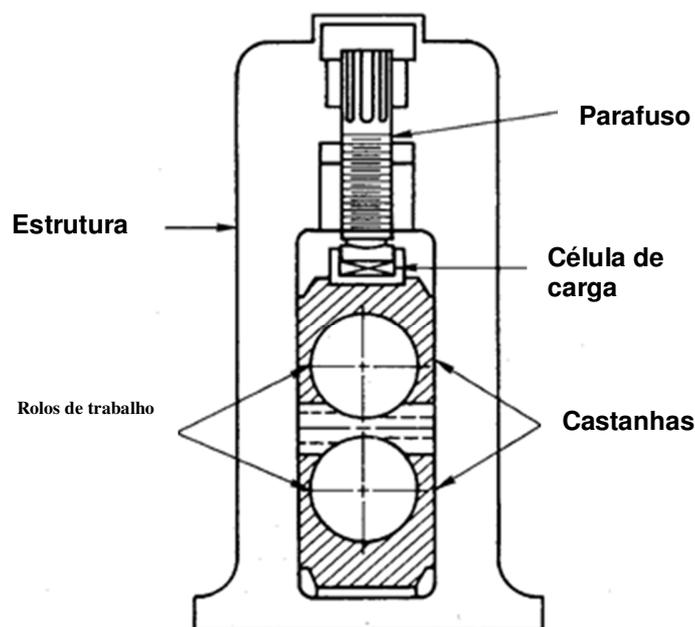


Figura 14.1 - Ilustração esquemática de uma gaiola de laminação com dois cilindros

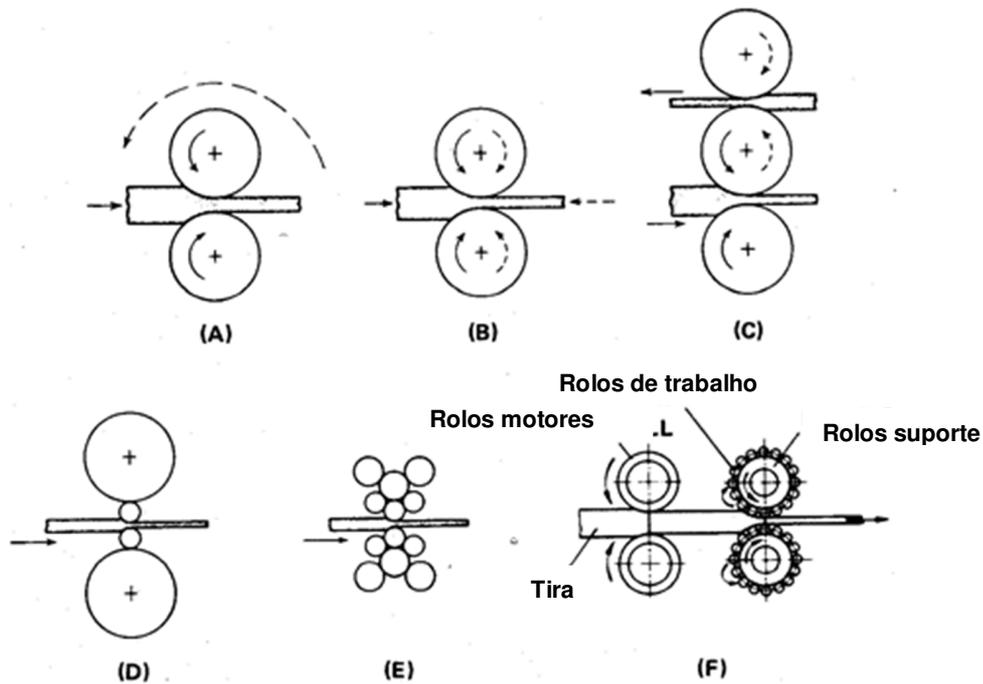


Figura 14.2 - Ilustração esquemática de várias gaiolas de laminação. (a) dois cilindros - uma direção (b) dois cilindros reversível (c) três cilindros, (d) Quatro cilindros, (e) Tipo aglomerado e (f) Tipo planetário.

Para altos volumes de produção é comum preparar várias gaiolas de laminação, um após o outro. Desta forma, o metal é laminado continuamente; uma redução diferente é regulada a cada gaiola, e a velocidade de laminação aumenta gradualmente com a diminuição da seção transversal. Uma certa quantidade de tensão é mantida entre os rolos a fim de controlar o processo e prevenir o material de se enrolar entre os estágios.

Os principais objetivos do processo de laminação são reduzir a seção transversal do material de entrada, ao mesmo tempo que melhorando suas propriedades mecânicas na seção desejada na saída do trem de laminação. O processo pode ser realizado a quente, morno ou frio, conforme a aplicação e o material envolvido. A literatura técnica sobre a tecnologia de laminação, o equipamento e a teoria é muito extensiva devido à significância do processo ^(14-1 a 14-5). Muitas investigações industriais preferem dividir a laminação entre processo a frio e a quente. Contudo, de um ponto de vista primário, é mais apropriado classificar o processo de laminação com base na complexidade do fluxo do metal durante o processo e a geometria do produto a ser laminado. Portanto, a laminação de seções sólidas pode ser dividida nas seguintes categorias, como ilustrado pela Figura 14.3:

(a) Redução uniforme na espessura sem mudanças na largura. Este é o caso de laminação em tiras, chapas ou folhas de flandres onde a deformação é em deformação relativa plana, isto é, na direção da laminação e da espessura. Este tipo de fluxo de metal existe quando a largura da zona de deformação é pelo menos 20 vezes o comprimento desta.

(b) Redução uniforme na espessura com um aumento na largura. Este tipo de deformação ocorre na laminação de tarugos, palanquilhas e chapas grossas. O material é alongado na direção da laminação (longitudinal), é espalhado na largura (transversal) e é comprimido uniformemente na direção da espessura (Figura 14.3(b))

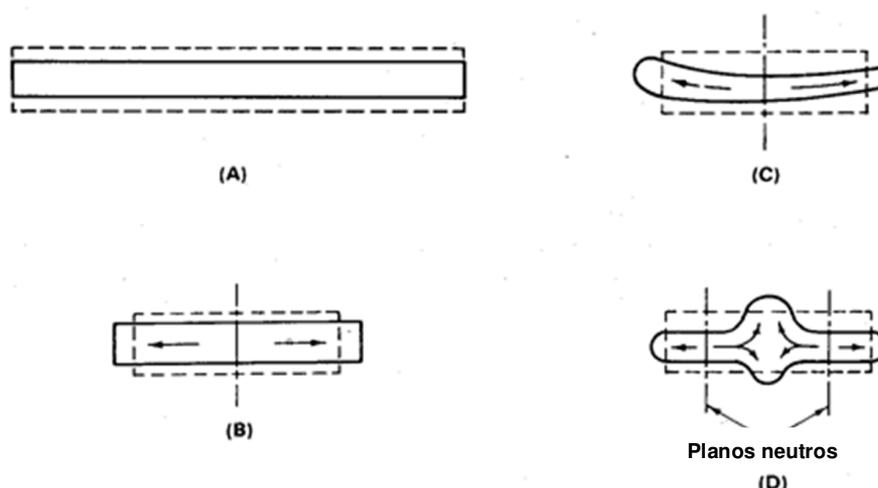


Figura 14.3 - Quatro tipos de fluxo de metal na laminação. (a) tiras (b) chapas grossas, (c) perfis simples (d) perfis complexos (linhas pontilhadas e contínuas ilustram as seções antes e depois da deformação, respectivamente).

(c) Redução moderadamente não-uniforme na seção transversal. Neste caso a redução na direção da espessura não é uniforme. O metal é alongado na direção da laminação, é espalhado na direção da largura e reduzido não-uniformemente na direção da espessura. Ao longo da largura, o fluxo de metal ocorre somente na direção das arestas na seção. A laminação de uma seção oval na laminação de barras, ou de seção de arerofólios, Figura 14.3 (c), seria enquadrado nesta categoria.

(d) Redução altamente não-uniforme na seção transversal. Neste tipo de deformação, a redução é altamente não uniforme na direção da espessura. Uma porção da seção laminada é reduzida na espessura enquanto outras porções podem ser extrudadas ou aumentadas na espessura, Figura 14.3(d). Com resultado, na direção da largura (lateral) o fluxo de metal pode ser na direção do centro. Naturalmente, além disso, o metal flui na direção da espessura assim como na direção da laminação (longitudinal).

A discussão acima ilustra que, exceto na laminação de tiras (Figura 14.3(a)), o fluxo de metal na laminação é em três dimensões, isto é, na direção da espessura, da largura e de laminação. Determinações de fluxo de metal e pressões de laminação em laminação 3-D, isto é, laminação de perfis, são muito importantes na projeto de rolos de laminação e num conjunto eficiente de produção. Contudo, a previsão teórica do fluxo de metal em casos complexos é quase impossível no momento. Técnicas numéricas estão sendo desenvolvidas na tentativa de simular o fluxo de metal em tais operações complexas de laminação.

14.1 Laminação de tiras

Um grande número de livros e artigos tem sido publicados sobre o assunto de laminação de tiras. A análise mais rigorosa foi desenvolvida por Orowan ⁽¹⁴⁻⁶⁾ e tem sido aplicada e computadorizada por vários investigadores ^(14-7 a 14-12). Estudos mais recentes consideram a deformação elástica de face plana dos rolos de laminação e as condições de temperatura que existem na laminação ^(14-9, 14-13). A força de separação dos rolos e o torque podem ser estimados com vários níveis de aproximação pelo método das placas, método do limite superior (upper bound) ⁽¹⁴⁻¹⁰⁾, ou o método das linhas de deslizamento ^(14-2, 14-4). Mais recentemente, técnicas numéricas computadorizadas estão sendo usadas para estimar o fluxo de metal, tensões, força de separação dos rolos, temperaturas e deflexão elástica dos rolos ^(14-9, 14-13).

14.1.1 Métodos simplificado para estimar a força de separação na laminação de tiras.

O processo de laminação de tiras está esquematicamente ilustrado na Figura 14.4. Devido à constância de volume, as seguintes relações podem ser asseguradas:

$$W \cdot H_0 \cdot V_0 = W \cdot H \cdot V = W \cdot H_1 \cdot V_1 \tag{14.1}$$

onde W é a largura da tira; H_0 , H e H_1 são as espessura na entrada, na zona de deformação e na saída respectivamente, e V_0 , V e V_1 são as velocidades de entrada, na zona de deformação e na saída, respectivamente. A fim de satisfazer a equação 14.1, a velocidade de saída V_1 deve ser maior do que a de entrada V_0 . Portanto, a velocidade de deformação do material na direção x ou na direção de laminação deve aumentar significativamente da entrada para a saída. Em somente um ponto ao longo da interface entre o rolo e a tira a velocidade superficial do rolo, V_R , é igual à velocidade da tira. Este ponto é chamado ponto neutro ou plano neutro, indicado por N na Figura 14.4.

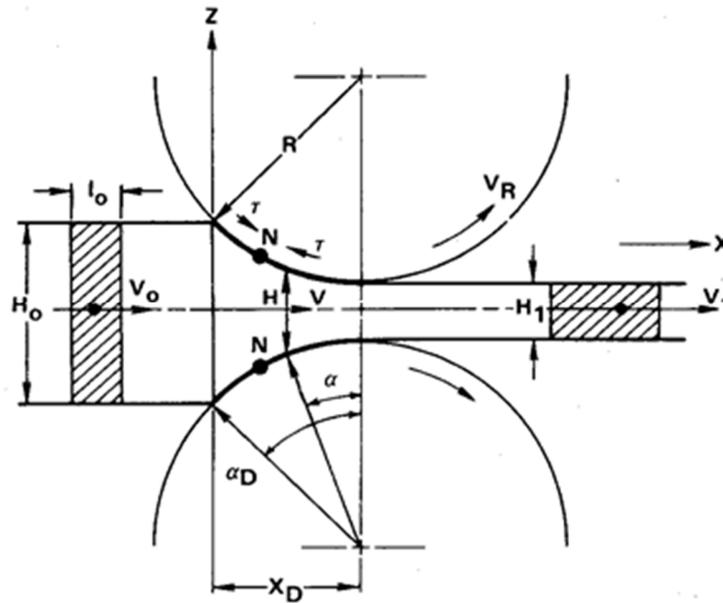


Figura 14.4 - Representação esquemática da laminação de tiras (tira tem uma largura constante, w , na direção y).

A tensão de atrito na interface é dirigida do plano de entrada e de saída na direção do plano neutro porque a velocidade relativa entre a superfície do rolo e a tira muda sua direção no plano neutro. Isto será considerado mais tarde na estimativa das tensões de laminação.

Um valor aproximado para a força de separação dos rolos pode ser obtido através da aproximação da zona de deformação, mostrada na Figura 14.4, com o processo de deformação plana empregado no recalque homogêneo. Portanto, a Equação (10.12) seria válida, isto é, a carga por unidade de largura da tira seria:

$$L = \frac{2\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} \left(1 + \frac{ml}{4h} \right) l \tag{10.12}$$

Contudo, neste caso as seguintes aproximações devem ser feitas:

- Altura média da tira, $h = 0.5(H_0 - H_1)$.
- Comprimento médio da tira sendo deformada, $l = R\alpha_D$, com $\cos \alpha_D = 1 - (H_0 - H_1)/2R$. Na literatura, é comumente recomendado que o valor de projeção do comprimento da tira X_D (Figura 14.4) seja usado para l ; contudo, considerando o efeito do atrito no comprimento da interface rolo/tira, $R\alpha_D$, é mais apropriado usar $l = R\alpha_D$.

Para estimar o valor médio da tensão de escoamento, $\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, \theta)$, numa dada temperatura de θ , a deformação relativa média, $\bar{\epsilon}$ é obtida da redução de espessura, isto é, $\bar{\epsilon} = \ln(H_0/H_1)$. A taxa de deformação $\dot{\bar{\epsilon}}_\alpha$ é dada por:

$$\begin{aligned} \dot{\bar{\epsilon}}_\alpha &= V_Z/H = 2V_R \sin \alpha / H \\ &= 2V_R \sin \alpha / [H_1 + 2R(1 - \cos \alpha)] \end{aligned} \tag{14.2}$$

onde V_Z é a velocidade num dado plano na direção z , H é espessura num dado plano (ângulo de laminação α) na zona de deformação, e V_R é a velocidade superficial. No plano de entrada:

$$V_Z = 2V_R \sin \alpha_D; \quad H = H_0$$

No plano de saída:

$$V_Z = 0; \quad H = H_1$$

Tomando a média simples destes dois valores limite, uma aproximação do valor da taxa de deformação pode ser obtida:

$$\dot{\bar{\epsilon}} = 1/2(2V_R \sin \alpha_D / H + 0) \tag{14.3}$$

Um valor mais exato poderia ser obtido pelo cálculo de uma integral média de $\dot{\bar{\epsilon}}$ (Equação 14.2) através da zona de deformação. Então, um valor médio aproximado é ⁽¹⁴⁻¹⁾:

$$\bar{\epsilon} = \frac{V_R}{H_0} \left[\frac{2(H_0 - H_1)}{R} \right]^{1/2} \tag{14.4}$$

14.1.2 Distribuição de tensões na laminação de tiras

A distribuição de tensões na laminação está esquematicamente ilustrada na Figura 14.5. A máxima tensão está no plano neutro *N*. Estas tensões aumentam com o aumento do atrito e o comprimento da zona de deformação, *X_D*. Tensões de tração aplicadas às tiras na entrada ou saída tem efeitos de reduzir a tensão máxima (por uma quantidade aproximadamente igual a $\Delta\sigma_z$ na Figura 14.5 (b)) e mudando a posição do plano neutro. A analogia com o recalque em deformação plana (Capítulo 10) está ilustrada na Figura 14.5 (a).

A distribuição de tensões pode ser calculada usando-se as equações derivadas em muitos livros-texto ^(14-1 a 14-5) ou seguindo-se a teoria apresentada por Orowan ⁽¹⁴⁻⁶⁾. Contudo, estes cálculos são relativamente complexos e requerem técnicas numéricas a fim de evitar um número excessivo de hipóteses simplificadoras.

Uma solução computadorizada, com todos os detalhes necessários e uma listagem do programa FORTRAN é também fornecida por Alexander ⁽¹⁴⁻⁸⁾. Consequentemente, não é útil repetir neste capítulo o clássico desenvolvimento para cálculo desta distribuição de tensões.

Para o cálculo computadorizado das tensões de laminação, a zona de deformação pode ser dividida em um número arbitrário de elementos com superfícies inclinadas (Figura 14.6). O elemento, ilustrado na Figura 14.6, está localizado entre o plano neutro e o de saída porque a tensão de atrito τ está agindo contra a direção do fluxo de metal. Quando este elemento está localizado entre a entrada e o plano neutro, τ age na direção do fluxo de metal. A distribuição de tensões dentro deste elemento pode ser obtida pelo uso do método das placas, como aplicado no recalque em deformação plana ⁽¹⁴⁻¹⁴⁾:

$$\sigma_z = \frac{K_2}{K_1} \ln\left(\frac{h_1}{h_0 + K_1 X}\right) + \sigma_{z1} \tag{14.5}$$

onde

$$K_1 = -2 \tan \alpha \tag{14.5a}$$

$$K_2 = \frac{2\bar{\sigma}K_1}{\sqrt{3}} + 2\tau(1 + \tan^2 \alpha) \tag{14.5b}$$

$$\tau = m\bar{\sigma}/\sqrt{3}$$

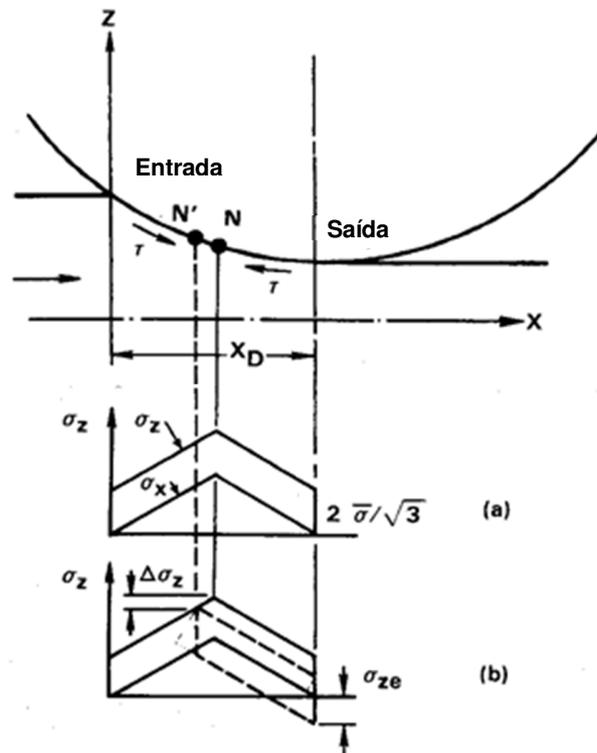


Figura 14.5 - Representação esquemática da distribuição de tensões na laminação (a) sem qualquer tensão de tração na entrada ou saída e (b) com tensão de tração σ_{ze} na saída.

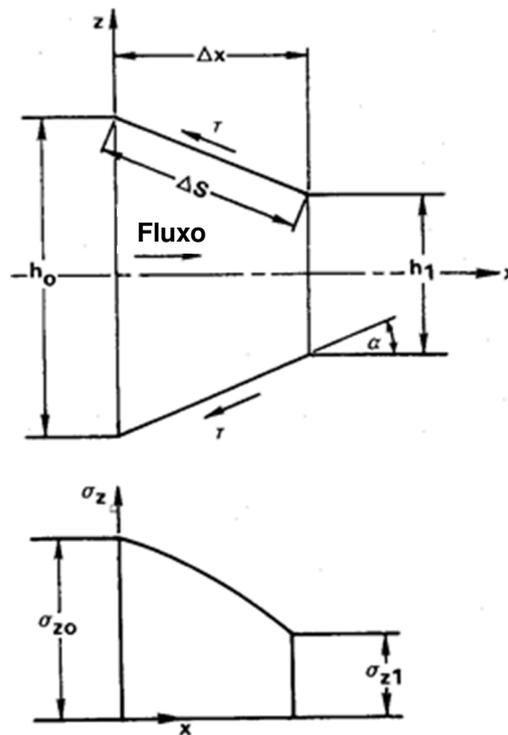


Figura 14.6 - representação esquemática da tensão num elemento de deformação.

Seguindo-se a Figura 14.6 , para $x = \Delta x$, $h_0 + K_1 x = h_1$, e portanto a Equação 14.5 dá $\sigma_z = \sigma_{z1}$, como condições de contorno em $x = \Delta x$, a qual é conhecida. Para $x = 0$;

$$\sigma_z = \sigma_{z0} \frac{K_2}{K_1} \ln\left(\frac{h_1}{h_0}\right) + \sigma_{z1}$$

No caso o elemento, mostrado na Figura 14.6, está localizado entre a entrada e o plano neutro, então o sinal da tensão de cisalhamento ao atrito τ deve ser invertido. Portanto, a Equação 14.5 e 14.5(a) ainda é válida, mas:

$$K_2 = -\frac{2\bar{\sigma}}{\sqrt{3}} K_1 - 2\tau(1 + \tan^2 \alpha) \tag{14.5c}$$

Neste caso, o valor das condições de contorno em $x = 0$, isto é, σ_{z0} é conhecido, e σ_{z1} pode ser estimado da Equação (14.5) como sendo:

$$\sigma_{z1} = \sigma_{z0} - \frac{K_2}{K_1} \ln\left(\frac{h_1}{h_0 + K_1 \Delta x}\right) \tag{14.6}$$

As condições de contorno para tensões na saída e entrada são conhecidas. Para calcular a distribuição de tensões e determinar a localização do plano neutro, o comprimento da zona de deformação X_D (veja Figuras 14.4 e 14.5) pode ser dividido em n elementos de deformação (Figura 14.7). Cada elemento é aproximado por superfícies planas no topo e na parte inferior (Figura 14.6). Começando por ambos os lados da zona de deformação, isto é, planos de entrada e saída, as tensões são calculadas para cada elemento sucessivamente de um para o outro. Os cálculos são feitos simultaneamente para ambos os lados do plano neutro. A localização deste plano é aquela em que as tensões, calculadas progressivamente por ambos os lados, são iguais.

Este procedimento tem sido computadorizado e extensivamente usado no forjamento com deformação plana em pás de turbinas, ⁽¹⁴⁻¹⁵⁾, como discutido brevemente no Capítulo 12, e em laminação de placas e perfis de aerofólios ^(14-16, 14-17).

14.1.3 Força de separa e torque em laminação de tiras

A integração de uma distribuição de tensões sobre o comprimento da zona de deformação dá a força total de separação por unidade de largura.

O torque total é dado por:

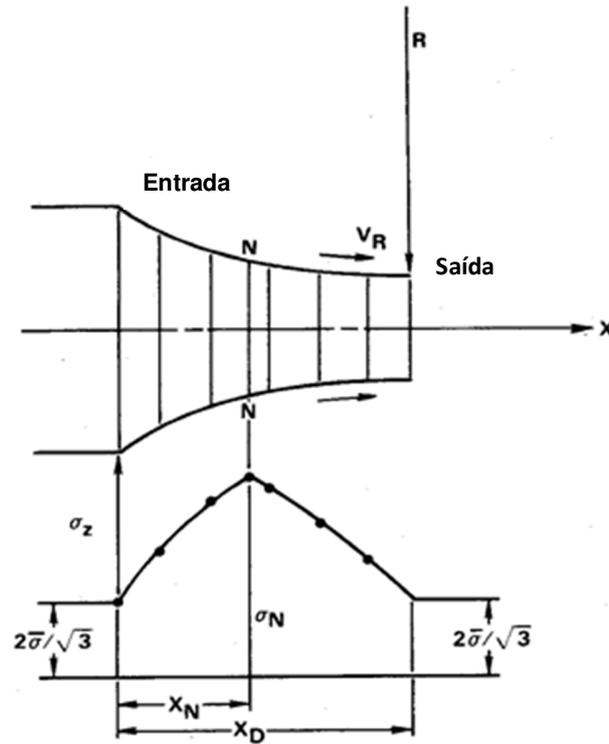


Figura 14.7 - Cálculo da distribuição de tensões através da divisão da zona de deformação em um número de elementos trapezoidais (neste caso tensões de tração na tira são zero na entrada e na saída).

$$T = \int_0^{X_D} R dF \tag{14.7}$$

onde X_D é o comprimento da zona de deformação (Figura 14.7), R é o raio do rolo de laminação e F é a força tangencial agindo no rolo.

Assumindo-se que toda a energia é transmitida do rolo para a peça pela força de atrito:

$$dF = \mu S$$

Na Figura 14.6, pode-se ver que:

$$dS = dx / \cos \alpha = \sqrt{1 + \tan^2 \alpha} dx \tag{14.8}$$

Na zona de deformação, a força de atrito na direção da laminação entre a entrada e o plano neutro. Ela muda de direção entre o plano neutro e a saída. Portanto, o torque total por unidade de largura é:

$$T = R\tau \left[\int_0^{X_N} (1 + \tan^2 \alpha) dx - \int_{X_N}^{X_D} (1 + \tan^2 \alpha) dx \right] \tag{14.9}$$

onde $\tau = m\bar{\sigma}/\sqrt{3}$, R é o raio do rolo e α é o ângulo de contato do rolo dado pela Figura 14.4 ; X_N é a distância x do plano neutro à entrada (Figura 14.7); e X_D é o comprimento da zona de deformação (Figura 14.7).

14.1.4 Flexão elástica dos rolos

Durante a laminação de tiras, especialmente na temperatura ambiente, considerável deflexão dos rolos e achatamento (facetamento) podem acontecer. Na direção da largura, os rolos se curvam entre os mancais, e um certo aumento de espessura ocorre na posição central. Isto pode ser corrigido por retificação ou pelo uso de rolos de suporte.

Na direção da espessura, o facetamento dos rolos causa um aumento de seu raio, aumentando o comprimento de contato. Existem vários métodos para o cálculo da deformação elástica dos rolos⁽¹⁴⁻⁹⁾. Um método para uma correção aproximada da força e do torque para um facetamento dos rolos é a substituição do raio original R por um maior R' . Um valor R' sugerido por Hitchcock⁽¹⁴⁻¹⁸⁾ e referido extensivamente na literatura^(14-2, 14-4). Este é dado na forma:

$$R' = R \left[1 + \frac{16(1 - \nu^2)p}{\pi E(H_0 - H_1)} \right] \quad (14.10)$$

onde ν é o coeficiente de Poisson do material do rolo, p é a pressão média dos rolos, e E é o módulo de Young do material do rolo. É óbvio que R' e p se influenciam mutuamente. Portanto, uma iteração computadorizada é necessário para considerar o facetamento do rolo nos cálculos de força ou pressão de laminação. Portanto, o valor de p é calculado para um raio nominal R . Então R' é calculado da Equação (14.10). Se $R'/R \neq 1$, então o cálculo de p é repetido com um novo valor de R' até que R'/R seja aproximadamente igual a 1.

14.2 Laminação de placas

Na laminação de placas espessas, o fluxo de metal ocorre em três dimensões, como pode ser visto na Figura 14.3(b). O material sendo laminado é alongado na direção da laminação assim como é espalhado lateralmente na direção da largura. O espalhamento na laminação é normalmente definido como o aumento da largura de uma placa ou lingote como a porcentagem de sua largura inicial. O espalhamento aumenta com a redução de espessura e com o atrito na interface, com a diminuição da razão largura-espessura, e com o aumento da razão diâmetro do rolo-espessura da placa. Adicionalmente, as arestas livres tendem a encurvar com o aumento da redução e com o atrito na interface. O fluxo de metal em três dimensões que ocorre na laminação de placas é difícil de ser analisado. Desta forma, muitos estudos deste processo tem sido experimentados na prática e várias outras formulações empíricas tem sido estabelecidas para a estimativa do espalhamento^(14-19 a 14-21). Recentemente, tentativas foram também feitas para prever o alongamento ou espalhamento teoricamente^(14-22 a 14-24). Uma vez que o espalhamento tenha sido estimado, o alongamento pode ser determinado pela constância no volume, ou vice-versa.

14.3 Um método empírico para estimativa do espalhamento na laminação de placas

Entre as várias fórmulas disponíveis para prever o espalhamento, a de Wusatowski⁽¹⁴⁻²⁰⁾ é extensivamente empregada e é dada como:

$$W_1/W_0 = abcd(H_0/H_1)^P \quad (14.11)$$

onde W_1 e W_0 são as larguras final e inicial da placa respectivamente; H_1 e H_0 são a espessura final e a inicial da placa respectivamente; $P = 10^{(-1.269)}(W_0/H_0)(H_0/D_0)^{0.556}$; D é o diâmetro efetivo do rolo, a , b e c são constantes que permitem a variação na composição dos aços, temperatura de laminação, velocidade e material dos rolos, respectivamente. Estas constantes variam ligeiramente em torno de 1 μm , e seus valores podem ser obtidos da literatura^(14-16, 14-20 e 14-24). Uma fórmula empírica para prever o espalhamento, tal como a Equação (14.11), fornece resultados razoáveis dentro das condições nas quais o experimento foi realizado para o desenvolvimento da fórmula. Não existe uma fórmula que forneça uma previsão exata para todas as condições que existem na laminação. Portanto, é comumente necessário estimar o espalhamento e alongamento por meios teóricos.

14.4 Um método teórico para estimar o espalhamento

A previsão teórica para o espalhamento envolve análises muito complexas e requer o uso de técnicas computacionais^(14-16, 14-22, 14-23). Um método modular usando a técnica do limite superior tem sido recentemente usado para prever o fluxo de metal, espalhamento, alongamento e torque de laminação⁽¹⁴⁻¹⁶⁾. Os princípios deste método são descritos abaixo: A Figura 14.8 ilustra o sistema de coordenadas, a divisão da zona de deformação em elementos e a notação usada. O perfil de espalhamento é definido em termos de um polinômio de terceira ordem, $w(x)$, com dois coeficientes desconhecidos, a_1 e a_2 . A localização do plano neutro, x_n , é outra quantidade desconhecida. O seguinte campo cinemático de velocidades, inicialmente sugerido por Hill⁽¹⁴⁻²⁵⁾, foi usado:

$$V_x = 1/[w(x)h(x)] \tag{14.12a}$$

$$V_y = \frac{1}{h(x)} \frac{d}{dx} \left[\frac{1}{w(x)} \right] \tag{14.12b}$$

$$V_z = \frac{1}{w(x)} \frac{d}{dx} \left[\frac{1}{h(x)} \right] \tag{14.12c}$$

Usando estas equações, as quais contém dois parâmetros desconhecidos, a1 e a2, os seguintes passos do método do limite superior foram desenvolvidos:

- 1 - Derivar as expressões para as componentes de deformação relativa $\dot{\epsilon}_x, \dot{\epsilon}_y, \dot{\epsilon}_z$ e $\dot{\gamma}_{xz}$. Para este fim, as fórmulas discutidas no Capítulo 3 foram usadas.
- 2 - Derivar uma expressão para a taxa de deformação relativa efetiva $\dot{\epsilon}$.
- 3 - Calcular a taxa total de energia para deformação plástica:

$$\dot{E}_p = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV \tag{14.13}$$

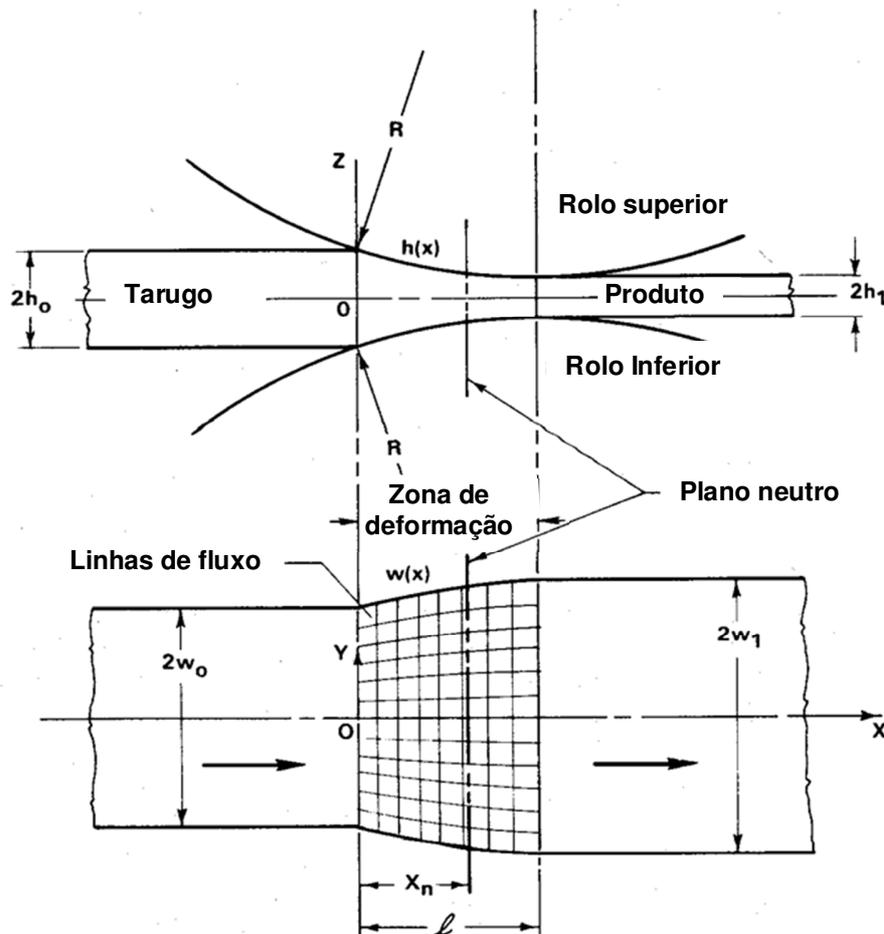


Figura 14.8 - Configuração da deformação e o sistema de reticulado usado para análise da laminação de placas ⁽¹⁴⁻¹⁶⁾.

4 - Calcular a taxa de energia dissipada para vencer o atrito na interface rolo/placa, \dot{E}_f . Se ΔU é a velocidade diferencial na interface rolo/material com área S \dot{E}_f é dado por:

$$\dot{E}_f = \tau \int_S |\Delta U| dS \tag{14.14}$$

A tensão de cisalhamento de atrito, $\tau = mk = m\bar{\sigma}/\sqrt{3}$, é considerada como constante e age contrária à direção do deslizamento relativo entre os rolos e a placa sendo deformada. Neste ponto a posição do plano neutro, descrita pela coordenada x_n na Figura 14.8, é desconhecida.

5 - Calcular potência \dot{E}_d devido ao cisalhamento ao longo dos contornos de descontinuidades de velocidade. Tais contornos, por exemplo, existem no plano de entrada dentro da zona de deformação em $x = 0$ na Figura 14.8. A potência devido à descontinuidade da velocidade ao longo de uma seção transversal de área A dada por:

$$\dot{E}_d = \left(\bar{\sigma}/\sqrt{3}\right) \int_A |\Delta V| dS \tag{14.15}$$

onde ΔV é a magnitude da descontinuidade de velocidade ao longo do contorno com área A .

6 - Calcular a energia total de dissipação, \dot{E}_t :

$$\dot{E}_t = \dot{E}_p + \dot{E}_f + \dot{E}_d \tag{14.16}$$

7 - Minimizar a potência total com relação às três variáveis desconhecidas (a_1, a_2, x_n). Portanto, determinar os valores destes três parâmetros revela a configuração do espalhamento, como sendo dado por um polinômio $w(x)$.

8 - Computar o valor do torque através do espalhamento conhecido, $w(x)$, e a localização do plano neutro, x_n .

Os passos 3 até o 8 são realizados numericamente usando um programa de computador chamado SHPROL. As deformações e taxas de deformações são calculadas numericamente em qualquer ponto da zona de deformação. Portanto, a tensão de escoamento no material deformando, $\bar{\sigma}$, é considerado como uma função da deformação nas condições de laminação e ser função da deformação, da taxa de deformação e da temperatura nas condições de laminação à quente.

14.5 Previsão da tensão e da força de separação na laminação de placas

Uma vez que o espalhamento (isto é, os contornos da zona de deformação) tenham sido calculados, esta informação pode ser usada para prever as tensões e a força de separação dos rolos. O procedimento computadorizado usado aqui é, em princípio, o mesmo que o método discutido previamente para prever as tensões na laminação de tiras ⁽¹⁴⁻¹⁶⁾.

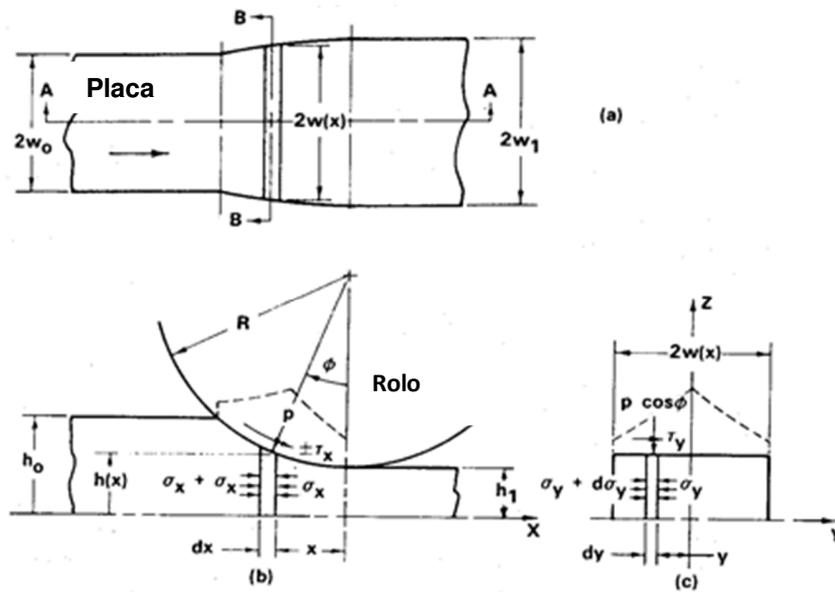


Figura 14.9 - Esquema da análise de tensões na laminação de placas (a) vista superior da placa (b) tensões na direção da laminação, (c) tensões na direção transversal ⁽¹⁴⁻¹⁶⁾.

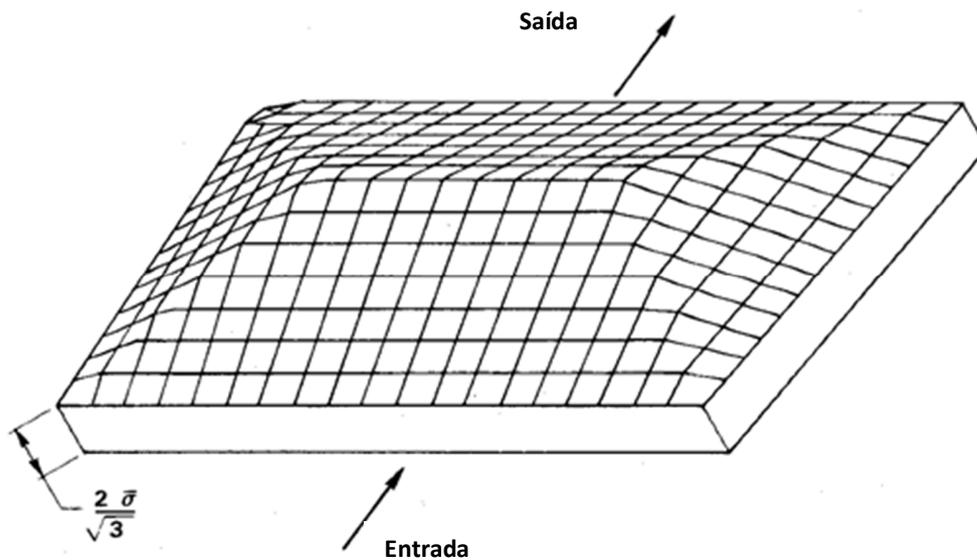


Figura 14.10 - Representação esquemática tridimensional das tensões calculadas (σ_z) distribuídas na placa ⁽¹⁴⁻¹⁶⁾.

A zona de deformação sob os rolos é dividida em placas trapezoidais, por planos normais à direção de laminação e ao longo de fluxos tubulares, como ilustrado nas Figuras 14.6 e 14.9. As tensões agindo nas tiras na laminação e nas direções transversais estão ilustradas na Figura 1.9(b) e 14.9(c), respectivamente. Como esperado da análise das placas, as distribuições de tensões são muito similares à aquelas ilustradas na laminação de tiras nas Figuras 14.5 a 14.7. Pelo uso da técnica numérica similar àquela discutida para as tiras, previsões detalhadas de tensões, em ambas as direções, transversal e longitudinal, podem ser feitas. As tensões são calculadas pela hipótese de que a tensão de cisalhamento ao atrito τ é constante, como no caso da análise pelo método do limite superior. Portanto, a distribuição de tensões nos vários planos ao longo da largura ou na direção y (Figura 14.9) é linear em ambos os lados do plano de simetria. A distribuição de tensões na direção da laminação, x , é calculada ao longo das linhas de fluxo metálico (Figura 14.8). Em cada nó da malha, o mais baixo dos valores de σ_z é aceito como o valor correto. Desta forma, uma distribuição em forma de tenda é obtida (Figura 14.10). A integração das tensões agindo no plano de contato dá a força de separação dos rolos.

14.6 Laminação de perfis diversos

A laminação de perfis diversos, é um dos mais complexos processo de deformação (Figura 14.3 c e d). Um tarugo redondo ou com cantos arredondados é laminado em diversos passes em (a) uma seção relativamente simples como redonda, quadrada ou retangular, ou (b) em seções complexas tais como *L*, *U*, *T*, *H* ou outra forma irregular⁽¹⁴⁻¹⁶⁾. Para este propósito certas formas intermediárias ou passes são usados, como mostrado na Figura 14.11 para laminação de cantoneiras⁽¹⁴⁻¹⁷⁾. O projeto destas formas intermediárias, isto é, os passes de laminação, é baseado na experiência e difere de uma companhia para outra, mesmo para a mesma forma final. Relativamente pouca quantidade de dados sobre o projeto de passes de laminação estão disponíveis na literatura. Um bom resumo de referências sobre este assunto está em vários livros sobre o assunto^(14-14, 14-26, 14-18 a 14-31) e em alguns recentes artigos^(14-32, 14-33).

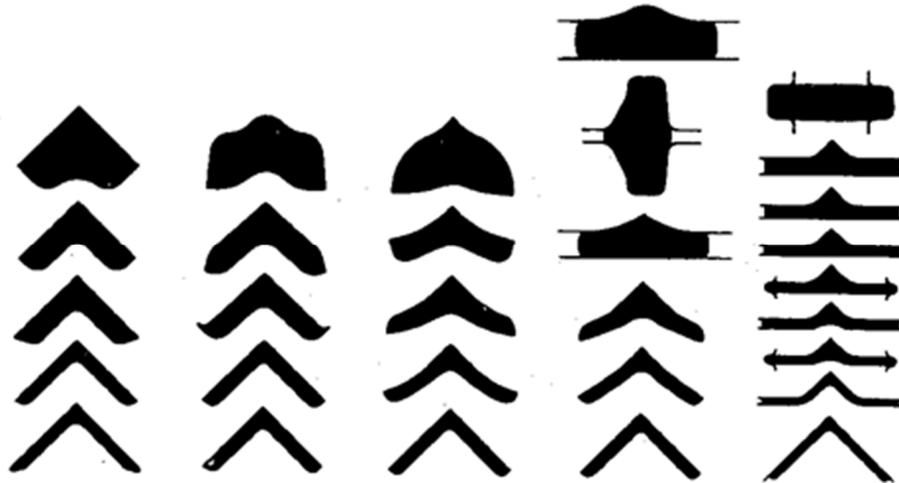


Figura 14.11 - Ilustração esquemática de cinco diferentes projetos de passes de laminação para uma cantoneira de aço⁽¹⁴⁻²⁷⁾.

Existem basicamente dois métodos para a laminação de perfis ou seções. O primeiro método é a “laminação universal”, mostrada na Figura 14.12⁽¹⁴⁻³⁴⁾. O segundo método é a “laminação de calibração”, ilustrada nas Figuras 14.11⁽¹⁴⁻²⁷⁾ e 14.13⁽¹⁴⁻³⁵⁾. Na laminação universal, o rolo e a construção do trem de laminação são mais complexos. Contudo na laminação de perfil I ou seções similares, este método permite mais flexibilidade do que o método de calibração e requer um número menor de passes.

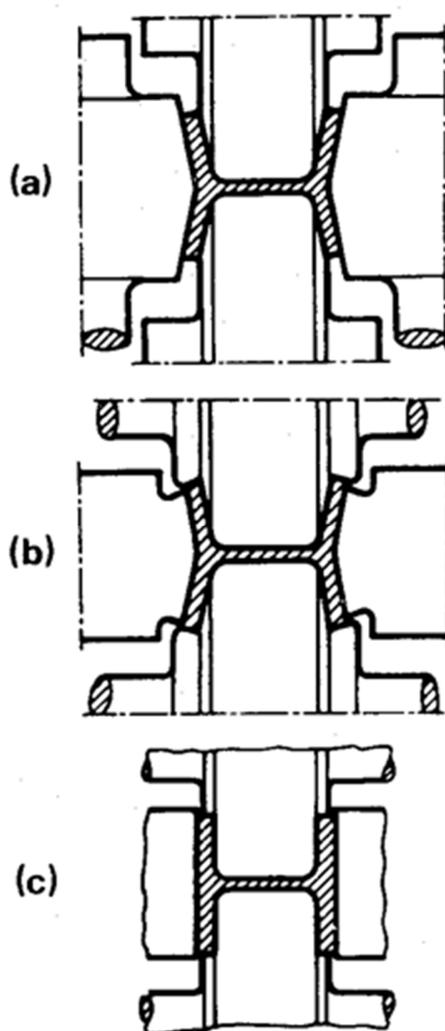


Figura 14.12 - Método da laminação universal para barras (a) trem de laminação universal (b) trem de arestas (c) trem de acabamento ⁽¹⁴⁻³⁴⁾.

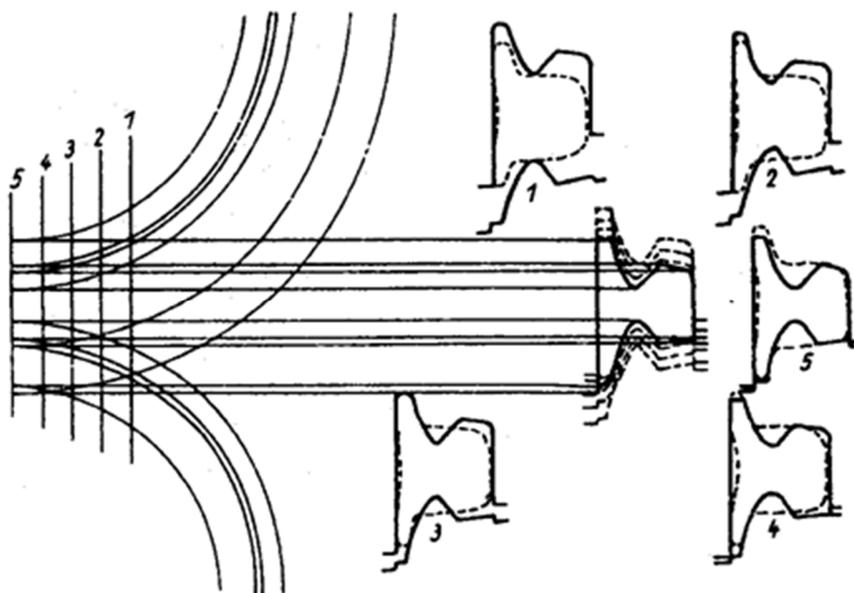


Figura 14.13 - Análise de laminador de passes para laminação de calibração de uma viga de trilho (croquis 1 a 5 ilustram o sobremetal em linhas pontilhadas e rolo em linhas cheias, em várias posições na zona de deformação⁽¹⁴⁻³⁵⁾).

Isto é conseguido porque este método fornece uma quantidade apropriada de reduções, separadamente na alma e na abas.

Para laminar com sucesso formas é necessário estimar-se para cada trem (*a*) a força de separação e o torque, (*b*) o espalhamento e o alongamento (*c*) a geometria apropriada para cada cavidade do rolo ou do calibrador. A força e o torque podem ser estimados pelo uso de fórmulas empíricas ou por aproximação da deformação na forma sendo laminada como que em uma operação de laminação equivalente de placa. Neste caso, a placa equivalente tem a espessura inicial e final que corresponde à média da espessura inicial e final da seção a ser laminada. O cálculo da carga e torque pode ser realizado por uma placa equivalente, caso discutido previamente para laminação de placas. Os resultados são então aproximadamente válidos para o perfil considerado.

14.7 Estimativa de alongamento na laminação de formas

Durante a laminação de uma dada perfil ou seção, a seção transversal não é deformada uniformemente, como mostrado claramente pelo exemplo na Figura 14.13. Isto é ilustrado mais tarde na Figura 14.14 para uma forma relativamente simples (14-14). A redução em altura para as zonas A e B não são iguais (Figura 14.14a). Consequentemente, se estas duas zonas, A e B eram completamente independentes entre si (Figura 14.14b), a zona B seria muito mais alongada do que a zona A. Contudo, as duas zonas são conectadas e, como parte da forma laminada, tem igual alongamento na saída dos rolos. Portanto, durante a laminação, metal deve fluir da zona A para a zona B de forma que um alongamento uniforme de toda a seção possa ser obtido (Figura 14.14c). Este fluxo lateral é também influenciado pela diferença de temperatura que existe na seção transversal devido à variações na espessura do material e no fluxo de calor.

Para estimar o alongamento como um todo, é necessário dividir a seção inicial em um número de placas “equivalentes” (A, B, C etc.), como mostrado na Figura 14-14.

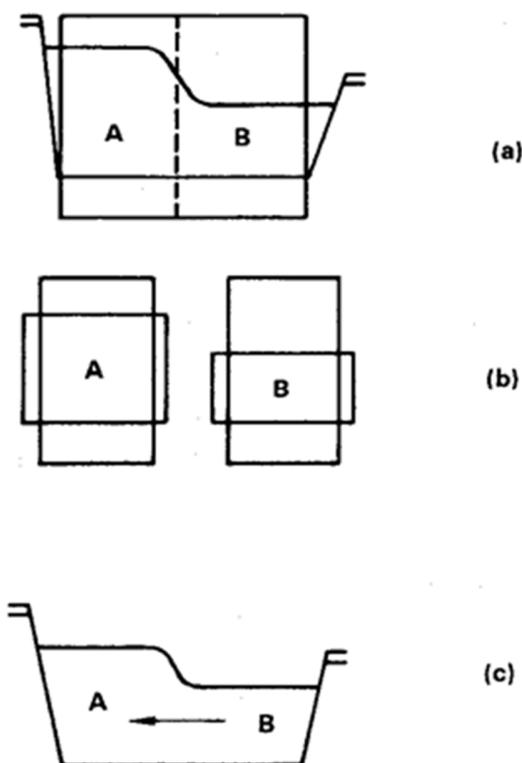


Figura 14.14 - Deformação não-uniforme na laminação de placas: (a) seções inicial e final (b) duas zonas de uma seção consideradas como placas separadas (c) direção do fluxo lateral de metal ⁽¹⁴⁻²⁴⁾.

O alongamento ou espalhamento de uma seção individual, sem a influência combinada de outras porções da seção, pode ser estimada pelo uso da analogia da laminação de placas e usando a técnica discutida previamente neste capítulo. O efeito combinado pode ser calculado tomando-se uma média ponderada dos alongamentos individuais. Por exemplo, se a seção inicial foi dividida num sistema equivalente consistindo de duas seções de placas A e B na Figura 14.14, com uma área de seção transversal A_a e A_b , então a seguinte média ponderada pode ser usada:

$$\lambda_m = \frac{A_0}{A_l} = \frac{A_{a0} + A_{b0}}{A_{al} + A_{bl}} = \frac{A_{al}\lambda_a + A_{bl}\lambda_b}{A_{al} + A_{bl}} \tag{14.17}$$

onde λ é o coeficiente de alongamento (isto é, a área da seção na entrada/área da seção na saída); A é a área da seção transversal; m é o sub-índice que indica a média; a e b são sub-índice para as porções A e B, respectivamente; 0 e l são sub-índices indicando entrada e saída, respectivamente

14. 8 Projeto de passadas de laminação para calibração

A estimativa do número de passes e da geometria dos rolos para cada passe é o aspecto mais difícil na laminação de formas. Idealmente, para este propósito os seguintes fatores devem ser considerados:

- 1 - As características da instalação disponível. Isto inclui: (a) diâmetro e comprimento dos rolos, (b) dimensões das barras, (c) distância entre os trens de laminação, (d) distância entre o último trem para o corte e (e) tolerância requerida para ser mantida.
- 2 - Redução por passe. A redução por passe deve ser ajustada para que (a) a instalação seja utilizada na sua máxima capacidade, (b) os trens de laminação não sejam sobrecarregados e (c) o desgaste dos rolos seja minimizado. O máximo valor de redução por passe é limitado por (a) excessivo fluxo lateral de metal que resulta na quebra da aresta, (b) a potência e capacidade de carga de cada trem, (c) os requerimentos para os rolos “morderem” a barra na entrada, (d) o desgaste dos rolos e (e) a tolerância requerida.

No presente estágio de desenvolvimento da tecnologia, os fatores acima descritos são considerados no projeto dos passes pelo uso de uma combinação de conhecimento empírico, alguns cálculos e alguns palpites práticos. Um caminho metódico no projeto de passes necessita não somente de uma estimativa do alongamento médio, como discutido antes, mas também de uma variação deste alongamento dentro da zona de deformação. A zona de deformação é limitada pela entrada, onde uma forma pré-

laminada entra nos rolos, e a saída, onde a forma laminada sai dos rolos. Isto está ilustrado na Figura 14.13. A zona de deformação é seccionada em vários planos (por exemplo, planos 1 até 5 na Figura 14.13; 1 está na entrada e 5 na saída). A posição dos rolos e a deformação do tarugo na entrada são investigadas em cada um destes planos. Portanto, uma análise mais detalhada do fluxo de metal e um método melhorado para projetar esta configuração de rolos é possível. É evidente que esta técnica pode ser drasticamente melhorada e feita extremamente eficiente pelo uso de computador.

Nos anos recentes, muitas companhias que produzem formas laminadas têm computadorizados seus procedimentos para projeto de passes de rolos redondos^(14-33, 14-36 a 14-40) ou formas estruturais^(14-36, 14-40 a 14-43). Na maioria destas aplicações, o alongamento por passe e a distribuição do alongamento dentro da zona de deformação para cada passe são previstos pelo uso de uma fórmula empírica. Se o alongamento ou passe é conhecido, é então possível, pelo uso de computação gráfica, calcular a área da seção transversal para um dado passe, isto é, a redução e a geometria do rolo. A geometria do rolo pode ser expressa parametricamente, isto é, em termos de ângulo, raio, etc. Estes parâmetros geométricos podem ser então variados para otimizar a redução de área por passe e para obter um aceitável grau de preenchimento do rolo de calibração usado para aquele passe.

14.9 Projeto de rolos para passes em seções tipo aerofólios auxiliado por computador

Para a análise do fluxo de metal e previsão de forças e torque na laminação de aerofólios, dois programas de computador têm sido desenvolvidos em estudos recentes⁽¹⁴⁻¹⁷⁾. O primeiro destes programas é chamado “SHPROL” e sua o método de análise do limite superior numa forma numérica para prever o espalhamento e o torque nos rolos. SHPROL é baseado na seguintes hipóteses simplificadoras:

- 1 - O contato inicial entre os rolos e a seção de entrada pode ser aproximada por uma linha reta (isto só é correto a superfície superior e inferior da seção inicial tenha a forma dos rolos)
- 2- Uma forma do tipo aerofólio pode ser considerado como um agregado de lingotes, comomostrado na Figura 14.15.
- 3 - Seções planas perpendiculares à direção de laminação permanecem planas durante o processo. Portanto, a velocidade axial (isto é a velocidade na direção da laminação ou de x) em qualquer seção perpendicular à direção de laminação é uniforme sobre a seção inteira.

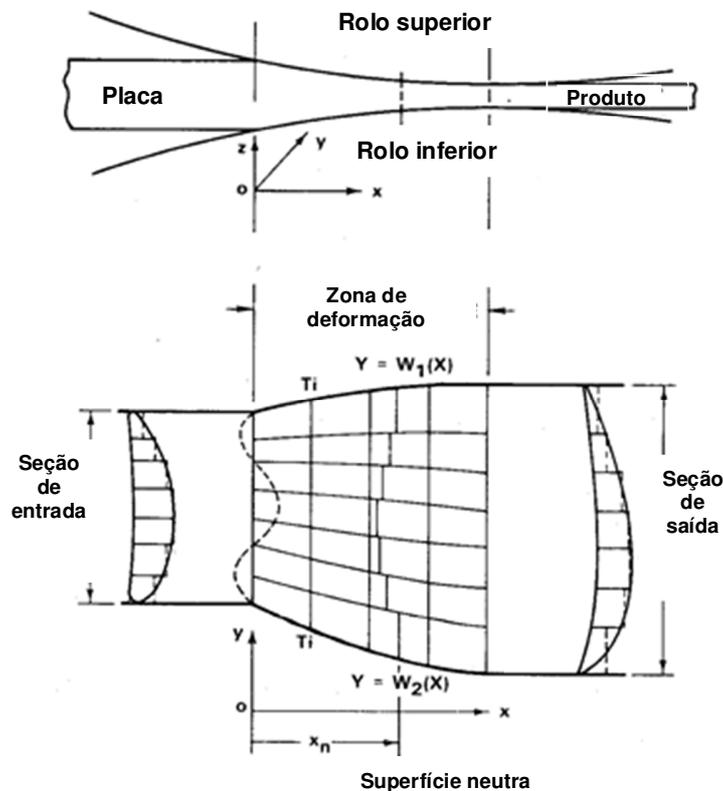


Figura 14.15 - Configuração da zona de deformação na aplicação do método do limite superior para laminação de uma seção tipo aerofólio⁽¹⁴⁻¹⁷⁾.

4 - As componentes de velocidade na direção transversal, ou y , e na direção da espessura, ou z , são funções de x e lineares em y e z , respectivamente.

Na Figura 14.15 cada elemento é considerado como uma placa para a qual é possível derivar um campo cinemático de velocidades admissíveis. A taxa total de dissipação de energia do processo, \dot{E}_T , é:

$$\dot{E}_T = \dot{E}_P + \dot{E}_D + \dot{E}_F \quad (14.18)$$

onde \dot{E}_P é a taxa de energia de deformação plástica e é calculada para cada elemento por integração do produto da tensão de deformação e a taxa de deformação sobre elemento de volume, \dot{E}_D representa as taxas de energia associadas com a descontinuidades de velocidade e devido ao cisalhamento interno entre os elementos, e \dot{E}_F é a taxa de energia devido ao atrito entre os rolos e o material sendo deformado.

A taxa total de energia dissipada, \dot{E}_T , é uma função desconhecida do perfil de espalhamento, w_1 e w_2 (Figura 14.15), e a localização do plano neutro x_n . Similarmente à análise discutida anteriormente para laminação de placas, os coeficientes desconhecidos, w_1 , w_2 e x_n são determinados pela minimização da taxa de energia total.

O programa de computador SHPROL usa como dado de entrada (a) a geometria do rolo e da forma de entrada, (b) atrito, (c) tensão de escoamento e (d) velocidade dos rolos. SHPROL pode prever a taxa de dissipação de energia, o torque nos rolos, e, o mais importante, a quantidade de alongamento e espalhamento dentro da zona de deformação, na laminação de uma forma de aerofólio.

O segundo programa, chamado ROLPAS, usa gráficos interativos e é capaz de simular o fluxo de metal na laminação de formas relativamente simples, como redondos, placas, ovais e aerofólios (Figuras 14.3b e c). ROLPAS usa como dados de entrada:

- (a) A geometria da seção inicial
- (b) A geometria dos rolos, isto é a seção final
- (c) A tensão de escoamento do material sendo laminado e o fator de atrito.
- (d) A variação no alongamento e no espalhamento na direção da laminação, como calculado pelo SHPROL.

Para simular o processo de laminação, o ROLPASS divide a zona de deformação em um número de seções transversais paralela ao eixo dos rolos, como ilustrado nas Figuras 14.8 e 14.18. Então a simulação é conduzida começando com a primeira seção, que é a inicial. Os passos seguintes acontecem durante o trabalho com a j -ésima seção, isto é, qualquer seção na zona de deformação:

- 1 - Área da seção transversal. O material da seção transversal da primeira J -ésima seção é colocada como entrada na J -ésima seção do rolo (a primeira seção tem a área da forma de entrada). A variação no espalhamento ou alongamento, estimada previamente pelo SHPROL, permite calcular a área da seção J , na Figura 14.16, Devido ao alongamento, a área da J -ésima seção é menor do que aquela primeira seção considerada, estimada pelo cálculo do espalhamento feito pelo SHPROL.
- 2 - A análise de tensões e determinação de contornos para cada seção transversal. Do passo 1, a área da seção transversal em cada seção é conhecida. A fim de determinar o fluxo de metal durante a deformação de uma seção J para a próxima, a análise de tensão é realizada. Para este propósito o método das placas é usado numa forma numérica, como discutido anteriormente para laminação de tiras e placas. Como pode ser visto na Figura 14-17, a distribuição de tensões da primeira seção J permite a determinação do plano neutro(s). O fluxo de material fora do plano neutro, em cada deformação é somente na direção da espessura, ou direção z . A posição neutro na primeira seção J , e a área conhecida na seguinte seção J , permite a determinação da fronteira do material na seção J , como pode ser visto na Figura 14.16.
- 3 - Força de separação dos rolos e torque. No passo 2 a distribuição de tensões e o fluxo de metal são calculados numa seção na direção lateral (Figura 14.17). Portanto, o programa ROLPASS determina a geometria da zona de contato real entre o material e os rolos, uma vista plana a qual é mostrada na Figura 14.15.

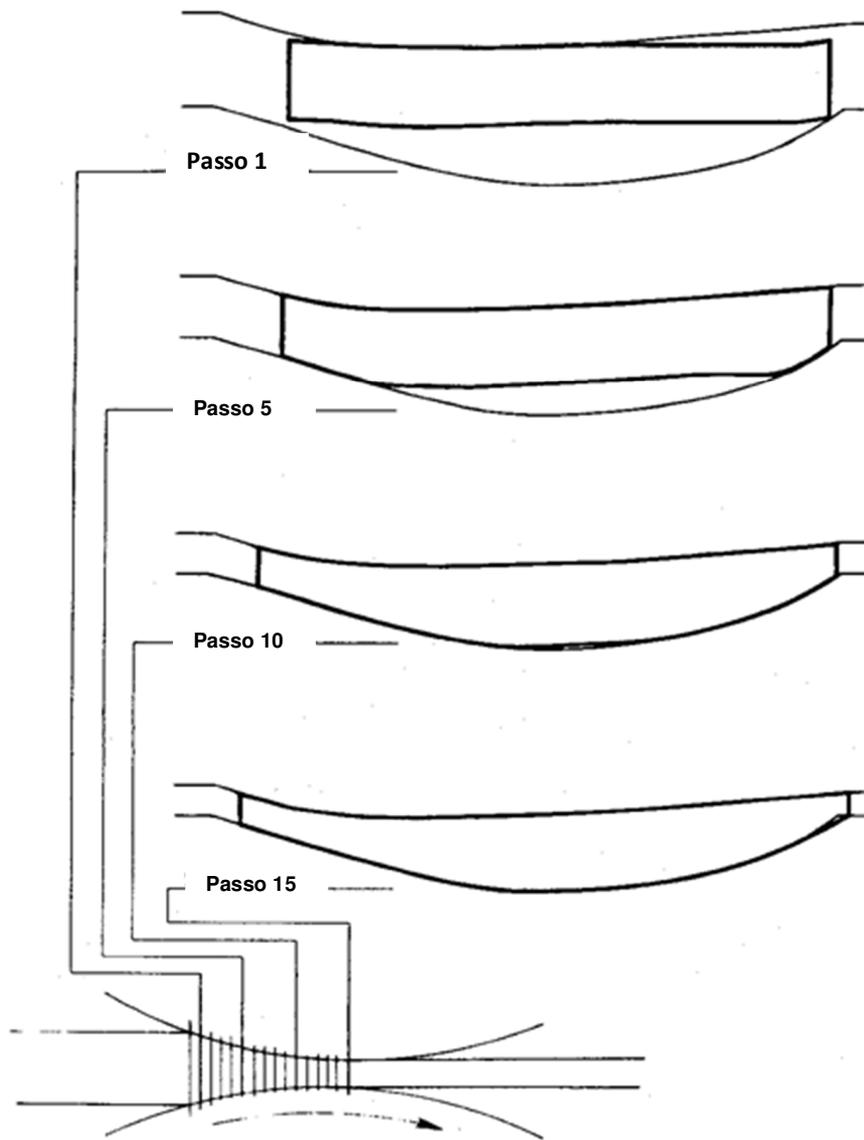


Figura 14.16 - Amostras de passos de simulação como mostrados pelo ROLPASS para uma forma de aerofólio de teste (laminação a frio de aço de uma barra retangular).

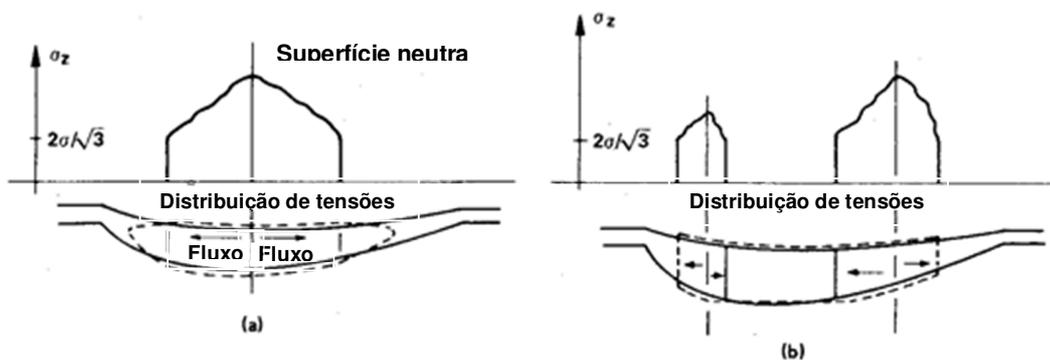


Figura 14.17 - Representação da distribuição de tensões e direção do fluxo de metal para uma zona de deformação simples e uma dupla: (a) zona de deformação simples, um plano neutro, (b) duas zonas de deformação, duas linhas neutras⁽¹⁴⁻¹⁷⁾.

Neste ponto, a distribuição de tensões é calculada ao longo das linhas de fluxo (Figura 14.15) na direção da laminação, como discutido anteriormente para laminação de placas. em cada ponto da malha, o menor valor de tensão σ_z (calculado na seção transversal na direção da transversal e sobre as linhas de fluxo na direção da laminação) é aceito com a tensão real. O resultado é uma superfície de tensões similar àquela mostrada na Figura 14-10 para laminação de placas. Como descrito para laminação de placas, a integração desta superfície de tensões e a consideração dos componentes de força agindo em cada nó da superfície dos rolos fornece a força de separação e o torque.

14.10 Projeto de rolos de passes para laminação de seções redondas com ajuda de computador

Vários métodos empregando computador para projeto de rolos de calibração para barras cilíndricas têm sido discutidos na literatura ^(14-33, 14-36 a 14-40). Um deste métodos é o método usado pelo programa chamado RPROD para estabelecer as seções e passes interagindo com um terminal gráfico ⁽¹⁴⁻³³⁾. O RPROD usa (a) uma “fórmula empírica para estimar a variação do espalhamento na “mordida” do rolos e (b) descreve parametricamente projetos de rolos alternativos para calibrar, como mostrado na Figura 14.18. Quando usando este programa, o projetista obtém um esquema “ótimo” de passes de rolos pela estimativa de um número de alternativas na qual projetos individuais de passes são selecionados de uma variedade de formas de calibradores comumente usados na laminação de barras (Figura 14.18).

O programa de computador RPROD consiste de quatro módulos, chamados STOCK, SCHEDULE, GROOVE, e METAL FLOW. O módulo de projeto STOCK permite a usuário projetar/especificar a seção transversal de entrada para o primeiro passe na seqüência. Uma seção transversal quadrada, retangular ou redonda pode ser definida. O módulo de projeto SCHEDULE permite ao usuário projetar uma seqüência de passes para fornecer as seguintes funções específicas:

- 1 - Adicionar um novo passe à seqüência, pela estimativa das alternativas de dimensões de seções de rolos partindo de dados de projeto fornecidos pelos cálculos de espalhamento/alongamento.
- 2 - Apagar dados de projeto de passes de uma seqüência a fim de investigar projetos de passes alternativos.
- 3 - Revisar ou fornecer cópias impressas de dados e projetos já existentes

O módulo de projeto SCHEDULE permite ao usuário projetar uma seqüência ótima pela investigação de várias alternativas e/ou combinações. Em princípio, qualquer uma das seções transversais de rolos mostrados na Figura 14.18 poderia ser usada para um dado passe na seqüência. Contudo, o RPROD tem recursos para checar dados de entrada e portanto prevenir a seleção de um projeto de seqüência ilógico ou inapropriado.

O módulo de projeto GROOVE pode ser usado para modificar as dimensões inicialmente sugeridas para a seção transversal dos rolos, conforme o desejo do usuário. Como no módulo SCHEDULE, recursos de checagem de dados de entrada asseguram que as dimensões da seção de rolos sejam consistentes com os rolos escolhidos e a seção da barra de entrada.

O módulo de projeto METAL FLOW fornece ao usuário detalhes sobre a simulação do fluxo de metal. Alguns detalhes incluem: (a) A área calculada da seção transversal de uma barra deformando na mordida do rolo. (b) tensões no material sendo deformado, (c) carga de separação dos rolos e (d) torque nos rolos.

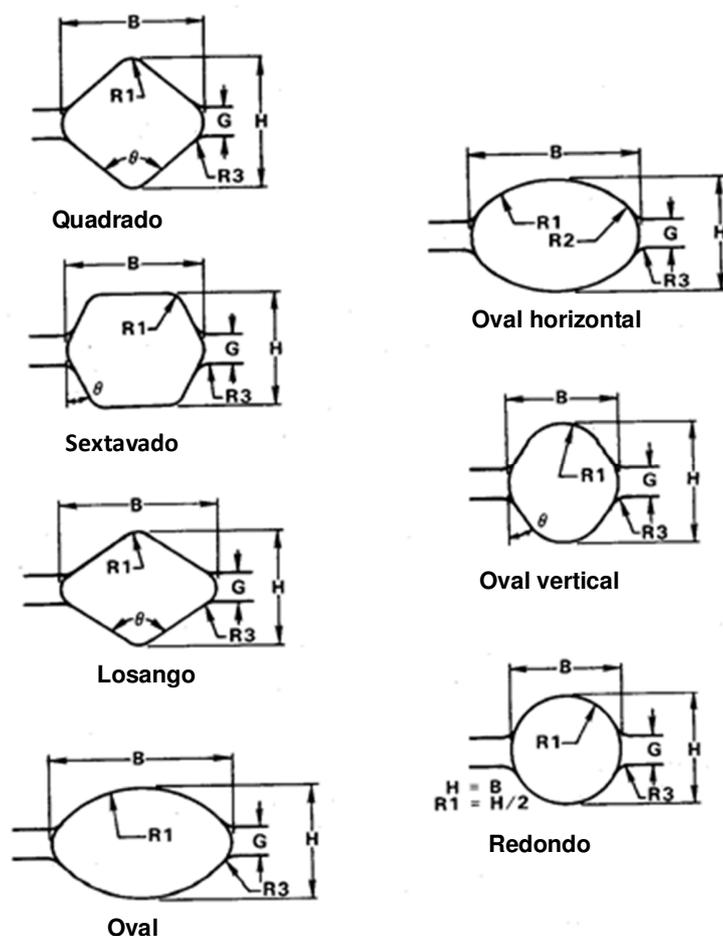


Figura 14.18 - Várias forma de sulcos (calibradores) considerados pelo programa RPROD ⁽¹⁴⁻³³⁾.

Tabela 14.1 - Resumo das informações para o esquema de passes para os experimentos de laboratório como simulado pelo programa RPDROD

Número de passes	Forma do sulco	Ângulo de rotação (Graus)	Área de saída (cm ²)	Velocidade de saída (m/min)	Redução de área (%)	Preenchimento de área (%)	Força nos rolos (tons)	Potência (HP)	Rotação do rolo (rpm)
0	quadrado	-	10.05	18.28	-	-	-	-	-
1	quadrado	45.0	8.99	16.94	10.6	93.2	5.3	1.3	30.0
2	quadrado	90.0	7.55	17.52	16.0	96.1	16.3	6.3	30.0
3	quadrado	90.0	6.72	17.52	11.0	95.7	8.7	2.5	30.0
4	oval	45.0	5.63	18.10	16.2	98.8	14.1	6.2	30.0
5	Redondo	90.0	5.03	17.70	10.6	99.3	5.9	1.9	30.0
6	oval	90.0	4.35	17.76	13.5	101.1	9.1	2.9	30.0
7	redondo	90.0	3.83	18.01	11.8	98.9	4.8	1.4	30.0

Para este propósito, o módulo usa o programa ROLPASS, discutido acima para laminação de formas tipo aerofólios. Como um exemplo, um esquema de passes, calculado pelo RPDROD, está mostrado na Tabela 14.1. As formas e sulcos correspondentes a algumas das formas dadas na Figura 14.18. Uma comparação destes resultados com os experimentos de laboratório indicaram que estas previsões foram razoavelmente exatas, e o RPDROD pode ser usado para projeto prático de rolos de passes em seções redondas ⁽¹⁴⁻³³⁾.

14.11 Projeto de passes para formas irregulares e estruturais auxiliado por computador

Recursos computacionais gráficos têm sido usado por muitas companhias para projetar e fabricar as formas dos sulcos para a laminação de seções estruturais ^(14-36, 14-40 a 14-43). Uma publicação recente sobre o assunto dá um excelente resumo dos usos práticos de computadores gráficos para o projeto de passes e de formas em laminação ⁽¹⁴⁻⁴³⁾. Neste caso, a seção transversal da forma a ser laminada é descrita, de forma geral, como um polígono. Cada canto ou filete de um polígono é identificado com uma coordenada x e y e o valor do raio correspondente (Figura 14.19). Portanto, qualquer seção pode ser representada por uma seqüência de linhas e círculos. Este método de descrever uma seção laminada é muito geral e pode definir um grande número de seções com um programa simples. Linhas e círculos que são irrelevantes num caso específico podem ser igualadas a zero. Desta forma, uma seção simples, com um pequeno número de cantos e filetes, pode ser obtida. Por exemplo, na laminação de uma seção com um ângulo simétrico mostrada na Figura 14.11, várias seções intermediárias são requeridas. Tais seções intermediárias estão parametricamente representadas na Figura 14-20. Nesta Figura todas as variáveis geométricas podem ser modificadas para mudar a área da seção transversal e/ou a quantidade de redução por passe. Estas variáveis, que são completamente descritas nesta seção são:

- SELA= comprimento (de uma perna) na linha de centro
- BETRAG = ângulo do canto superior
- RK = Raio do canto superior
- AL = comprimento da porção reta no topo
- RD = raio da perna no topo
- PRST = Projeção do ângulo da aba
- RRU = Raio da ponta inferior da perna
- RH = Raio no canto inferior

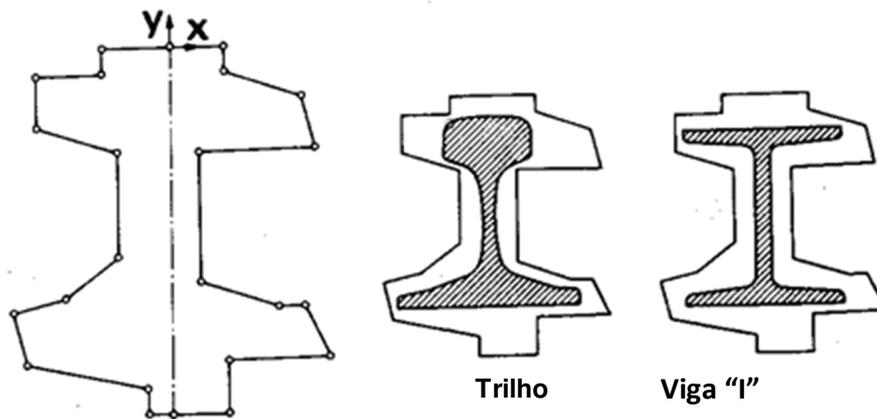


Figura 14.19 - Representação da seção a ser laminada na forma de polígons ⁽¹⁴⁻⁴³⁾.

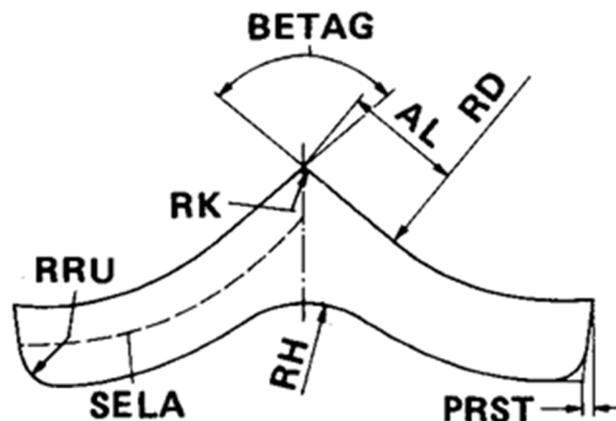


Figura 14.20 - Representação paramétrica de uma forma intermediária para uma seção em ângulo simétrica ⁽¹⁴⁻⁴³⁾.

No estabelecimento da geometria final sa seção, o projetista associa os valores desejados às variáveis listadas acima e, adicionalmente entra com a área da seção transversal desejada e o grau de preenchimento, isto é, a razão

entre área de seção a ser laminada e a área do suco no rolo. Sendo assim, há somente uma variável geométrica que é calculada pelo programa de computador, e esta é a espessura da perna. No exemplo mostrado na Figura 14.21, onde todas as dimensões estão em milímetros, a espessura da perna é calculada como sendo 18.2 mm. O projetista compara esta geometria de seção, dada na Figura 14.21, com a geometria do sulco do próximo passe que foi gerada de uma forma similar. Assume-se que a seção mostrada na Figura 14.21 parece ser muito longa, isto é, SELA é 67.5 mm, deveria ser reduzida para 65 mm sem modificar as outras variáveis. O programa interativo é novamente rodado sem o novo valor de SELA. A seção modificada, mostrada na Figura 14.22, é ligeiramente mais espessa do que a original a fim de manter a mesma área.

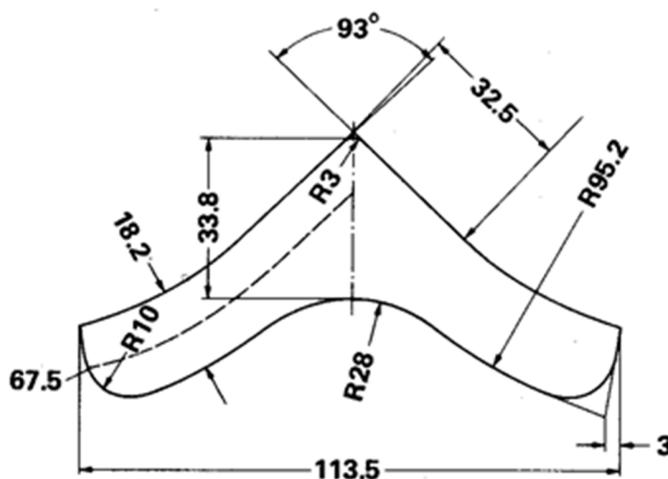


Figura 14.21 - Projeto alternativo de um passe intermediário, obtido por associação de valores aos parâmetros da Figura 14.20 (área transversal de 2522 mm², preenchimento 100%)⁽¹⁴⁻⁴³⁾.

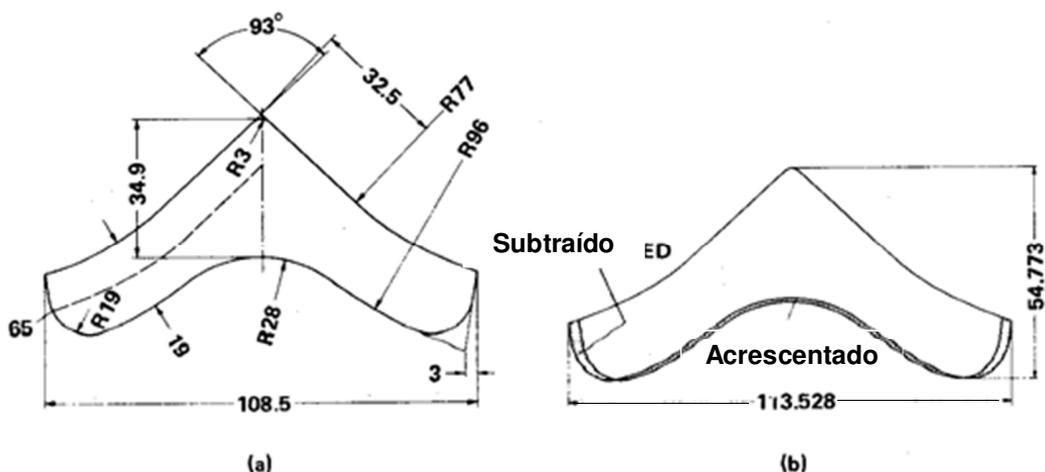


Figura 14.22 - Projeto modificado de um passe intermediário de uma seção em ângulo, mostrada na Figura 14.21: (a) novas dimensões, (b) áreas adicionadas e subtraídas (área transversal 2523 mm², preenchimento 100%)⁽¹⁴⁻⁴³⁾.

Este programa gráfico interativo não envolve qualquer análise de fluxo de metal ou tensão. No entanto, ele é extremamente útil para o projetista no que se refere a (a) modificar seções geométricas rapidamente e exatamente, (b) calcular áreas de seções transversais e (c) catalogar todas as informações geométricas sistematicamente. O programa também prepara automaticamente (a) desenhos técnicos de todas as seções e dos gabaritos para controle de qualidade e (b) gera informações geométricas para programas CN para fabricação de gabaritos ou de eletrodos para eletro-erosão de ferramentas a serem usadas no corte dos rolos⁽¹⁴⁻⁴³⁾.

REFERÊNCIAS

- 14-1. Dieter, G. E., "Mechanical Metallurgy", McGraw-Hill Book Company, Inc., New York, 1961, Chapter 19, p 488.
- 14-2. Thomsen, E. G., Yang, C. T., and Kobayashi, S., "Mechanics of Plastic Deformation in Metal Processing", The Macmillan Company, New York, 1965, Chapter 18, p 373.
- 14-3. Geleji, A., "Forge Equipment, Rolling Mills and Accessories", Akademiai Kiado, Budapest, 1967.
- 14-4. Rowe, G. W., "Principles of Industrial Metalworking Processes", Edward Arnold, Ltd., London, 1968, Chapter 9, p 208.
- 14-5. Larke, E. C., "The Rolling of Strip, Sheet and Plate", Chapman and Hall, Ltd., London, 1957.
- 14-6. Orowan, E., "The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling", Proc. Inst. Mech. Engr., Vol 150, 1943, p 140.
- 14-7. Hockett, J. T., "Calculation of Rolling Forces Using the Orowan Theory", Trans. ASM, Vol 52, 1960, p 675.
- 14-8. Alexander, J. M., "On the Theory of Rolling", Proc. Royal Society London, Series A, Vol 326, 1972, p 535.
- 14-9. Lahoti, G. D., Shah, S. N., and Altan, T., "Computer Aided Analysis of the Deformations and Temperatures in Strip Rolling", Trans. ASME, J. Engr. for Industry, Vol 100, May 1978, p 159.
- 14-10. Avitzur, B., "An Upper-Bound Approach to Cold Strip Rolling", Trans. ASME, J. Engr. for Industry, Feb 1964, p 31.
- 14-11. Sims, R. B., "The Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling Mills", Proc. Inst. Mech. Engr., Vol 168, 1954, p 191.
- 14-12. Ford, H., and Alexander, J. M., "Simplified Hot-Rolling Calculations", J. Inst. Metals, Vol 92, 1963-64, p 397.
- 14-13. McPherson, D. J., "Contributions to the Theory and Practice of Cold Rolling", Metallurgical Trans., Vol 5, Dec 1974, p 2479.
- 14-14. Altan, T., and Fiorentino, R. J., "Prediction of Loads and Stresses in Closed-Die Forging", Trans. ASME, J. Engr. for Industry, May 1971, p 477.
- 14-15. Akgerman, N., and Altan, T., "Application of CAD/CAM in Forging Turbine and Compressor Blades", Trans. ASME, J. Engr. Power, Vol 98, Series A, No. 2, April 1976, p 290.
- 14-16. Lahoti, G. D., *et al*, "Computer Aided Analysis of Metal Flow and Stresses in Plate Rolling", J. Mech. Work. Tech., Vol 4, 1980, p 105.
- 14-17. Akgerman, N., Lahoti, G. D., and Altan T., "Computer Aided Roll Pass Design in Rolling of Airfoil Shapes", J. Applied Metalworking, Vol 1, 1980, p 30.
- 14-18. Hitchcock, J. H., "Roll Neck Bearings", Report to ASME Research Committee, 1935, cited in "The Rolling of Metals", by L. R. Underwood, Vol I, pp 15-14, John Wiley and Sons, Inc., New York, 1950.
- 14-19. Ekelund, S., in H. Neumann, "Roll Pass Design" (in German), VEB Deutscher Verlag, Leibzig, 1963, p 48.
- 14-20. Wusatowski, Z., "Hot Rolling: A Study of Draught, Spread and Elongation", Iron and Steel, London, Vol 28, 1955, p 69.
- 14-21. Sparling, L. G. M., "Formula for Spread in Hot Rolling", Proc. Inst. Mech. Engr., 175 (1961), p 604.
- 14-22. Oh, S. I., and Kobayashi, S., "An Approximate Method for Three-Dimensional Analysis of Rolling", Int. J. Mech. Sci., Vol 17, 1975, p 293.
- 14-23. Kummerling, R., and Lipmann, H., "On Spread on Rolling", Mech. Research Communications, Vol 2, 1975, p 113.
- 14-24. Neumann, H., "Design of Rolls in Shape Rolling" (in German), VEB Deutscher Verlag, Leibzig, 1969.
- 14-25. Hill, R., "A General Method of Analysis for Metalworking Processes", Inst. J. Mech. Sci., Vol 14, 1974, p 521.
- 14-26. Beynon, R. E., "Roll Design and Mill Layout", Association of Iron and Steel Engineers, Pittsburgh, 1956.
- 14-27. Schutza, A., "Comparison of Roll Pass Designs Used for Rolling Angle Sections" (in German), Stahl und Eisen, Vol 90, 1970, p 796.
- 14-28. British Steel Corporation, "Roll Pass Design", Sheffield, England, 1979.
- 14-29. Trinks, W., Roll-Pass Design, Vol I and II, The Penton Publishing Company, 1941.
- 14-30. Wusatowski, Z., "Fundamentals of Rolling", Pergamon Press, New York, 1969.
- 14-31. Hoff, E. H., and Dahl, T., Rolling and Roll-Shape Design (in German), Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1956.
- 14-32. El-Nikhaily, A. E. G., "Metal Flow Models for Shape Rolling" (in German), Doctoral Dissertation, Technical University of Aachen, 1979.
- 14-33. Kennedy, K. F., Lahoti, G. D., and Altan, T., "Computer Aided Analysis of Metal Flow, Stresses and Roll Pass Design in Rolling of Rods", paper submitted to AISE Journal, Sept 1982.
- 14-34. Bollmann, K., and Kuchenbuch, G., "Development of Methods for Manufacturing of Wide and Parallel-Flanged V-beams" (in German), Stahl und Eisen, Vol 80, 1960, p 1501.
- 14-35. Kruger, C. M., "Characteristics for the Theory and Practice of Roll Pass Design" (in German), Stahl und Eisen, Vol 81, 1961, p 858.
- 14-36. Raghupathi, P. S., and Altan, T., "Roll Pass Design in Shape Rolling", unpublished review of German literature, 1980, Battelle-Columbs Laboratories, Columbus, OH.
- 14-37. Neumann, H., and Schulze, R., "Programmed Roll Pass Design for Blocks" (in German), Neue Hütte, Vol 19, 1974, p 460.

- 14-38. Gedin, H., "Programmed Roll Pass Design for Quality Steels" (in German), *Der Kalibreur*, Vol 11, 1969, p 41.
- 14-39. Suppo, U., Izzo, A., and Diana, P., "Electronic Computer Used in Roll Design Work for Rounds", *Der Kalibreur*, Vol 19, Sept 1973, p 3.
- 14-40. Private Communication with A. G. Schloeman-Siemag, Düsseldorf, W. Germany, Sept 1979.
- 14-41. Spyra, J., and Ludyga, J., "Mechanization of Roll Engineering Calculations Using Modern Electronic Computers", *Der Kalibreur*, Vol 28, 1978, p 3.
- 14-42. Metzdorf, J., "Computer Aided Roll Pass Design-Possibilities of Application" (in German and French), *Der Kalibreur*, No. 34, 1981, p 29.
- 14-43. Schmeling, F., "Computer Aided Roll Pass Design and Roll Manufacturing" (in German), *Stahl und Eisen*, Vol 102, 1982, p 771.

CAPÍTULO 15

TREFILAÇÃO DE BARRAS, TUBOS, ARAMES, PERFIS E TUBOS

Trefilação é um das mais antigas operações de conformação e tem uma grande aplicação industrial. Este processo permite excelente acabamento superficial e tolerâncias dimensionais muito fechadas podem ser obtidas em produtos longos com seções transversais constantes. Em trefilação, um produto previamente laminado, extrudado ou fabricado com uma seção transversal sólida ou oca é puxada através de uma matriz (fieira) a uma velocidade relativamente alta^(15-1, 15-2). Na trefilação arame de aço ou alumínio, por exemplo, velocidades de saída de milhares de metros por minuto podem ser comuns. A geometria da matriz determina as dimensões finais, a área da seção transversal do produto trefilado. Trefilação é normalmente realizada à temperatura ambiente usando um número de passes ou reduções através de fieiras consecutivas. Algumas vezes, recozimento pode ser necessário após um certo número de passes de trefilação antes da continuação da operação. A deformação é conseguida pela combinação de tensões de tração e compressão que são criadas pela força de puxamento na saída da fieira, e pelo esforço contrário provocado pela força de puxamento da fieira anterior e pela configuração da mesma. Os princípios de trefilação de seções sólidas e ocas foram ilustrados no Capítulo 2 (Figura 2.29, 2.31 e 2.32).

Na trefilação de arames ou de barras (Figura 2.39), a seção é normalmente redonda mas pode também se uma forma diferente. A Figura 15.1 ilustra uns poucos exemplos de trefilação de formas⁽¹⁵⁻²⁾. Na trefilação a frio, o contorno básico do perfil inicial é conseguido por passes de laminação a frio que usualmente são precedidos por recozimento. Após a laminação, a forma da seção é refinada e reduzida para tolerâncias fechadas por trefilação à frio, como mostrado na Figura 15.2⁽¹⁵⁻³⁾. Novamente aqui, um número de recozimentos pode ser necessário para eliminar os efeitos do encruamento, isto é, para reduzir a tensão de escoamento e aumentar a tenacidade.

Na trefilação de tubos sem um mandril, o tubo é inicialmente apontado para facilitar a alimentação através da fieira, ele é então reduzido no diâmetro externo enquanto as paredes são engrossadas e o comprimento aumentado (Figura 2.32).

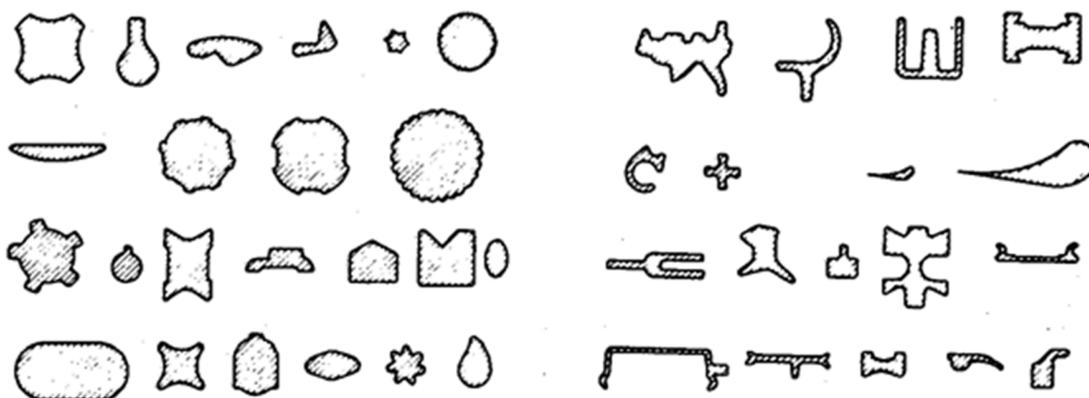


Figura 15.1 - Exemplo de perfis de aço trefilados à frio (esquerda) partindo-se de uma seção redonda ou quadrada e (direita) de perfis a partir de seções pré-laminadas⁽¹⁵⁻²⁾.

As magnitudes de aumento de espessura e de comprimento dependem da tensão de escoamento do produto, da geometria da matriz e do atrito na interface.

Trefilação com uma espiga (Figura 15.3) é largamente conhecida e usada para a trefilação de tubos retos com diâmetros médio a grande. A espiga, quando empurrado para a zona de deformação, é puxado para frente pela força de atrito criada pelo movimento de deformação do tubo. Desta forma, é necessário manter a espiga na posição correta com uma barra. Na trefilação de tubos longos com pequeno diâmetro, a barra pode ser esticada e mesmo se romper. Nestes casos, é vantajoso usar uma espiga flutuante (Figura 15.4). Este processo pode ser usado para trefilar qualquer comprimento de tubo enrolando o tubo trefilado, na forma de bobina, a uma velocidade tão alta quanto 610 m/min. Na trefilação com mandril em movimento, este se move com velocidades iguais às que o tubo sai da matriz (Figura 2.31). Este processo é largamente usado para afinar as paredes de copos ou cascas tefilados, por exemplo, na produção de latas para doces ou cartuchos de artilharia.

15.1 Trefilação de arames e barras

Trefilação de arames e de barras são similares em princípio. Normalmente ambos são processos de conformação à frio que produzem excelente acabamento superficial a tolerâncias dimensionais fechadas. Ambos se iniciam com barras laminadas à

quente. Este material é primeiro limpo de sujeiras, carepas ou impurezas aderidas à superfície; é então lubrificado por recobrimento com cal. Este cal como veículo lubrificante e neutraliza qualquer ácido remanescente da decapagem⁽¹⁵⁻¹⁾. Barras que não podem ser enroladas em bobinas são trefiladas em bancadas, em velocidades da ordem de 152 m/min. Arames podem ser bobinados, e portanto, podem ser trefilados por sucessivas fieiras e enrolados em carretéis entre os passes.

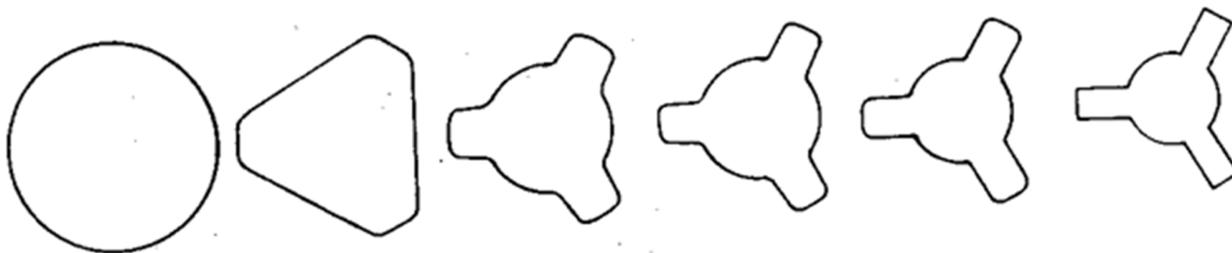


Figura 15.2 - Perfis laminados (de redonda para triangular) e trefilados à frio, requerendo vários passos e recozimentos⁽¹⁵⁻³⁾.

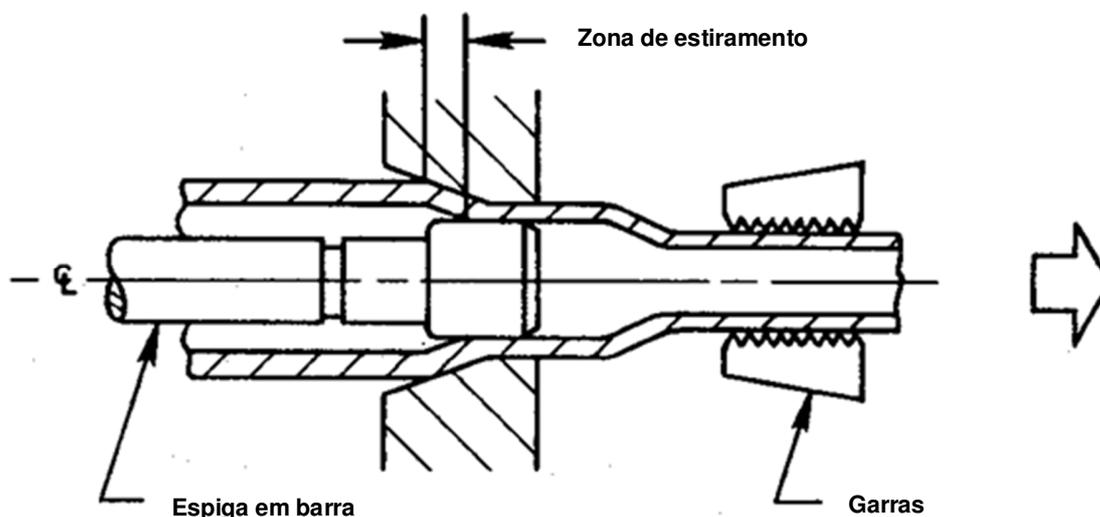


Figura 15.3 - Ilustração de trefilação com uma espiga fixa

A redução por passe varia entre 10 e 50% na seção transversal. As reduções maiores são usadas para grandes diâmetros e nos passes iniciais de uma operação com múltiplos passes. As reduções menores são empregadas em arames de pequenos diâmetros ou nos últimos passes de uma operação de múltiplos passes. Nos último caso, a redução menor permite um aumento na vida da fieira. Em intervalos regulares de tempo as fieiras são rotacionadas para garantir um desgaste uniforme e uma seção circular na saída. O desgaste da fieira na trefilação de arames é particularmente importante no último passe, porque este ajuda a dar o tamanho no arame. A velocidade de trefilação varia de umas poucas centenas de metros por minuto em barras para 3000 m/min ou mais para arames.

Para aumentar a vida das fieiras, estas são normalmente fabricadas em carbetto ou diamante, especialmente na trefilação de arames de pequeno diâmetro em altas velocidades. A geometria da fieira é basicamente cônica com uma forma de sino na entrada para promover a lubrificação da matriz. Metade do ângulo da matriz varia entre 2 e 10°.

Em trefilação, a lubrificação pode ser seca ou úmida. Na úmida, o arame é imerso em um líquido lubrificante (óleo ou emulsão de sabão com aditivos) ou é alimentado na matriz pela passagem por uma câmara com lubrificante. Na lubrificação seca, um lubrificante do tipo sabão, em flocos ou pó, é colocado numa caixa em frente da fieira. O arame passa através da caixa e carrega as partículas de sabão sólido para a zona de deformação⁽¹⁵⁻²⁾.

Como discutido no Capítulo 7, uma considerável quantidade de calor é gerado durante a trefilação. A maioria do calor é devido ao atrito na interface matriz material. Especialmente na trefilação de arames de pequeno diâmetro, onde a razão superfície-volume é relativamente grande e a velocidade de trefilação é relativamente alta, a temperatura aumenta consideravelmente devido à fricção.

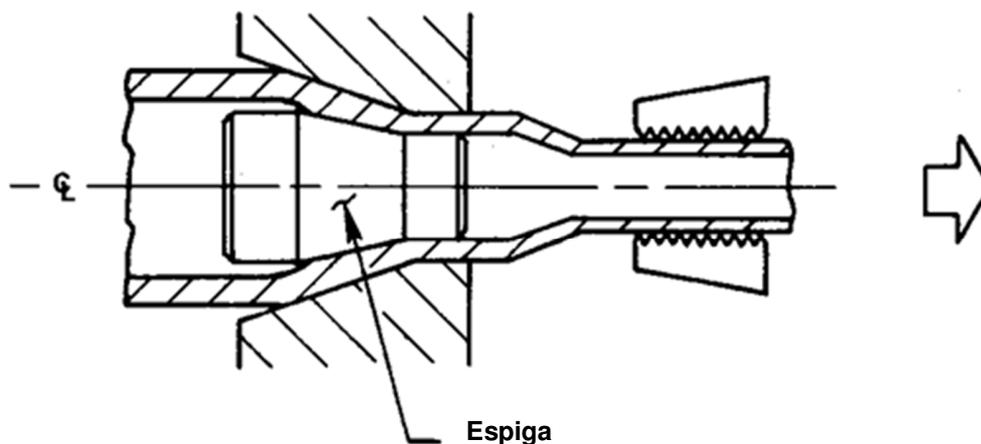


Figura 15.4 - Ilustração de trefilação com um espiga flutuante

Como resultado o arame saindo da matriz tem um alto gradiente de temperatura, como discutido no Capítulo 7. (Figuras 7.2, 7.5 e 7.6). As implicações da temperatura desenvolvida na trefilação podem ser resumidas como segue:

- Na trefilação de alta velocidade, a espessura do filme de lubrificante diminui significativamente com o aumento da temperatura e pressão. portanto, com o aumento da velocidade de trefilação, o modo de lubrificação muda de inicialmente hidrodinâmico para lubrificação de contorno. Com o aumento da velocidade, as condições de lubrificação se deterioram e a máxima velocidade capaz de produzir superfícies sem defeitos é atingida.
- Temperaturas mais altas em trefilação estão na interface, e a máxima temperatura ocorre na saída, onde se dá o máximo desgaste na fireira.
- Refrigeração da matriz é essencial para melhorar as condições de lubrificação. Contudo, refrigeração através de um filme de lubrificante ou através de refrigeração externa do bloco da matriz não é muito eficiente. A melhor maneira é refrigerar a superfície do arame entre as reduções. Em múltiplas reduções, é preferível refrigerar o arame mais efetivamente nas últimas reduções

15.2 Energia e tensão na trefilação de barras e arames

Estimativas de tensão aplicada nas seções trefiladas na saída é significativa do ponto de vista prático. Se a magnitude desta tensão excede a tensão de proporcionalidade do material sendo trefilado, então o arame trefilado ou a barra se rompe ou cria uma “pescoço”, resultando em um produto rejeitado. Adicionalmente, a força de trefilação deve ser conhecida para um projeto otimizado de trefilação. Para estimativa de tensão de trefilação é útil considerar os vários componentes que consomem energia neste processo. Como em todo processo de deformação, a energia total usada na trefilação é a soma da energia requerida para deformação homogênea, cisalhamento interno atrito na fireira. Entre os vários métodos disponíveis para estimativa da força e tensão, os métodos do limite superior e das placas tem sido os mais fáceis de se aplicar. Aplicações do método do limite superior para trefilação tem sido extensivamente discutido por Avitzur⁽¹⁵⁻⁴⁾. O método das placas será considerado em termos de volume total de material trefilado^(15-2, 15-5); ou seja, para um produto com área de seção transversal “A” trefilado para um comprimento “L”, a energia requerida é uma função do volume $V = A.L$.

15.2.1 Energia para deformação homogênea

Com referência à Figura 15.5, a energia de deformação homogênea, E_{dh} , pode ser expressa como:

$$E_{dh} = V \bar{\sigma}_a \ln(A_0/A_1) \quad (15.1)$$

onde V é o volume de material trefilado; $\bar{\sigma}_a$ é a tensão de escoamento, assumida como sendo uma média dentro da zona de deformação, e A_0 e A_1 são as áreas de seção transversal na entrada e na saída da matriz, respectivamente.

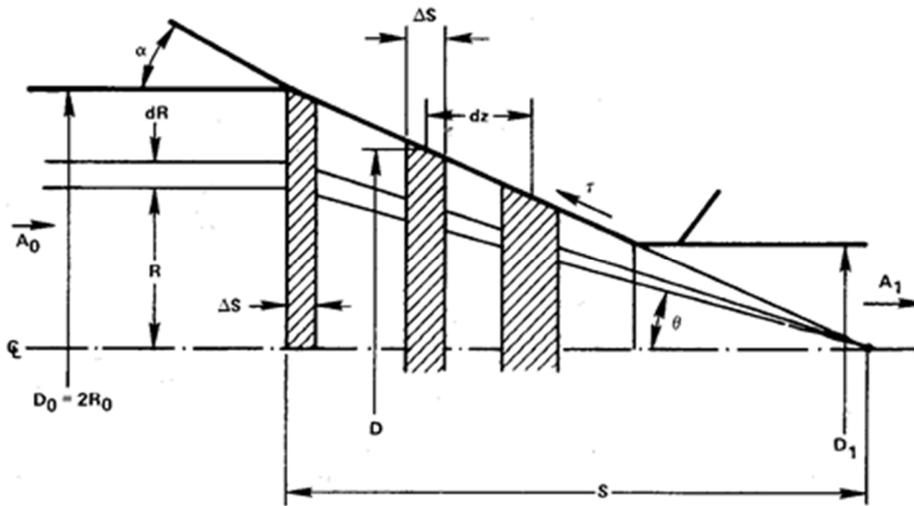


Figura 15.5 - Ilustração esquemática de elementos de volume usados para estimar a energia necessária para o cisalhamento interno e atrito nas interfaces.

Durante a deformação na temperatura ambiente, o material endurece por encruamento, contudo, os valores de $\bar{\sigma}$ são diferentes na entrada e na saída. Numa primeira aproximação de valores, $\bar{\sigma}_a$ pode ser obtido de:

$$\bar{\sigma}_a = (\bar{\sigma}_0 + \bar{\sigma}_1)/2 \tag{15.2}$$

onde $\bar{\sigma}_0$ e $\bar{\sigma}_1$ são as tensões de escoamento na entrada e na saída, respectivamente. Um valor mais realístico para $\bar{\sigma}_a$ pode ser obtido por integração, como discutido no Capítulo 15 (Equações 15.2 até 15.5) para extrusão à frio.

15.2.2 Energia de atrito

Estimativas da energia de atrito são baseadas em (a) a área da superfície de contato entre o material e a matriz, (b) tensão de escoamento e (c) fator de atrito⁽¹⁵⁻²⁾. Na Figura 15.5 um elemento de volume na zona de deformação é considerado. Este elemento tem um diâmetro D , espessura ΔS e superfície de atrito $\pi D \Delta S / \cos \alpha$. Para um deslocamento dz , na direção da trefilação, a energia atrito infinitesimal para este elemento é:

$$dE_f = (\tau_f \pi D \Delta S dz) / (\cos \alpha)^2 \tag{15.3}$$

Da geometria da Figura 15.5, pode-se ver que $dA =$ superfície sobre a qual o deslizamento ocorre $= \pi D dz \tan \alpha$, e que $\Delta S =$ volume do elemento/área da seção transversal $= \Delta V/A$. Com estas substituições, a Equação 15.3 dá:

$$dE_f = \tau_f \frac{\Delta V}{A} dA \frac{1}{\cos \alpha \sin \alpha} \tag{15.4}$$

Após a integração entre a entrada e a saída:

$$E_f = V \tau_f \ln \left(\frac{A_0}{A_1} \right) \frac{1}{\cos \alpha \sin \alpha} \tag{15.5}$$

onde $\tau_f = m \bar{\sigma}_a / \sqrt{3}$, é a tensão de cisalhamento ao atrito. Para pequenos ângulos de matriz α que ocorrem nas matrizes de trefilação, a Equação 15.5 pode ser mais simplificada usando a relação $\cos \alpha = 1$ a $\sin \alpha = \alpha$.

15.2.3 Energia de deformação por cisalhamento

A energia de deformação ao cisalhamento pode ser estimada exatamente da mesma forma pela qual foi feito para a extrusão no Capítulo 12 (Equações de 13.14 a 13.21). Outro método mais simples de estimar a energia de deformação ao cisalhamento será usado aqui (15-2).

A energia de cisalhamento é estimada nos planos de entrada e de saída da zona de deformação. Neste planos, o fluxo de metal muda de direção de acordo com o ângulo θ como indicado na Figura 15.5. A energia de cisalhamento para um elemento de volume dV no plano de entrada é:

$$dE_{s0} = \tan \theta dV \tau_0 \tag{15.6}$$

onde τ_0 = máxima tensão de cisalhamento na entrada = $\bar{\sigma}_0 / \sqrt{3}$, e dV = elemento de volume sujeito a cisalhamento = $2\pi R dR \Delta S$.

Na trefilação de arame, os ângulos α e θ são pequenos, menos de 15°. Portanto, é justificável considerar a seguinte aproximação: $\tan \theta = \theta = R/S$ (R e S são dados na Figura 15.5), e $\tan \alpha = \alpha = R_0/S = D_0/2S$. Desta forma, a Equação 15.6 pode ser transformada em:

$$\Delta E_{s0} = \int_0^{R_0} \tau_0 R 2\pi R \Delta S dR / S \tag{15.7a}$$

$$= 2\pi \Delta S \tau_0 R_0^3 / (3S) \tag{15.7b}$$

$$= 2\Delta V \alpha \tau_0 / 3 \tag{15.7c}$$

com $\alpha = R_0/S$, e ΔV = volume do elemento distorcido na entrada = $\pi R_0^2 \Delta S$. Para um elemento de volume ΔV , a energia de cisalhamento na saída pode ser obtida através de uma equação similar à equação (15.7c):

$$\Delta E_{s1} = 2\Delta V \alpha \tau_1 / 3 \tag{15.8}$$

onde τ_1 é o máximo valor de tensão de cisalhamento na saída, $\tau_1 = \bar{\sigma}_1 / \sqrt{3}$.

A energia total de cisalhamento para um volume de material trefilado V será então obtida pela multiplicação de V pela soma das energias na entrada e na saída por elemento de volume, isto é, das equações (15.7c) e (15.8):

$$E_s = \frac{2}{3} \Delta V \alpha (\tau_0 + \tau_1) \frac{V}{\Delta V} \tag{15.9a}$$

$$= \frac{2}{3} V \alpha (\tau_0 + \tau_1) \tag{15.9b}$$

Se um valor médio de $\bar{\sigma}_a$ é usado para ambos, tensão de cisalhamento (na entrada e saída) então:

$$E_s = \frac{2}{3} V \alpha \left(\frac{2\bar{\sigma}_a}{\sqrt{3}} \right) \tag{15.10}$$

15.2.4 Energia total de trefilação

A tensão total de trefilação é obtida pela divisão a soma de energia consumida durante o processo pelo volume de material trefilado, isto é:

$$\sigma_D = (E_{dh} + E_f + E_s) / V \tag{15.11}$$

As energias E_{dh} , E_f e E_s são dadas pelas equações (15.1), (15.5) e (15.9b) (ou 15.10), respectivamente. Como discutido antes, os valores de tensão de escoamento aumentam da entrada na direção da saída dentro da zona de deformação. Como resultado deste fato estimativas do valor médio da tensão de escoamento e os valores de tensão máxima de cisalhamento τ_0 e τ_1 (na entrada e na saída) influenciarão a exatidão dos resultados. O valor do fator de atrito ao cisalhamento, m , é também difícil de estimar. Valores realísticos de m na trefilação de arames tem sido encontrados na faixa de 0.02 a 0.06.

15.3 Ângulo ótimo da fieira

O ângulo ótimo de cisalhamento é freqüentemente definido como o ângulo no qual se obtém a mínima tensão de trefilação. A tensão de trefilação (Equação 15.11) contém componentes de energia usada para atrito, deformação homogênea, e tensão interna ou trabalho redundante. A energia devido à deformação homogênea (Equação 15.1) é independente do ângulo da fieira. Para uma dado fator de atrito, a energia de atrito (Equação 15.5) diminui com o aumento de meio ângulo da fieira α . A energia de cisalhamento (Equação 15.10) aumenta com o aumento do ângulo da fieira. Estes relacionamentos estão ilustrados qualitativamente na Figura 15.6. A energia total de trefilação está num valor mínimo para um certo valor de metade do ângulo da fieira α , o então chamado ângulo ótimo. O ângulo ótimo aumenta com o aumento na redução e na atrito. O efeito da redução

no ângulo ótimo está ilustrado na Figura 15.7, onde a taxa de tensão de trefilação para a tensão média de escoamento é dada, como função do ângulo da fieira, para várias taxas de redução. Os dados fornecidos nesta figura foram obtidos de experimentos reais de trefilação conduzidos em arames de cobre ^(15-6, 15-7).

15.4 Efeitos da tensão residual

Em caso prático de trefilação em múltiplos passes existe sempre uma certa tensão no arame entre dois passes. Desta forma, o estado de tensão na zona de deformação muda. A tensão de trefilação na saída da fieira se torna maior - aproximadamente a quantidade de tensão residual que está presente no lado de entrada. A tensão radial agindo na superfície da fieira, contudo, é reduzida. Como resultado, a deformação elástica da fieira, a perda de energia devido ao atrito e o aumento de temperatura devido ao atrito são também reduzidos. Portanto, o tempo de vida da fieira deve aumentar e melhorar a tolerância obtidas da trefilação de arames ou barras.

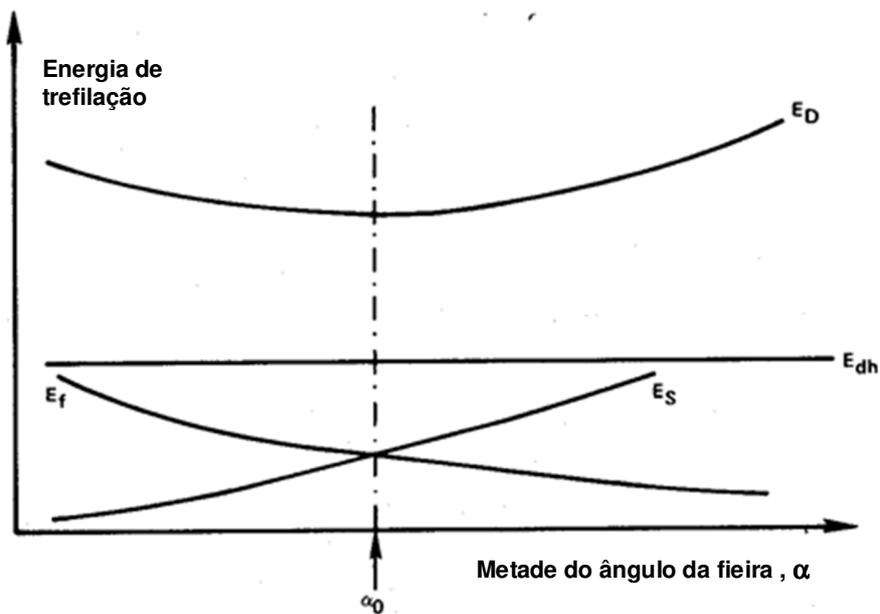


Figura 15.6 - Variação qualitativa de componentes de energia em trefilação de acordo com a metade do ângulo da fieira α (E_D é a energia total de trefilação; E_{dh} , E_s , e E_f são respectivamente para deformação homogênea, cisalhamento e atrito; α_0 é o meio ângulo ótimo da fieira).

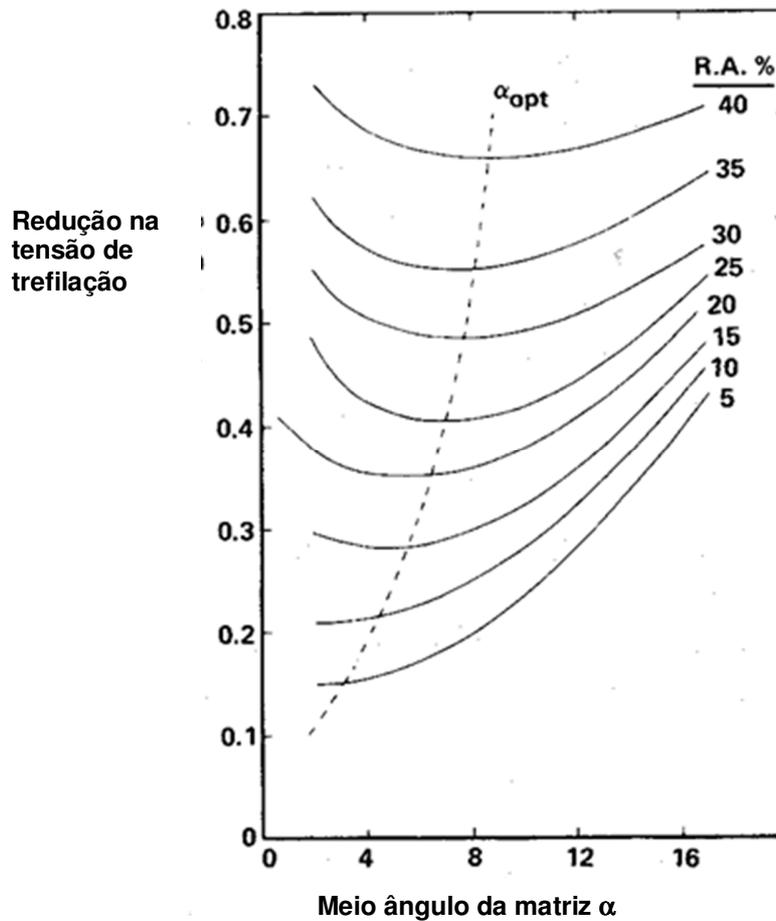


Figura 15.7 - Variação do ângulo ótimo da fiação α_{opt} , com a porcentagem de redução de área (os dados são de experimentos de trefilação em cobre de alta condutividade) ^(15-6, 15-7).

15.5 Tensão em trefilação de tubos

Uma ilustração esquemática da trefilação de tubos está dada na Figura 2.32 para trefilação sem um mandril, na Figura 15.3 para trefilação com uma espiga fixa, na Figura 15.4 para trefilação com uma espiga flutuante e na Figura 2.31 para calibração. Na maioria das operações de trefilação com espiga, há uma zona “de penetração” (ou trefilação solta) que precede a real trefilação e a zona de calibração, como mostrado na Figura 15.8.

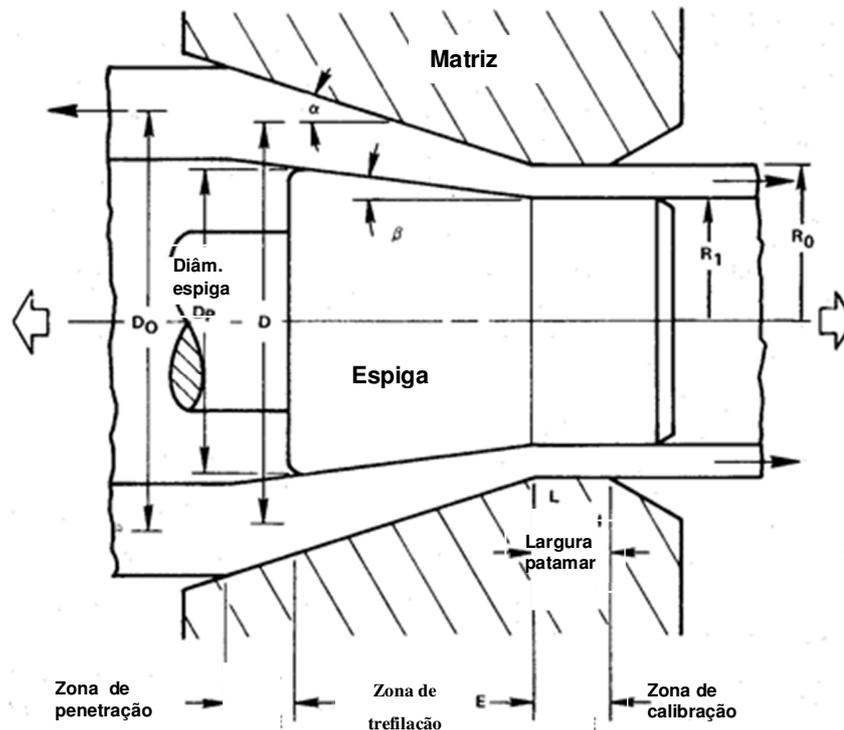


Figura 15.8 - Ilustração esquemática de uma operação de trefilação com espiga

15.6 Tensão no estiramento de tubos (sem espiga)

Dentro da zona “de penetração”, há um certo aumento de espessura da parede do tubo. A maioria da deformação, contudo, é devido ao “encurvamento” na entrada e na saída da fieira. Usando os símbolos dados na Figura 15.9, a tensão de trefilação σ_{x1} na saída da zona de penetração é dada por (15-8, 15-9):

$$\sigma_{x1} = D_2 \bar{\sigma}^* + D_1 \sigma_{x0} \tag{15.12}$$

onde σ_{x0} é a tensão de recuo na entrada da zona de penetração; $\bar{\sigma}^* = 2\bar{\sigma}_a / \sqrt{3}$, devido às condições de deformação plana; $D_1 = (r_0/r_1)^{B_1}$; r_0 e r_1 são os raios médios do tubo na entrada e na saída da zona de penetração, respectivamente; $B_1 = \mu \tan \alpha$, μ é o coeficiente de atrito, para tensão de cisalhamento ao atrito $\tau = \mu p$, com p = pressão normal na interface; α é o meio ângulo da fieira; e $D_2 = [(1 + B_1)/B_1][1 - D_1]$.

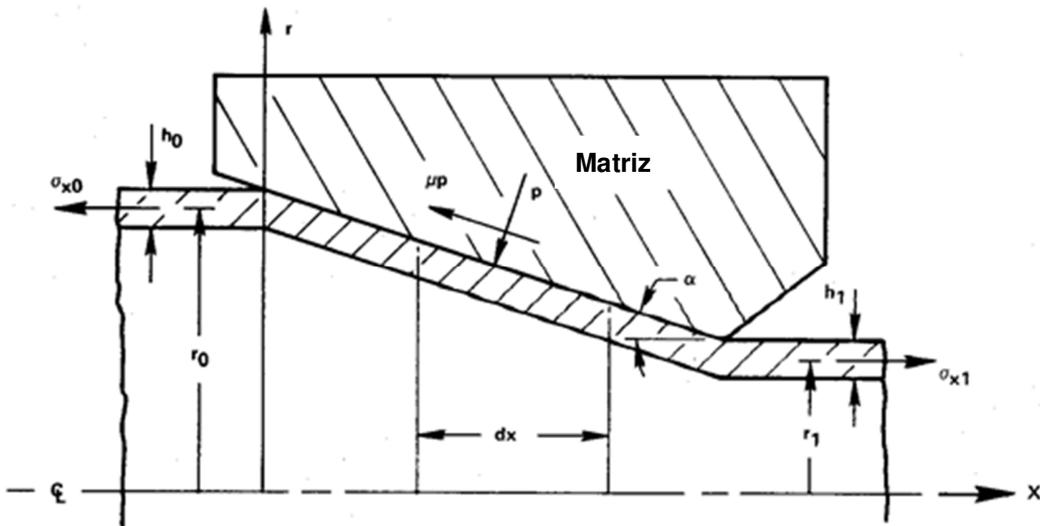


Figura 15.9 - Ilustração esquemática da trefilação de tubos sem espiga

Na trefilação à frio um encruamento considerável pode ocorrer. Para estimar o valor médio da tensão de escoamento $\bar{\sigma}_a$, a aproximação dada com a Equação (15.2) pode ser usado. Como discutido na referência da estimativa da energia de deformação homogênea na trefilação de arames, uma estimativa mais exata de $\bar{\sigma}_a$ pode ser obtida pela integração da curva de tensão de escoamento, como feito no Capítulo 15 para extrusão à frio (Equações 15.2 a 15.5). Para este propósito é necessário conhecer as deformações ϵ_0 e ϵ_1 e os valores correspondentes de tensão de escoamento σ_0 e σ_1 na entrada e na saída.

Na entrada, os valores de deformação ϵ_0 e tensão de escoamento σ_0 correspondem à tensão de escoamento do material a ser trefilado. Na saída da zona solta (Figura 15.9), os componentes da deformação principal são: deformação na direção da parede do tubo, $\epsilon_1 = \epsilon_r = \ln(h_1/h_0)$; deformação circunferencial, $\epsilon_2 = \epsilon_\theta = \ln(r_1/r_0)$; e deformação axial, $\epsilon_3 = \epsilon_x = -\epsilon_r - \epsilon_\theta$, baseado na constância do volume.

A deformação efetiva $\bar{\epsilon}$ na saída é dada por:

$$\bar{\epsilon}_1 = \sqrt{2(\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2)}/3 \tag{15.13}$$

A tensão de escoamento na saída σ_1 , é então obtida da curva de tensão de escoamento para um valor de deformação $\bar{\epsilon}_1$.

15.7 Tensões na zona de trefilação

Considerando-se a Figura 15.8, a tensão de trefilação σ_{x1} na Equação 15.12, estimada para a zona de penetração, será a tensão de recuo na entrada da zona de trefilação.

A tensão de trefilação, σ_{x1} na saída da zona de trefilação propriamente dita (Figura 15.10) é dada por ^(15-8, 15-9):

$$\sigma_{x1} = C_2 \bar{\sigma}^* + C_1 \sigma_{x0} \tag{15.14}$$

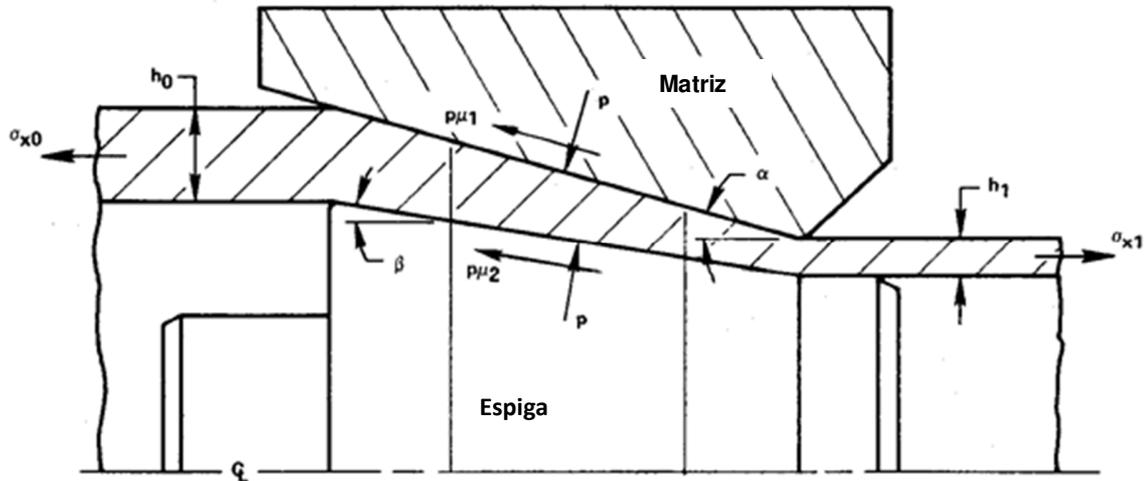


Figura 15.10 – Representação esquemática da zona de deformação.

Onde σ_{x0} é a tensão de recuo na entrada da zona de trefilação (se a penetração precede a trefilação, esta tensão é igual a σ_{x1} na Equação 15.2); $C_1 = (h_1/h_0)^{B_2}$; h_1 e h_0 são as espessuras da parede na saída e entrada da zona de trefilação respectivamente; $B_2 = (\mu_1 + \mu_2) / (\tan \alpha + \tan \beta)$; μ_1 e μ_2 são os coeficientes de atrito na superfícies da fieira e da espiga, respectivamente; α e β são os meios ângulos da fieira e da espiga, respectivamente; $C_2 = [(1 + B_2)/B_2](1 - C_1)$; e $\bar{\sigma}^* = 2\bar{\sigma}_a / \sqrt{3}$.

Aqui, novamente, é necessário considerar variações em deformação a fim de se poder estimar $\bar{\sigma}$ na saída. A deformação na saída, $\bar{\epsilon}_1$, é calculada da mesma forma que foi na zona de penetração.

15.8 Tensões na zona de calibração

Na zona de calibração, somente uma pequena porção de deformação plástica acontece (Figura 15.8). A tensão de trefilação, σ_{x1} , na saída da zona de calibração é:

$$\sigma_{x1} = \bar{\sigma}^* - (\bar{\sigma}^* - \sigma_{x0}) \exp(-CL) \tag{15.15}$$

onde $\bar{\sigma}^* = 2\bar{\sigma}_a / \sqrt{3}$; σ_{x0} é a tensão de recuo na entrada da zona de calibração (ou tensão de trefilação σ_{x1} , calculada para a zona de trefilação); $C = 2(\mu_1 R_1 + \mu_2 R_0) / (R_0^2 - R_1^2)$; L é o comprimento do patamar da fieira; e R_1 e R_0 são os raios do tubo na zona de calibração. Devido ao fato da deformação plástica ser pequena, durante a calibração, encruamento adicional pode ser desprezado e $\bar{\sigma}_a$ pode ser considerado igual a $\bar{\sigma}_1$ na saída da zona de trefilação.

15.9 Tensão de trefilação para trabalho redundante

De forma similar à deformação na trefilação de arames, a energia total de deformação consumida na trefilação de tubos contém elementos de energia de deformação homogêneo, de atrito, e de cisalhamento, ou redundante. As componentes de deformação homogênea e de atrito na trefilação são consideradas nas Equações 15.12, 15.14 e 15.15 para as zonas de penetração, trefilação e calibração. A tensão de trefilação, devido ao trabalho redundante podem ser estimadas considerando-se o cisalhamento interno na entrada e na saída da zona de deformação. Isto foi ilustrado para a trefilação de arames e barras e foi dado na Equação 15.10. Uma análise similar de deformação redundante foi discutida no Capítulo 13 (Equações 13.14 a 13.21) para extrusão. A tensão de trefilação, σ_s , que responde pela deformação redundante ou de cisalhamento (Figura 15.8) é dada para o plug de trefilação como sendo:

$$\sigma_s = \bar{\sigma}_a \bar{\alpha} / \sqrt{3} \tag{15.16}$$

onde $\bar{\alpha}$ é o ângulo da fieira em radianos, e $\bar{\sigma}_a$ é a tensão média de escoamento.

15.10 Tensão total na trefilação de tubos

A discussão de tensão para penetração, trefilação e calibração dada acima permite a previsão do valor total de tensão de trefilação para tubos. Portanto, a tensão total de trefilação com espiga (Figura 15.8) é obtida pela adição das tensões para penetração (Equação 15.12), trefilação (Equação 15.14), calibração (Equação 15.15) e trabalho redundante (Equação 15.14). Deve ser notado, no entanto, que a tensão de saída de trefilação de uma zona pode ser considerada como tensão de recuo para a próxima zona. Nos casos onde somente trefilação livre é considerado, as componentes de tensão devido à trefilação e à calibração (Equações 15.14 e 15.15) podem ser desprezadas mas a tensão que responde pelo trabalho redundante (Equação 15.14) deve ser considerada.

15.11 Trefilação de tubos com mandril móvel (IRONING)

O princípio de trefilação com mandril móvel está ilustrado na Figura 2.31 para uma fieira simples de trefilação. O processo pode ser conduzido à quente ou à frio, para a fabricação de uma variedade de componentes do tipo copo oco, como cápsulas para artilharia, luvas para amortecedores, latas de refrigerantes e cilindros de gás. Trefilação de tubos com mandril móvel é também comumente chamado de “ironing” (nos Estados Unidos da América) e é realizado para o uso em diversas fieiras colocadas em série (Figura 15.11).

Numa típica aplicação, primeiro um copo relativamente espesso é produzido por extrusão ou repuxo profundo. A espessura da parede deste tubo é então reduzida pela trefilação sucessiva com um punção cilíndrico, enquanto o diâmetro interno permanece constante. Em ambos os processos, à frio ou à quente, os componentes são produzidos com boa exatidão dimensional mantendo ou melhorando a concentricidade. Uma aplicação muito comum de trefilação em série é a produção de latas de refrigerantes de aço ou alumínio. O princípio está ilustrado na Figura 15.12⁽¹⁵⁻¹⁰⁾. A prensa é horizontal, e o cabeçote tem um curso relativamente longo e é guiado por uma bucha hidrostática “A”. O selo frontal “B” previne a mistura do lubrificante da trefilação com o óleo hidráulico. Com o cabeçote na posição retraída, o copo trefilado é automaticamente alimentado na prensa, entre a fieira de trefilação “D” e a bucha “C”. A fieira centra o copo para a trefilação e aplica uma pressão controlada enquanto o copo é trefilado através da primeira fieira “D”. Como o cabeçote prossegue, o copo trefilado é obrigado a passar através das fieiras de carbeto “E”, enquanto gradualmente reduz a espessura da parede. A lata trefilada é pressionada contra um punção no fundo “F”, o qual forma o fundo da lata quando o cabeçote começa o movimento de retorno, o grampo mecânico “G” remove a lata do punção “H”. O punção é feito de carbeto ou de aço ferramenta para trabalho à frio.

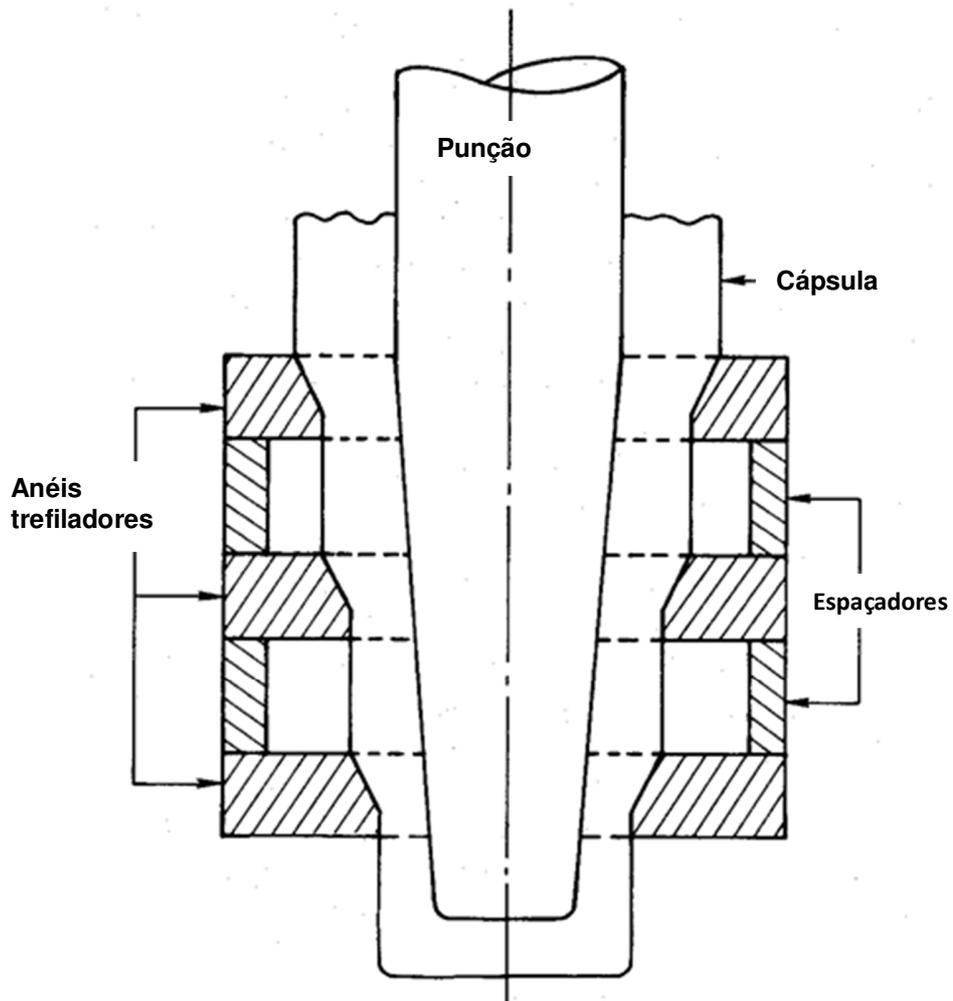


Figura 15.11 - Trefilação de tubos com múltiplos passes e um punção cônico, com feiras em série

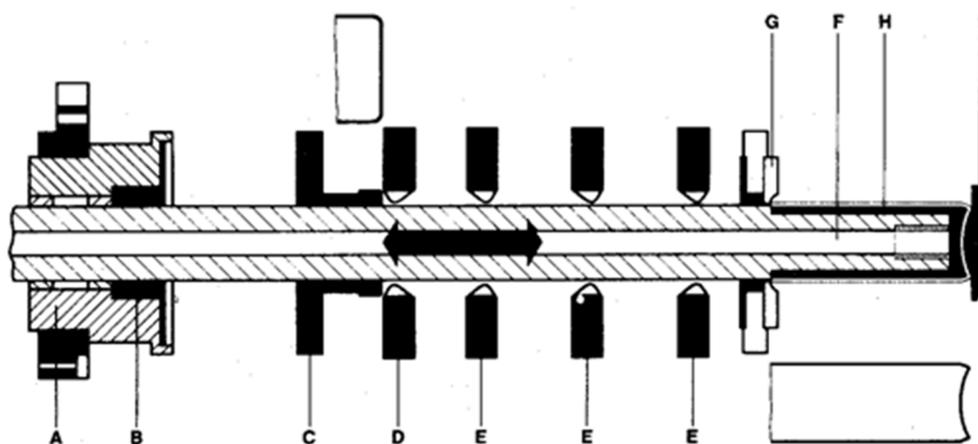


Figura 15.12 - Esquema de ilustração de múltiplos passes na operação de trefilação para fabricação de latas de refrigerantes ⁽¹⁵⁻¹⁰⁾.

A lata trefilada pode ser automaticamente transportada para a próxima máquina para aparar as arestas do topo para uniformizar a altura.

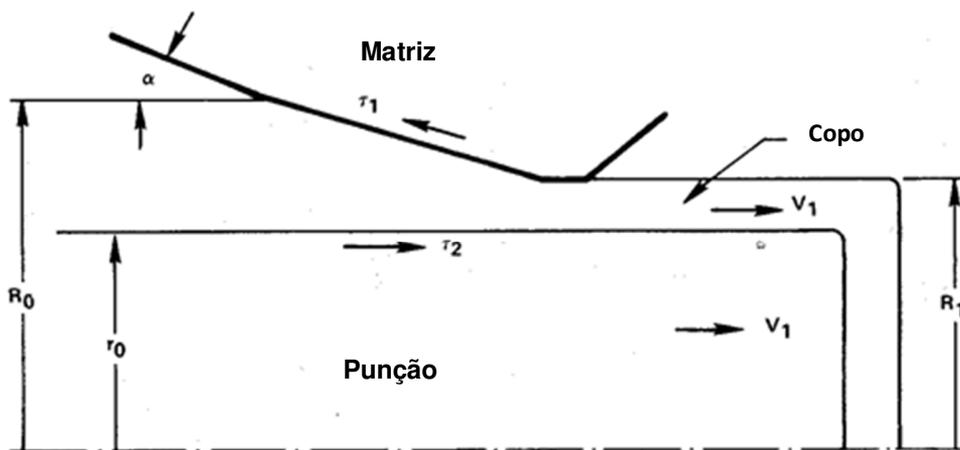
15.11.1 Tensões e cargas no Ironing (Calibração) com um mandril cilíndrico móvel

O princípio de ironing com uma fieira simples e um mandril móvel está ilustrado na Figura 15.13. O mandril, ou punção, move-se com a mesma velocidade do copo saindo da fieira. Portanto, dentro da zona de deformação a velocidade do punção é maior do que a do material do copo. Como resultado, o punção através da tensão de atrito na interface punção/material transmite esforço para o material sendo deformado e tenta “puxar” o material no sentido da saída. Desta forma, a força total de ironing F_T agindo no punção é transmitida por (a) a cabeça do punção e a parede do copo e (b) a tensão de atrito na interface punção/copo. A tensão nas paredes do copo extrudado não deve exceder a tensão limite do material sendo extrudado, ou então a parede do copo irá se rasgar ou afinar. Com o aumento da força de atrito m_2 na interface punção/material e com a diminuição do ângulo da fieira, a contribuição do atrito do punção para o ironing aumenta. Como resultado, a tensão de ironing na parede do copo diminui. Para ângulos muito pequenos, a maioria da carga no punção seria criada pelo atrito na superfície do punção. Teoricamente, para se obter alta redução sem rompimento da parede, é desejável que se aumente o fator de tensão de cisalhamento ao atrito, m_2 na superfície do punção ao mesmo tempo em que se diminui m_1 na superfície da fieira. Contudo, na prática este objetivo duplo é difícil de ser alcançado devido (a) o copo extrudado deve ser arrancado depois da operação (portanto deve haver alguma lubrificação na superfície do punção para evitar uma adesão ou “soldagem” na superfície interna do copo) e (b) lubrificar a superfície da fieira sem lubrificar o punção pode ser difícil nas condições de produção com altas velocidades de punção.

A força total de ironing no punção, F_T , é dada por:

$$F_T = F_H + F_F \tag{15.17}$$

onde F_H é a força na cabeça do punção e F_F é a força de atrito na interface punção/material.



$$(\tau_1 = m_1 \sigma_a \sqrt{3} = f_1 \sigma_a; \tau_2 = m_2 \sigma_a \sqrt{3} = f_2 \sigma_a).$$

Para deformação plana, isto é, trefilação de copos com parede fina (diâmetro maior do que 10 vezes a espessura da parede), uma formulação simples pode ser obtida para estes componentes, usando consideração de energia. Com os símbolos da Figura 15.13, a força na cabeça do punção, ou a força de trefilação (ironing) nas paredes do copo (a área da seção do copo vezes a tensão de extrusão) pode ser expressa como:

$$F_H = A_1 \bar{\sigma}_a \left[\ln \left(\frac{A_0}{A_1} \right) \left(1 + \frac{f_1}{\text{sen } \alpha \cos \alpha} \right) + \frac{\bar{\alpha}}{\sqrt{3}} \right] \tag{15.18}$$

A força de atrito no punção F_F é igual à tensão de atrito vezes a área do punção sujeita ao atrito de interface:

$$F_F = (\bar{\sigma}_a f_2) [2\pi r_0 (R_0 - R_1) / \tan \alpha] \tag{15.19}$$

onde A_1 é a área da seção transversal do copo sendo extrudado $= \pi(R_1^2 - r_0^2)$; $\bar{\sigma}_a$ é a tensão de escoamento média; A_0 é a área da seção transversal indeformada do copo $= \pi(R_0^2 - r_0^2)$; f_1 é o fator de atrito na superfície da fieira $= m_1 / \sqrt{3}$; f_2 é o fator de atrito na superfície do punção $= m_2 / \sqrt{3}$; R_0 é o raio inicial externo do copo; R_1 é o raio final do tubo; r_0 é raio do punção; $\bar{\alpha}$ é ao meio ângulo da fieira, em radianos.

Na equação 15.18, o primeiro termo dentro dos colchetes corresponde à deformação homogênea, o segundo termo corresponde ao atrito e o último representa a deformação redundante.

Para determinar o valor de $\bar{\sigma}_a$ é novamente necessário conhecer $\bar{\sigma}_0$ e $\bar{\sigma}_1$. O primeiro é conhecido pelo material de entrada; o segundo corresponde à deformação $\bar{\epsilon}_1 = \ln(A_0/A_1)$.

15.12 Trefilação com um mandril cônico em passes múltiplos

Em certas operações de trefilação de copos ou cascas - por exemplo, na trefilação de uma cápsula de artilharia, um punção cônico pode ser usado ⁽¹⁵⁻¹¹⁾. O princípio deste tipo de deformação é mostrado na Figura 15.14, onde a fieira é estacionária e punção move-se para a direita. Neste tipo de trefilação a tensão axial de trefilação é dada por:

$$\sigma_z = \bar{\sigma}_a^* \ln\left(\frac{R_0^2 - R_1^2}{r_0^2 - r_1^2}\right) + \bar{\sigma}_a^* \frac{(z_2 - z_1)}{(r_0^2 - r_1^2)} \left[\frac{m_1}{\sqrt{3}}(r_0 + R_0) - \frac{m_2}{\sqrt{3}}(r_1 + R_1) \right] + \bar{\sigma}_a^* \frac{\alpha}{\sqrt{3}} \tag{15.20}$$

onde, adicionalmente aos símbolos mostrados na Figura 15.14, $\bar{\sigma}_a^* = 2\bar{\sigma}_a/\sqrt{3}$ = tensão média de escoamento na deformação plana (onde o diâmetro do copo é maior do que cerca de 10 vezes a espessura da parede) e $\bar{\sigma}_a$ = tensão de escoamento média na deformação axissimétrica (onde o diâmetro do copo é menor do que 10 vezes a espessura da parede do copo) e m_1 e m_2 são os fatores de atrito nas interfaces fieira/material e punção/material, respectivamente.

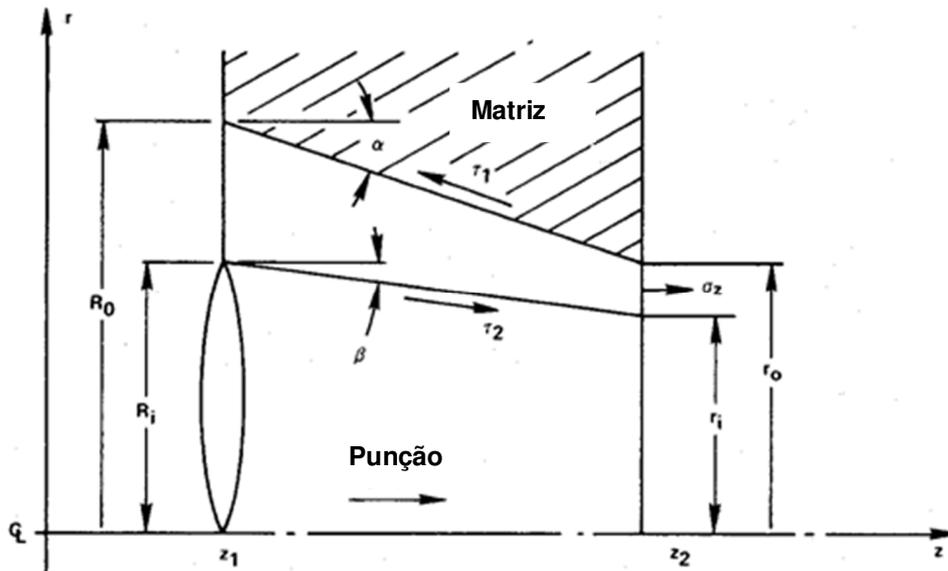


Figura 15.14 – Representação esquemática das tensões e símbolos usados na trefilação com um punção cônico

$$\tau_1 = m_1\sigma_a/\sqrt{3}; \tau_2 = m_2\sigma_a/\sqrt{3};$$

Na trefilação a quente, é necessário estimar a deformação, taxa de deformação e temperatura a fim de obter-se um valor médio para a tensão de escoamento ⁽¹⁵⁻¹¹⁾. Num estudo recente ⁽¹⁵⁻¹¹⁾, a equação 15.20 foi usada para desenvolver um sistema de programas de computador chamado DRAWING. Estes programas podem simular trefilação a frio, a quente e morna para copos e cascas através de múltiplas fieiras arranjadas em série, usando punções cônicos (Figura 15.11) Informações de entrada para o programa DRAWING incluem um conjunto de variáveis de processo, dados de material e da fieira, tarugo e geometria do punção. A fieira e a geometria do punção podem ser inseridas diretamente do teclado para casos simples ou de um arquivo para múltiplos conjuntos de dados ou geometrias complexas. Os dados do material são armazenados nos programas do DRAWING na forma de tabelas, através de códigos de material.

Para um dado conjunto de dados, o DRAWING simula a série de fieiras em tempo real, e os resultados podem ser mostrados na forma de passo-a-passo num terminal gráfico. Na tela, primeiro o título é mostrado e então a fieira é desenhada, mostrando os espaços especificados entre elas, e o tarugo e o punção são posicionados para o início da simulação. Uma vez

iniciada a simulação, os movimentos do punção e do tarugo são mostrados passo-a-passo. Ao mesmo tempo, a carga total contra o deslocamento do martelo é mostrada assim como a tensão na parede. Durante a simulação, o programa calcula a tensão de escoamento correta na zona de deformação correspondendo à deformação local, taxa de deformação e temperatura, utilizando as equações apropriadas para tensão, dependendo se o elemento está livre, dentro da fieira, ou entre duas fieiras. Adicionalmente, a tensão de tração do produto é mostrada num diagrama tensão na parede versus deslocamento, a fim de prever alguma anormalidade em qualquer estágio da operação⁽¹⁵⁻¹¹⁾.

Portanto, o programa DRAWING é capaz de prever **(a)** a curva de carga/deslocamento, **(b)** falha devido ao punção e **(c)** os efeitos das variáveis do processo na carga total do cabeçote e na cabeça do punção.

As curvas carga/deslocamento previstas pelo programa tem sido comparadas com medidas experimentais. Estas comparações indicam que a simulação por computador foram suficientemente exatas para analisar e otimizar operações de múltiplos passes.

REFERÊNCIAS

- 15-1. Dieter, G. E., "Mechanical Metallurgy", 2nd Ed., McGraw-Hill, Inc., New York, 1976, p 658.
- 15-2. Lange, K. (editor), "Study Book of Forming Technology" (in German), Vol II - Massivforming, Chapter 5, Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, New York, 1974, p 227.
- 15-3. "Rathbone Cold Drawn Profile Shapes and Pinion Rods", Rathbone Corporation, Palmer, MA.
- 15-4. Avitzur, B., "Metal Forming: Processes and Analysis", McGraw-Hill Book Company, New York, 1968.
- 15-5. Thomsen, E. G., Yang, C. T., and Kobayashi, S., "Mechanics of Plastic Deformation in Metal Processing", The Macmillan Company, New York, 1965.
- 15-6. Wistreich, J. G., "The Fundamentals of Wire Drawing", Metall. Reviews, Vol 3, pp 97-142, 1958.
- 15-7. Blazynski, T. Z., "Metal Forming - Tool Profiles and Flow", John Wiley and Sons, New York, 1976, p 156.
- 15-8. Hoffman, O., and Sachs, G., "Introduction to the Theory of Plasticity for Engineers", McGraw-Hill Book Company, 1953.
- 15-9. Rowe, G., "An Introduction to the Principles of Metalworking", Arnold, 1971.
- 15-10. Brochure of the Standun Company, Compton, CA.
- 15-11. Subramanian, T. L., *et al*, "Computer Aided Simulation and Optimization of Tandem Cup Ironing Processes", Proc. of NAMRC-VIII, Rolla, MO, May 1980, p 141.

CAPÍTULO 16

MATERIAIS PARA ESTAMPOS E SUA FABRICAÇÃO

O projeto e fabricação de estampos assim como a seleção dos materiais são muito importantes na produção de componentes discretos através dos processos de conformação. O estampo deve ser fabricado por métodos modernos a partir de materiais apropriados a fim de fornecer uma vida aceitável a um custo razoável. Frequentemente o sucesso econômico de um processo de conformação depende da vida do estampo e no seu custo por peça produzida. Para uma dada aplicação, a seleção do material apropriado para o estampo depende de três tipos de variáveis:

(a) Variáveis relacionadas com o processo propriamente, incluindo fatores tais como o tamanho da cavidade do estampo, o tipo de máquina usada e a velocidade de deformação, tamanho inicial do tarugo e temperatura, temperatura do estampo a ser usado, lubrificação, razão de produção e número de peças a ser produzido.

(b) Variáveis relacionadas ao tipo de carga no estampo, incluindo velocidade de carregamento, isto é, tempo de contato entre o estampo e o metal sendo deformado ser na forma de impacto ou aplicação gradual de carga (este tempo de contato é especialmente importante em conformação a quente) máxima carga e pressão no estampo, máximo e mínima temperatura no estampo e número de ciclos de carregamento ao qual o estampo será submetido.

(c) Propriedades mecânicas do material do estampo, incluindo endurecimento, resistência ao impacto, resistência a quente (se conformação a quente é considerada) e a resistência à fadiga térmica e mecânica.

16.1 Vida do estampo e falha no estampo

A seleção adequada do material do estampo e da técnica de fabricação determina, de forma geral, a vida útil do estampo de conformação. Estampos devem ser substituídos por uma série de razões, tais como mudanças dimensionais devido ao desgaste ou deformação plástica, deterioração do acabamento superficial, interrupção de lubrificação, trincas ou quebras.

Como pode ser visto na Figura 16.1, que mostra um exemplo de um estampo para forjamento de recalque a quente, os principais modos de desgaste são a erosão, fadiga térmica, mecânica e deformação permanente (plástica) ⁽¹⁶⁻¹⁾.

Na erosão, também chamada comumente de desgaste de estampo, material é realmente removido da superfície do estampo por pressão e deslizamento do material sendo deformado. Resistência ao desgaste do material do estampo, temperatura da superfície, velocidade relativa na interface e natureza da camada na interface são os fatores mais significantes influenciando o desgaste abrasivo do estampo. Fadiga térmica ocorre na superfície do estampo em conformação a quente e resultam em trincas de calor ou queima. Fadiga térmica resulta de carregamento cíclico até o limite de proporcionalidade da superfície do estampo devido ao contato com o material aquecido em deformação. Este contato causa uma expansão nas camadas da superfície, e, devido ao alto gradiente de temperatura, estas camadas estão sujeitas a tensões de compressão. Em temperaturas suficientemente altas, estas camadas compressivas podem causar deformação. Quando a superfície se resfria, uma tensão reversa pode ocorrer e as camadas sofrerão tração. Depois de repetidos ciclos desta maneira, fadiga causará uma formação de trincas que são reconhecidas como trincas de calor ou queima. Quebra ou trinca de estampos são devido a fadiga mecânica e ocorrem em casos onde o estampo é supercarregado e tensões locais são altas. Os estampos são submetidos a tensões alternadas devido a carregamento e descarregamento durante o processo de deformação, e isto causa iniciação de trincas e eventual falha.

A vida do estampo e sua falha são grandemente afetadas pelas propriedades mecânicas dos materiais para estampo sob condições que existem em um dado processo de deformação. Geralmente, as propriedades que são mais significantes dependem da temperatura do processo.

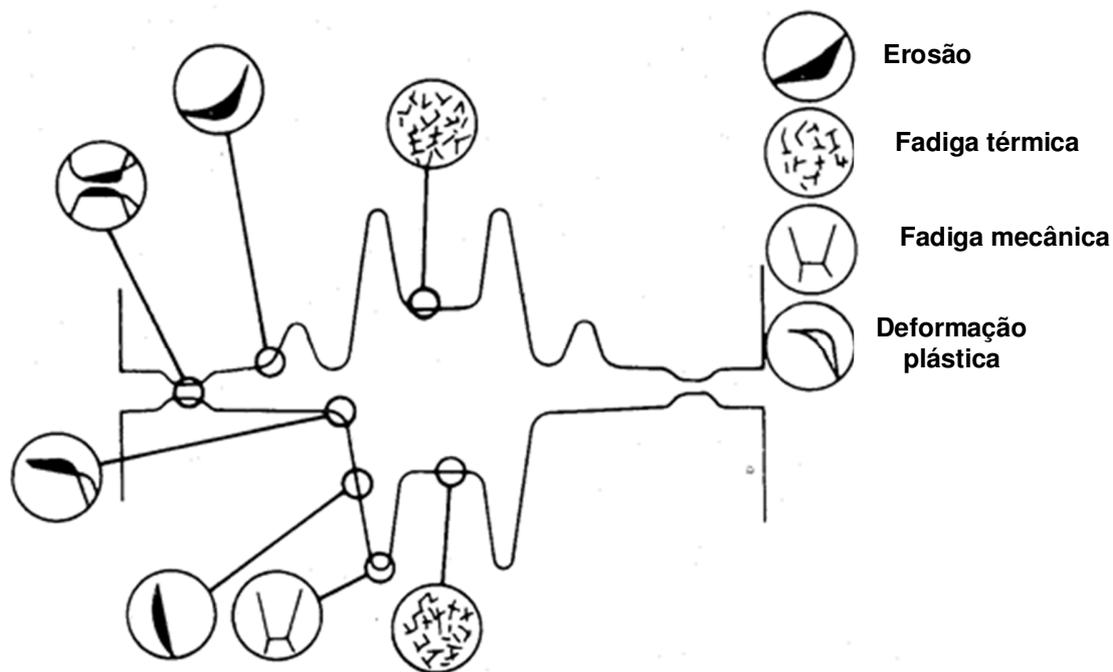


Figura 16.1 - Localização típica de vários modos de falha de um estampo encontrados no forjamento de gravura ⁽¹⁶⁻¹⁾.

Portanto, os materiais de estampo usado no processo de conformação a frio são muito diferentes daqueles empregados em conformação a quente.

16.2 Materiais de estampo para conformação a quente.

Os materiais comumente empregados em estampas para forjamento a quente podem ser agrupados em termos de conteúdo de liga; estes materiais estão listados nas Tabelas 16.1 a 16.3. Aços de baixa liga são listados na Tabela 16.1. Aços com designação ASM 6G, 6F2 e 6F3 possuem boa tenacidade e resistência ao choque aliados a razoável resistência à abrasão e ao trincas de calor ou queima. Contudo, estes aços são revenidos a baixas temperaturas, usualmente entre 450 e 500 °C; portanto, são adequados para aplicações que não resultem em altas temperaturas de superfície - por exemplo, prendedores de estampo para forjamento a quente ou blocos de martelo. Aços com baixa liga contendo altos (2 a 4%) teores de níquel, com ASM designações 6F5 e 6F7, tendo alta temperabilidade e ductilidade e podem ser usados em aplicações mais severas do que aços 6G, 6F2 e 6F3 ⁽¹⁶⁻²⁾. Os aços de endurecimento por precipitação 6F4 podem ser endurecidos por uma operação simples de envelhecimento (510- 565 °C) sem nenhuma trinca ou distorção.

Tabela 16.1 - Aços de baixa liga para conformação a quente

Código ASM	Composição nominal (%)								
	C	Mn	Si	Co	Cr	Mo	Ni	V	W
6G	0.55	0.80	0.25		1.0	0.45		0.10	
6F2	0.55	0.75	0.25		1.00	0.30	1.00	0.10	
6F3	0.55	0.60	0.85		1.00	0.75	1.80	0.10	
6F4	0.20	0.70	0.25			3.35	3.00	0.10	
6F5	0.55	1.00	1.00		0.50	0.50	2.70		
6F7	0.40	0.35			1.5	0.75	4.25		

Tabela 16.2 - Aços cromo para estampas para trabalho a quente

Código AISI	Composição nominal (%)								
	C	Mn	Si	Co	Cr	Mo	Ni	V	W

H10	0.40	0.40	1.00		3.30	2.50		0.50	
H11	0.35	0.30	1.00		5.0	1.50		0.40	
H12	0.35	0.40	1.00		5.00	1.50		0.50	1.50
H13	0.38	0.30	1.00		5.25	1.50		1.00	
H14	0.40	0.35	1.00		5.00				5.00
H19	0.40	0.30	0.30	4.25	4.25	0.40		2.10	4.10

Tabela 16.3 - Aços tungstênio para estampos para trabalho a quente

Código AISI	Composição nominal (%)								
	C	Mn	Si	Co	Cr	Mo	Ni	V	W
H21	0.30	0.30	0.30		3.50			0.45	9.25
H22	0.35	0.30	0.30		2.00			0.40	11.00
H23	0.30	0.30	0.30		12.00			1.00	12.00
H24	0.45	0.30	0.30		3.0			0.50	15.00
H25	0.25	0.30	0.30		4.0			0.50	15.00
H26	0.50	0.30	0.30		4.0			1.00	18.00

Na conformação a quente em prensas, a transferência de calor do tarugo para o estampo causa endurecimento do aço do estampo tornando-o mais resistente à abrasão.

Aços para trabalho a quente são usados em temperaturas da ordem de 315 a 648 °C e contém cromo, tungstênio e, em alguns casos, vanádio ou molibdênio ou ambos. Estes elementos induzem ao encruamento profundo aumentando a resistência à abrasão e ao amolecimento. Geralmente, estes aços são endurecidos por resfriamento brusco em ar ou banhos de sal fundido. Os aços-cromo contém cerca de 5% de cromo (tabela 16.2). Altos conteúdos de molibdênio dão a estes aços alta resistência ao amolecimento; vanádio aumenta a resistência a tricas de calor ou queima e a abrasão. Tungstênio melhora a tenacidade e a dureza a quente, contudo, os aços contendo tungstênio não são resistentes ao choque térmico e não podem ser resfriados intermitentemente com água. Os aços para trabalho a quente à base de tungstênio contém entre 9 e 18% de tungstênio (Tabela 16.3); eles podem também conter entre 2 e 12% de cromo e podem conter pequenas quantidades de vanádio. O alto conteúdo de tungstênio propicia resistência ao amolecimento a altas temperaturas enquanto mantém uma adequada tenacidade; contudo, pode tornar o resfriamento por água possível. Aços rápidos, originalmente desenvolvidos para o corte de metais, podem ser usados em aplicações de conformação a quente ou morna⁽¹⁶⁻³⁾. Existem dois tipos de aços rápidos: tipo molibdênio, designado pela letra M e tipo tungstênio, designado pela letra T (Tabela 16.4). Estes aços geralmente combinam dureza, resistência mecânica e tenacidade em temperaturas elevadas.

16.3 Comparação entre aços para estampos aplicados em conformação a quente

As propriedades dos materiais que determinam sua seleção para a fabricação de estampos de conformação à quente são⁽¹⁶⁻²⁾:

(a) habilidade endurecer uniformemente

(b) Resistência ao desgaste (isto é, a capacidade do material de resistir à ação abrasiva do material quente durante a conformação)

Tabela 16-4 - Classificação relativa aproximada de 15 aços rápidos para três propriedades⁽¹⁶⁻³⁾.

Estimativa do material	Resistência ao desgaste	Dureza à quente	tenacidade
Maior	T15;M5;M4;M42	T15;M15;T6;T5;M42	M2;T1;M1
Média	M3;T6;M2;(H.C.);M10; (H.C.);M7;M2;T5	M4;T4;M3	M3;M4;M10;(H.C.);M7; M2(H.C.)
Menor	T1;M10;T4;M1	T1;M2;M10;M1;M7;M10 (H.C.);M2(H.C.)	T4;T5;M42;T15;M15;T6

(c) Resistência à deformação plástica (isto é, a habilidade de um aço ferramenta de suportar pressão e resistir à deformação sob carga)

(d) Tenacidade

(e) Habilidade de resistir à fadiga térmica e queima

(f) Habilidade de resistir à fadiga mecânica

16.4 Habilidade de endurecer uniformemente

Quanto maior a temperabilidade, maior a profundidade que o material pode ser endurecido. A temperabilidade depende da composição do aço ferramenta. Em geral, quanto maior o conteúdo de liga de um aço, maior sua temperabilidade, medido pelo fator D_I (em polegadas). O fator D_I de um aço é o diâmetro de um cilindro infinitamente longo o qual somente transformaria para uma microestrutura específica no centro, se a transferência de calor, durante o resfriamento fosse ideal, isto é, se a superfície atingisse a temperatura de um resfriamento médio instantaneamente. Um alto valor do fator de temperabilidade D_I significa que o aço endurecerá até uma profundidade no resfriamento, e não que ele terá uma maior dureza. Por exemplo, o valor aproximado do Fator de Temperabilidade Nominal D_I (polegadas) para alguns aços para estampas são os seguintes: ASM-6G, 15; ASM-6F2, 15; ASM-6F3, 36; AISI-H10, 128; AISI-H12, 88.

16.5 Resistência ao desgaste

Desgaste é uma mudança gradual nas dimensões ou formato de um componente causado por corrosão, dissolução, ou abrasão e remoção ou transporte de produtos de desgaste. A abrasão resultante de atrito é o mais importante destes mecanismos em termos de desgaste de estampo. Quanto maior o limite de tração e a dureza de um aço próximo à superfície do estampo, maior a resistência à abrasão. Portanto, em conformação a quente, o aço do estampo deveria ter uma alta dureza à quente e ser capaz de mantê-la por longos períodos de exposição a elevadas temperaturas.

A Figura 16.2 mostra a dureza à quente de seis aços para trabalho à quente em várias temperaturas.

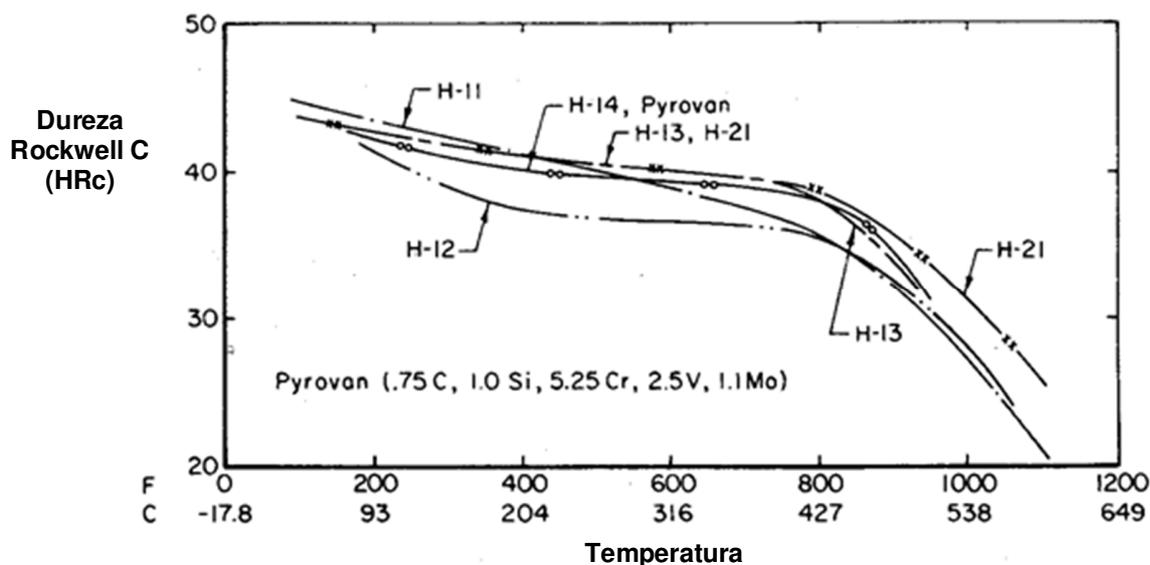


Figura 16.2 - Dureza à quente de aços para trabalho a quente (medições feitas após manter o material à temperatura por trinta minutos) ⁽¹⁶⁻⁴⁾.

Todos os materiais foram tratados termicamente para aproximadamente a mesma dureza inicial. As medições de dureza foram feitas após manter a amostra na temperatura de teste por trinta minutos. Exceto para o H12, todos os aços considerados têm a mesma dureza a quente para temperaturas menores do que aproximadamente 315 °C. As diferenças em dureza a quente aparecem somente em temperaturas acima de 482 °C.

A Figura 16.3 mostra a resistência de alguns aços para trabalho a quente ao amolecimento em temperaturas elevadas por 10 horas. Todos estes aços têm aproximadamente a mesma dureza inicial após o tratamento térmico. Para os aços para estampo mostrados, não há muita variação na resistência ao amolecimento até temperaturas abaixo de 538 °C. Contudo, para longos períodos de exposição a altas temperaturas, aços para trabalho à quente com alto conteúdo de liga, tais como H19, H21 e H10 modificado, mantém a dureza melhor do que os de médio teor de liga, como o H11.

16.6 Resistência à deformação plástica

Como pode ser visto na Figura 16.4, o limite de resistência à deformação plástica dos aços diminui em altas temperaturas. Contudo, este limite é também dependente do tratamento térmico prévio, composição e dureza. Quanto maior a dureza inicial, maior o limite de escoamento nas várias temperaturas. Na prática normal, o nível no qual o aço é endurecido é determinado pela tenacidade requerida: quanto maior a dureza, menor a tenacidade do aço. Portanto, em aplicações de conformação a quente, o bloco do estampo é endurecido para um nível no qual ele deverá ter tenacidade suficiente para evitar trincas. A Figura 16.4 mostra que, para a mesma dureza inicial, aços com 5% de cromo-molibdênio (H11, etc.) têm melhor resistência a quente do que 6F2 e 6F3 em temperaturas maiores do que 371 °C.

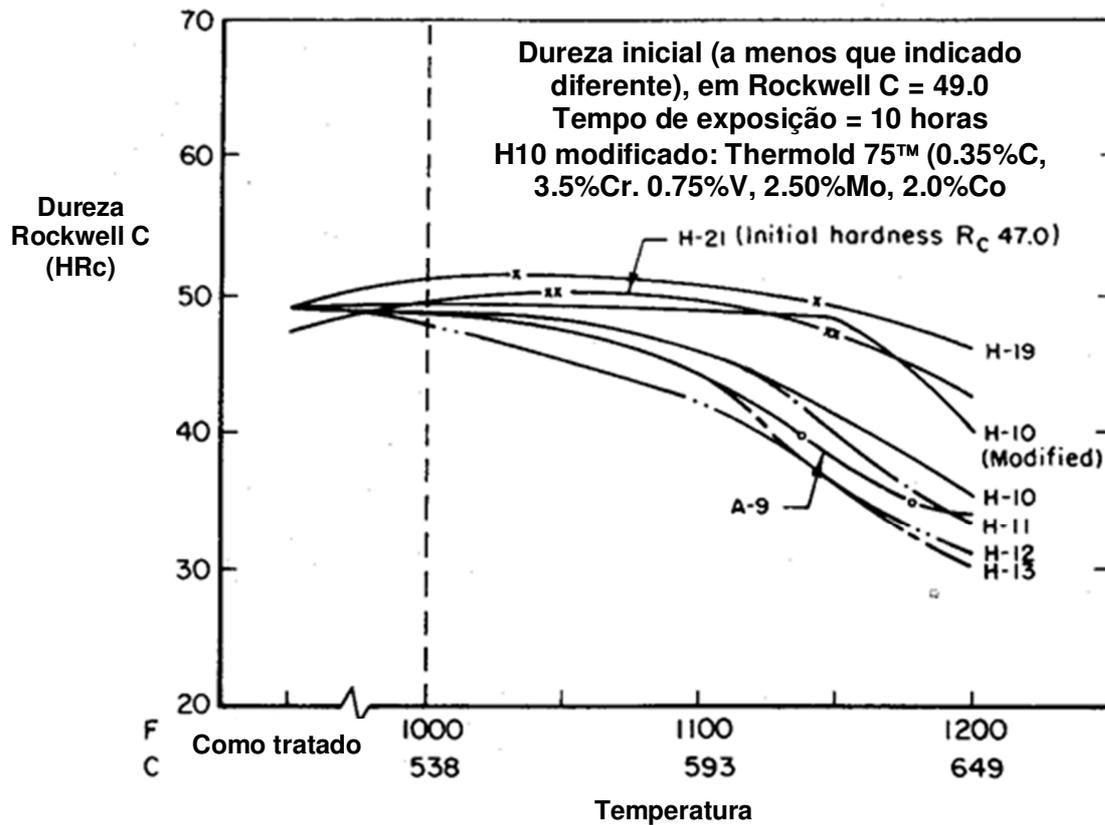


Figura 16.3 - Resistência ao amolecimento de aços para trabalho a quente durante exposição a elevadas temperaturas ⁽¹⁶⁻⁵⁾.

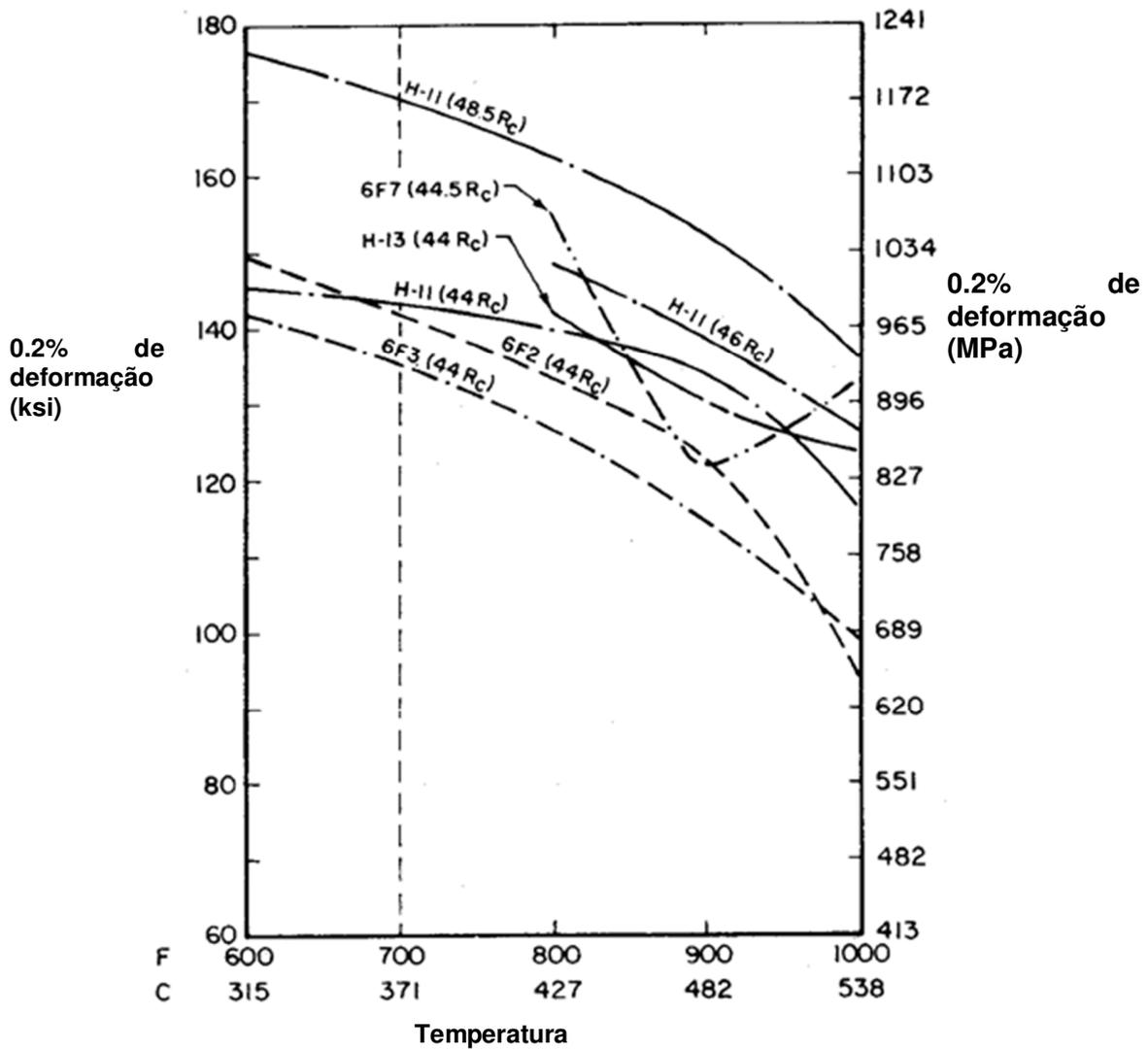


Figura 16.4 - Resistência de aços para estampo à deformação plástica em temperaturas elevadas (valores entre parênteses indicam dureza à temperatura ambiente) ^(16-5, 16-6).

16.7 Tenacidade

Tenacidade pode ser definida como a habilidade de absorver energia sem se romper. A energia absorvida antes da fratura é uma combinação de resistência e ductilidade. Quanto maior a resistência e a ductilidade, maior a tenacidade. Ductilidade, como medido pela redução de área ou porcentagem de alongamento em um teste de tração, pode portanto ser usado como um índice parcial de tenacidade para pequenas taxas de deformação.

A Figura 16.5 mostra a ductilidade de vários aços para trabalho a quente em elevadas temperaturas como medido pela porcentagem de redução de área num corpo de provas antes da fratura num teste padrão de tração. Como as curvas mostram, aços com alto teor de liga, como H19 e H21, tem menor ductilidade que os de médio teor de liga, como H11. Isto explica porque o H19 e H21 tem menor tenacidade do que o H11.

Tenacidade a fratura e resistência ao choque são freqüentemente medidos pelo ensaio Charpy com corpo de provas entalhado. Este teste mede a quantidade de energia absorvida quando introduzindo e propagando uma fratura, ou a tenacidade de uma material em altas taxas de deformação (impactos).

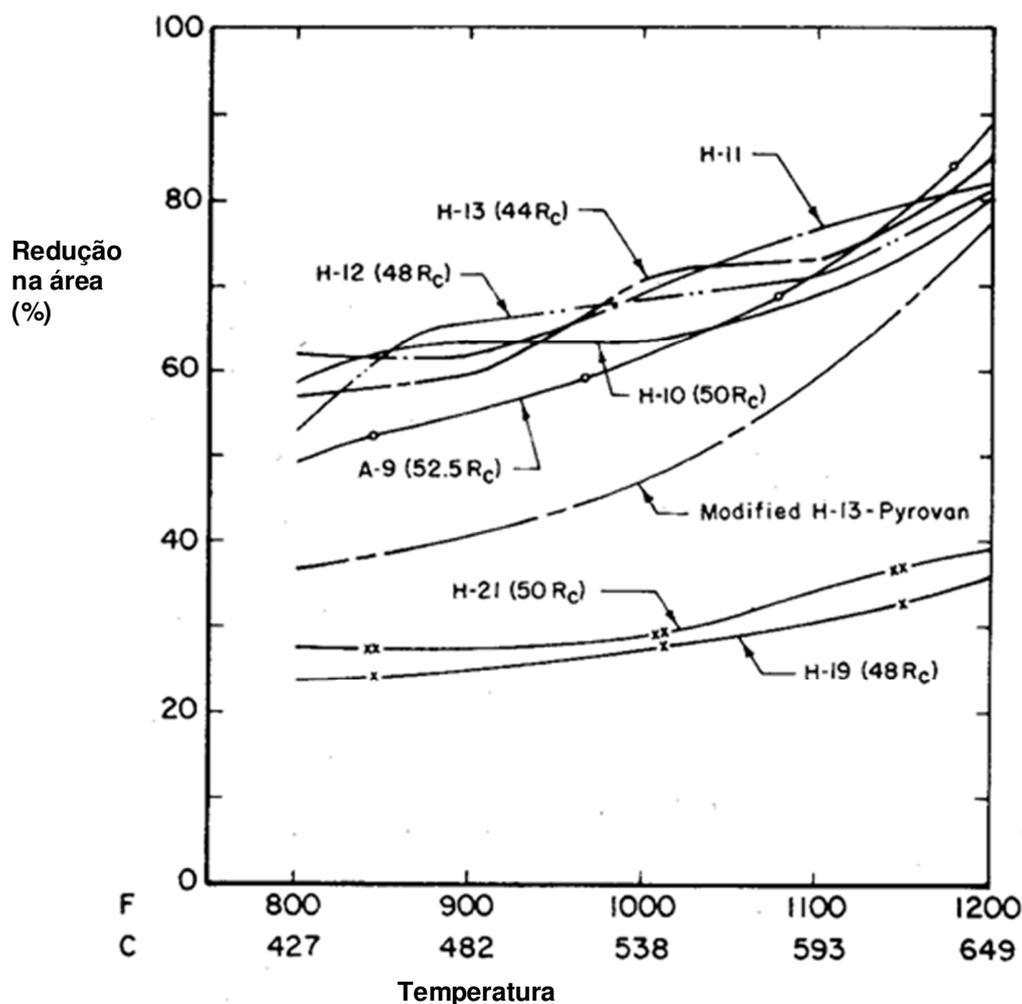


Figura 16.5 - Ductilidade de vários aços para trabalho a quente em elevadas temperaturas (valores entre parênteses indicam dureza à temperatura ambiente).

A Figura 16.6 mostra os resultados de teste Charpy com entalhe em "V" de alguns aços para estampo. Os dados mostram que a tenacidade diminui com o aumento do teor de ligas. Aços com médio teor de liga como H11, H12 e H13 tem melhor resistência à fratura frágil em comparação com H14, H19 e H21 que contém alto teor de liga. Aumentando a dureza do aço diminui-se a resistência ao impacto, como mostram os dados no aço 6F7 endurecido em dois níveis diferentes. Por outro lado, a resistência ao desgaste e resistência a quente diminuem com a diminuição da dureza. Portanto, um compromisso é feito na prática e os estampos são temperados até a máxima dureza para a qual têm suficiente tenacidade para resistir às cargas.

Os dados mostrados na Figura 16.6 também apontam para a importância de pré-aquecer os estampos antes da conformação a quente. Aços como o H10 e H21 atingem uma tenacidade razoável somente em temperaturas altas e requerem pré-aquecimento. Aços para aplicações gerais, como o 6F2 e 6G, pré-aquecidos para um mínimo de 150 °C é recomendado, para altos teores de liga, como H14, H19 e 6F4, uma temperatura maior de pré-aquecimento é desejada, para aumentar a tenacidade. Para o 6F4, um mínimo de 250 °C é recomendável.

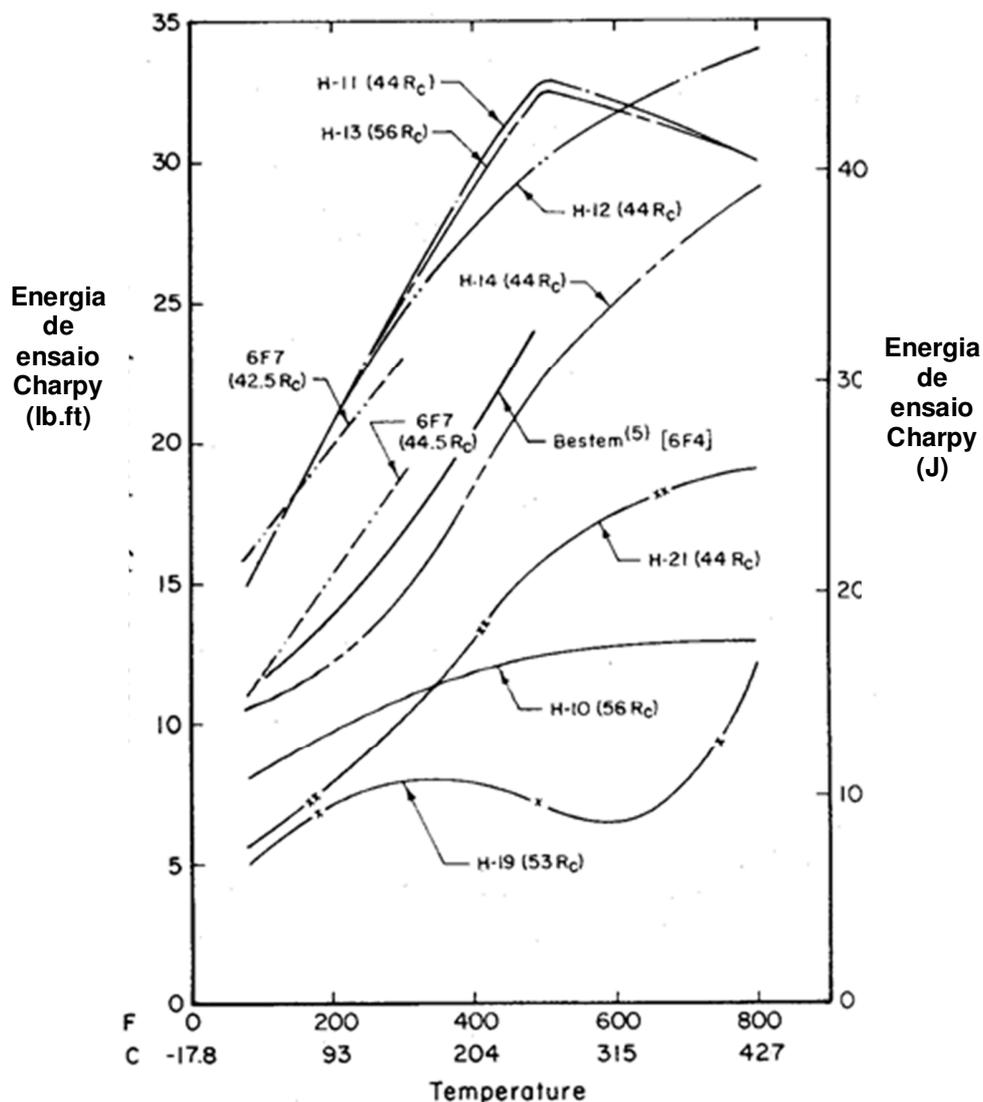


Figura 16.6 - Efeitos da dureza, composição e temperatura de teste nos ensaios Charpy com entalhe em "V" de aços para trabalho a quente (valores entre parênteses indicam dureza a temperatura ambiente) ⁽¹⁶⁻²⁾.

16.8 Resistência à queima

A expansão não-uniforme, causada por gradiente térmicos da superfície para o centro de um estampo, é o principal fator contribuindo para a queima de material da matriz. Portanto, materiais com alta condutividade térmica proporcionarão estampas menos propícios à queima pela condução de calor rapidamente para longe da superfície do estampo, reduzindo os gradientes de temperatura da superfície para o centro e diminuindo as tensões causadas pela expansão/contração. A magnitude das tensões térmicas causadas pela expansão não uniforme ou gradientes de temperatura também dependem do coeficiente de expansão térmica do aço: quanto mais alto o coeficiente de expansão térmica, maiores as tensões.

Dos testes nos quais a temperatura do corpo de provas flutuou entre 650 °C e a temperatura do banho de água resfriamento na têmpera, foi determinado que o H10 foi ligeiramente mais resistente à queima, após 1740 ciclos, comparado com H11, H12 e H13 ⁽¹⁶⁻⁷⁾. Depois de 3488 ciclos, H10 exibiu significativamente mais resistência a trincas do que o H11, H12 e H13.

16.9 Materiais de estampo para trabalho a frio

Em conformação a frio, como discutido n Capítulo 14, o ferramental normalmente consiste de um punção, um estampo prensado em um anel de contração e um ejetor. Uma placa de choque é normalmente colocada atrás do punção para distribuir a alta pressão para o restante da ferramenta. Os vários componentes da ferramenta de conformação a frio estão sujeitos a diferentes níveis de tensão. Isto é que determina seu projeto e escolha de materiais.

A placa de choque, que deve suportar altos níveis de compressão é feita de aço endurecido até 62 HRc , como mostrado na Tabela 16.5. A seleção do material do punção depende do tipo de deformação. Por exemplo, na extrusão direta o punção deve ter uma alta resistência à compressão, enquanto na retro-extrusão o punção deve ter uma boa resistência ao desgaste uma vez que uma considerável quantidade de material escoar ao longo de sua superfície. Aços ferramenta geralmente usados em punções de conformação são dados na Tabela 16.6. As matrizes estão sujeitas a ciclos de alta pressão assim como abrasão. Portanto, materiais para matrizes devem ter alta resistência à fadiga e boa resistência ao desgaste (Tabela 16-7). Na extrusão a frio, os insertos da matriz são pré-carregados com um ou dois anéis de contração, para que elas possam suportar as altas pressões presentes na cavidade. Os materiais adequados para anéis de contração são dados na Tabela 16.8. Aços ferramentas usados nos extratores e contra-punções são mostrados na Tabela 16.9.

Tabela 16.5 - Aços ferramenta para placas de choque ⁽¹⁶⁻⁸⁾.

Resistência necessária		Designação AISI	Aços Ferramenta	
ksi	N/mm ²		Dureza necessária HRc	HB
240	1700	A2	58-62	...
		D2	58-62	...
		D3	58-62	...
		O1	58-61	...
200	1400	H13	50-64	
		O1	50-54	
155	1100	A8	50-64	
		O1	50-64	
100	700	4340	...	270-330
		4140	...	270-330

Tabela 16.6 - Aços ferramenta para punções de extrusão a frio ⁽¹⁶⁻⁸⁾.

Resistência necessária		Designação AISI	Aços Ferramenta	
ksi	N/mm ²		Dureza necessária HRc	
Extrusão direta				
300	2100	M2	62-64	
285	2000	D2	60-62	
		O1	60-62	
230	1400	S1	56-58	
Retro-extrusão				
315	2200	M4	63-65	
300	2100	M2	62-64	
285	2000	D2	60-62	

Tabela 16.7 - Aços ferramenta e carbeto de tungstênio para insetos em matrizes ⁽¹⁶⁻⁸⁾.

Aço ferramenta		Co (%massa)	Carbeto de tungstênio	
DesignaçãoAISI	Durez HRc		Densidade (g/cm ³)	Dureza DPH
D2	60-62	25-30	13.1-12.5	950-750
M2	60-64	19-24	13.6-13.2	1050-950
		15-18	14.0-13.7	1200-1100

Tabela 16.8 - Aços para anéis de contração

Designação AISI	Dureza HB
H13	47-530
	440-510
	330-390
4340	330-390
4140	270-330
	270-330

Tabela 16.9 - Aços ferramenta para extratores

Designação AISI	Dureza HRc
M2	62-64
D2	60-62
A2	60-62
O1	60-62
S1	56-58

16.10 Fabricação convencional de estampos.

Para um dado processo de conformação, o projeto de um estampo envolve a definição da geometria do estampo, seleção do material e sua dureza e preparação de um desenho do estampo. Nos anos mais recentes, algumas companhias tem iniciado com o uso de sistemas CAD/CAM (Computer Aided Design/Computer Aided Manufacturing) para a produção de estampos. Nestes sistemas, a geometria do estampo já está no computador e pode ser usada para fabricação com máquinas CN, e isto será discutido mais adiante. Na maioria dos casos, o fabricante de estampos deve começar com o desenho do estampo e selecionar um das várias técnicas de fabricação que estão disponíveis, isto é, usinagem manual, fresamento com copiadores (pantógrafos) ou torneamento, usinagem com CN, eletroerosão, usinagem química, gravamento ou cunhagem e fundição. A seleção da seqüência mais adequada (menor custo) depende da geometria da cavidade, do material da matriz, da dureza do número de peças a ser fabricado e do equipamento disponível para a fabricação ⁽¹⁶⁻⁹⁾.

16.10.1 Torneamento e fresamento convencional (manual)

O torneamento ou fresamento manual é o mais antigo dos processos para produção matrizes. A cavidade da matriz é usinada, por remoção de material, diretamente dentro do bloco de aço. Portanto, o aço ferramenta deve ser relativamente fácil de usinar. Matrizes axissimétricas são relativamente fáceis de se torner. Para usinagem manual de cavidades ou impressões que não são de revolução, fresadoras convencionais são usadas. O eixo-árvore ou a mesa com o bloco da matriz é movido manualmente em cada uma das três direções de avanço, e a impressão é fresada em desbaste de acordo com o desenho e pelo uso de chapelonas verifica-se o perfil. A eficiência desta operação depende largamente da habilidade do operador, que é altamente treinado e experiente. Após a usinagem manual da cavidade do estampo, uma considerável quantidade de material deve ainda ser removida para acabamento por retificação ou esmerilhamento e polimento manual.

16.10.2 Fresas copiadoras

No fresamento copiado, a máquina possui um rastreador ou dispositivo copiador acoplado ⁽¹⁶⁻¹⁰⁾. O copiador percorre a superfície de um modelo feito em plástico, madeira ou metal. O modelo é uma réplica geométrica exata da cavidade a ser usinada. Através de um sistema eletrônico ou hidráulico, a posição da ponta do copiador, que se move para frente e para trás sentindo a superfície do modelo, é duplicada pela ponta da fresa na máquina (Figura 16.7). Portanto, a cavidade do estampo, descrita pela geometria do modelo, é automaticamente gerada no bloco do estampo. O fresamento copiado requer menor habilidade do que o fresamento manual. Contudo, um modelo deve ser fabricado primeiramente; portanto, um modelador habilidoso é necessário. Obviamente, o fresamento copiado é vantajoso, comparado ao fresamento manual, quando mais de uma cavidade deve ser fabricada. Como no caso do fresamento manual, diretamente do bloco de aço, o aço não deve ser muito duro, para que possa ser usinado a uma taxa de remoção razoável.

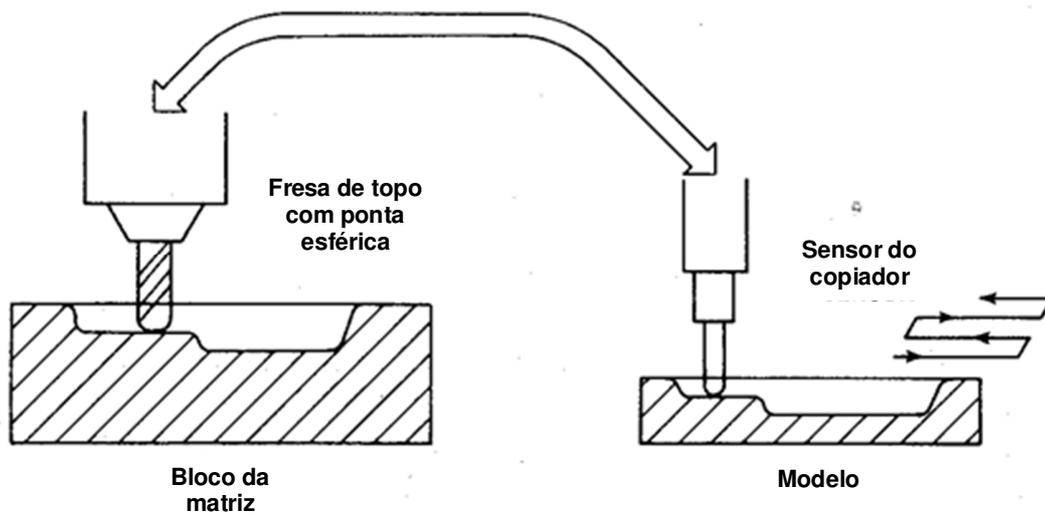


Figura 16.7 - Ilustração esquemática de um fresamento copiado.

Após o fresamento copiado, um considerável trabalho manual é necessário para que se possa atingir um acabamento superficial adequado na cavidade. A operação de acabamento é similar àquela requerida no fresamento manual.

16.10.3 Usinagem de gravuras por controle numérico (CN)

Na usinagem CN, as instruções são armazenadas em fita ou disquetes, ou obtidas diretamente de um computador, que controla a operação de corte do material. Estas instruções são geradas pelo uso de um programa de computador e incluídos todos os dados geométricos (dimensões, coordenadas x, y e z de posição do cortador) e informações relacionadas à usinagem (forma e tamanho da ferramenta de corte, profundidade de corte, avanço, etc.) necessários para a atividade de corte da máquina. Na usinagem CN, a gravura é usinada com praticamente nenhuma intervenção do operador, mas um acabamento superficial após a usinagem é ainda necessário.

A preparação das informações relacionadas ao CN é melhor realizada pelo uso de um sistema CAD/CAM, como discutido amplamente no capítulo que trata de forjamento e extrusão. Comparado com o torneamento e fresamentos manuais e copiado, a usinagem CN oferece as seguintes vantagens:

- Armazenamento de modelos ou chapelonas é eliminado
- Mudanças no estampo são facilmente executadas porque estas mudanças envolvem modificações nas declarações de programas de computador usados para gerar as fitas CN
- Relativamente menor habilidade do operador é requerida
- O tempo real de usinagem é reduzido
- A exatidão e a precisão são aumentadas

Como resultado destas potenciais vantagens, a aplicação de CN na fabricação de estampos está aumentando continuamente. O CN é particularmente vantajoso na fabricação de estampos que tem formas geométricas repetitivas ou que são simétricos em relação a um eixo. Nestes caso o programa CN, escrito para uma porção do estampo, pode ser usado para usinar a parte simétrica ou repetindo as formas geométricas do estampo.

16.10.4 Usinagem por eletroerosão

Uma ilustração esquemática do processo de eletro-erosão está na Figura 16.8 ^(16-11, 16-12). O bloco do estampo é montado dentro de um tanque contendo um fluido dielétrico, que é normalmente um óleo hidrocarbonado. O eletrodo em metal ou eletrodo de grafite avança na direção do bloco sob a ação de um servocontrole. Ambos o estampo e o eletrodo são conectados a um fonte de energia elétrica. A fonte fornece um potencial entre o eletrodo e o bloco de forma que, quando a folga entre os dois é suficientemente pequena, uma centelha passa através da folga. Esta centelha ocorre a uma frequência entre 200 Hz e 50kHz, vaporizando parte de ambos, o estampo e o eletrodo. Sob condições ótimas, a taxa de erosão, isto é a razão entre o volume de bloco e do eletrodo é da ordem de 3 para 1 com eletrodo de metal e de 100 para 1 com eletrodo de grafite. As partículas de metal removido do bloco são lavadas pelo fluido dielétrico, que é circulado. Portanto, a eletro-erosão do material do bloco reproduz o contorno do eletrodo.

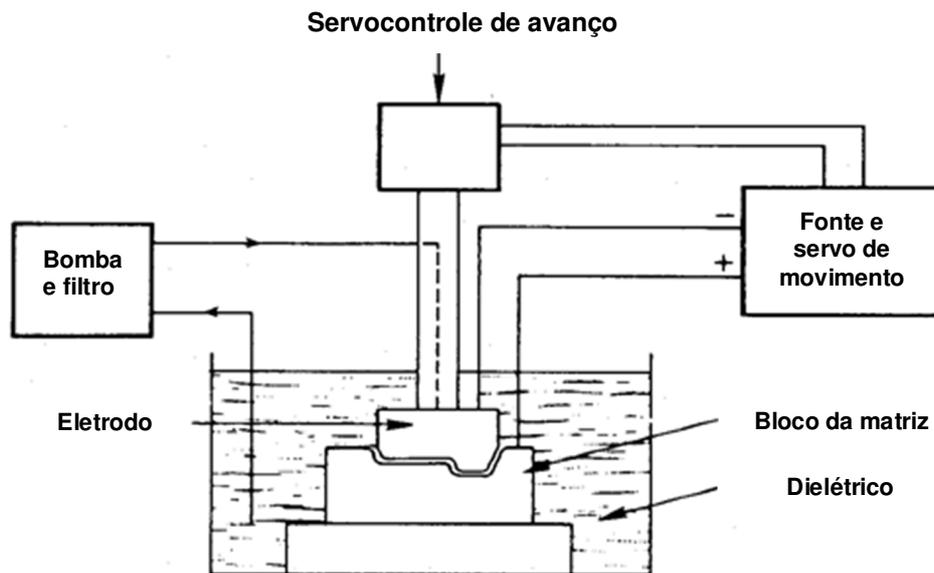


Figura 16.8 - Ilustração esquemática de um processo de eletroerosão.

O processo de eletro-erosão é usado para produzir cavidades com pequenos detalhes superficiais cegos ou em furos passantes. Algumas das vantagens deste processo são:

- Nem a dureza ou a usinabilidade do material do estampo influenciam a eficiência da operação
- A exatidão e a precisão são muito boas e excedem as demandas das tolerâncias do estampo
- O acabamento final da superfície da cavidade necessita menor esforço do que os processos convencionais ou de fresamento copiado

Algumas máquinas de eletro-erosão, usadas para produzir cavidades ou furos passantes, são equipadas com movimento orbital do eletrodo. Portanto, o eletrodo se move vertical e horizontalmente. Esta combinação de movimentos fornece uma agitação do fluido dielétrico, como resultado, uma melhor lavagem e redução do desgaste do eletrodo são obtidos. Adicionalmente, pela mudança do curso da órbita, é possível usar o mesmo eletrodo para produzir furos de mesma forma mas diferentes dimensões.

O princípio da eletro-erosão tem sido desenvolvido na forma de eletro-erosão a fio, como mostrado na Figura 16.9. Neste caso, o eletrodo é um arame de pequeno diâmetro que se renova desenrolando de um carretel. Após sua passagem através da zona de corte, este arame é novamente enrolado e sucateado. O movimento do material do bloco em x e y é feito pelo uso de servomotores controlados eletronicamente, como nas máquinas CN. A máquina de eletro-erosão a fio é excelente para produzir matrizes com aberturas passantes como aquelas usadas para extrusão e trefilagem.

Na utilização de eletro-erosão para produzir cavidades tridimensionais, é importante ter um método eficiente de se fazer eletrodos. Os eletrodos para eletro-erosão podem ser feitos por máquinas CN ou copiadoras. Quando eletrodos de grafite são usados, menos acabamento superficial manual é necessário, uma vez que a grafite é macia e pode ser polida facilmente com lixa para a obtenção de uma superfície polida.

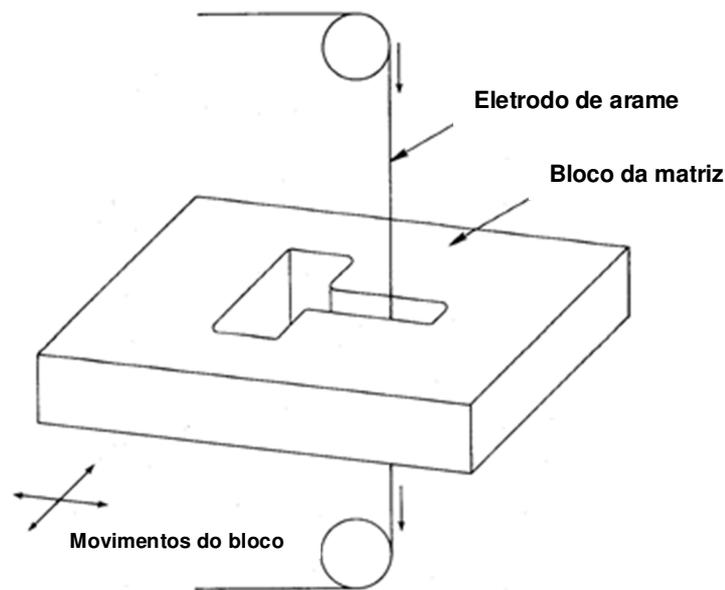


Figura 16.9 - Princípio de eletro-erosão a fio

Outro método usado para a fabricação de eletrodos de grafite é a abrasão. Nesta técnica, um estampo abrasivo é pressionado hidraulicamente contra um bloco de grafite oscilando num movimento rotativo ajustável⁽¹⁶⁻¹³⁾. O estampo abrasivo é fabricado de uma resina epoxi misturada com partículas abrasivas e possui a geometria negativa do eletrodo a ser produzido. Um simples estampo abrasivo pode ser usado para fabricar uma série de eletrodos de grafite. Desta forma, esta técnica é atrativa para produzir um grande número de eletrodos da mesma geometria.

16.10.5 Gravamento

No gravamento ou cunhagem, um aço ferramenta para punção é endurecido para aproximadamente 58 a 62 HRC e pressionado dentro de um bloco de aço amolecido, usualmente numa prensa hidráulica (como mostrado na Figura 2.7, Capítulo 2). A geometria do punção é a réplica “macho” da cavidade para ser fabricada. Boa lubrificação é conseguida através do recobrimento do punção com sulfato de cobre e recobrindo a superfície da matriz a ser cunhada com um lubrificante de alta qualidade para conformação a frio usualmente disulfato de molibdênio⁽¹⁶⁻¹⁴⁾. O material da cavidade do estampo pode estar à temperatura ambiente (gravamento a frio) ou a temperaturas elevadas (gravamento morno ou a quente). Um punção simples para gravamento ou um cubo podem ser usados para fabricação de um grande número de cavidades de estampo. Este processo é particularmente atrativo na fabricação de estampos com cavidades rasas ou aqueles que podem ser endurecidos após a cavidade ser produzida. Os maiores exemplos são os moldes para injeção de plásticos, estampos de recalque e estampos para forjamento a quente e a frio de facas, colheres, garfos, ferramentas manuais, etc.

O processo de gravamento tem certas características que, sob certas condições, podem ser muito vantajosos. Estas são:

- Várias cavidades podem ser produzidas usando-se o mesmo cubo. Isto reduz os custos e assegura que todos os estampos sejam de geometria idêntica
- Estampos de cunhagem têm excelentes acabamento superficial e não ha necessidade de polimento adicional, uma vez que o punção tenha uma superfície polida.
- O processo de gravamento ou cunhagem introduz um fluxo de grãos favorável dentro da cavidade do estampo. Como resultado, estampos fabricados por este processo usualmente exibem vida mais longa do que aqueles fabricados por eletro-erosão.

16.10.6 Outros métodos de fabricação de estampos

Adicionalmente aos métodos discutidos acima, há outros poucos métodos comumente usados para fabricação de estampos. Estampos fundidos, embora não usados extensivamente na prática, têm sido empregados com sucesso em algumas aplicações. Esta alternativa pode ser atrativa onde muitos estampos da mesma geometria devem ser fabricados. Um caso especial no qual estampos fundidos são mais atraentes do ponto de vista de custo, é o forjamento isotérmico ou a quente. Nesta aplicação, o estampo é feito de ligas de alta temperatura baseadas em níquel ou cobalto. Devido ao fato destas ligas não poderem ser usinadas facilmente, é melhor fundi-las e obter a cavidade final através de eletro-erosão.

O processo de usinagem eletroquímica é semelhante ao de eletro-erosão mas não usa centelhamento para remoção de material. Somente uma corrente direta é aplicada entre o eletrodo e o aço ferramenta usado para produzir a cavidade. Este método é mais eficiente do que a eletro-erosão em termos de taxa de remoção de material; contudo, o desgaste do eletrodo é muito grande e, mais importante, difícil de se prever. Como resultado, este método é usado somente em determinadas condições para a produção de estampos.

REFERÊNCIAS

- 16-1. Kannapan, A., "Wear in Forging Dies, A Review of World Experience", Metal Forming, Dec 1969, p 335: Jan 1970, p 6.
- 16-2. Nagpal, V., and Lahoti, G. D., "Application of the Radial Forging Process to Cold and Warm Forging of Common Tubes", Vol 1, Selection of Die and Mandrel Materials, Final Report, Contract No. DAAA22-78-C-0109, prepared for Watervliet Arsenal by Battelle-Columbus Laboratories, Columbus, OH, May 1980.
- 16-3. Blackwood, T. B., "The Role of Tool Steels in Extrusion Tooling", SME Technical Paper MF73-565, 1973.
- 16-4. *Die Steels*, a series of brochures from Latrobe Steel Company, Latrobe, PA.
- 16-5. *Tool Steels*, a series of brochures from Universal Cyclops Steel Corp., Bridgeville, PA.
- 16-6. *Hot-Work Die Steels*, data sheets from A. Finkl & Sons Company, Chicago, IL.
- 16-7. Bens, F. P., and Peckner, D., "Hot-Work Die Steels", The Tool and Manufacturing Engineer, May 1966, pp 68-71.
- 16-8. Lange, K., "Text Book of Metal Forming" (in German), Vol 2, Massive Forming, Springer-Verlag, New York, 1976.
- 16-9. Huntress, E. A., "Die Sinking Today", American Machinist, May 1980, p 152.
- 16-10. Lange, K., and Meyer-Nolkember, H., "Impression Die Forging" (in German), 2nd Ed., Springer-Verlag, Berlin-Heidelberg, New York, 1977, p 219.
- 16-11. Huntress, E. A., "Electrical Discharge Machining", American Machinist, Aug 1978, p 83.
- 16-12. Schey, J. A., "Introduction to Manufacturing Processes", McGraw-Hill, Inc., 1977, p 278.
- 16-13. Ullmann, W., "The Manufacturing of Graphite Electrodes for EDM by Using the Abrading Method" (in German), Giesserei, No. 13, June 23, 1980, p 481.
- 16-14. Hoischen, H., "The Loading of the Punch in Cold Hobbing" (in German), Industrie-Anzeiger, Vol 91, No. 48, June 10, 1969, p 1090.