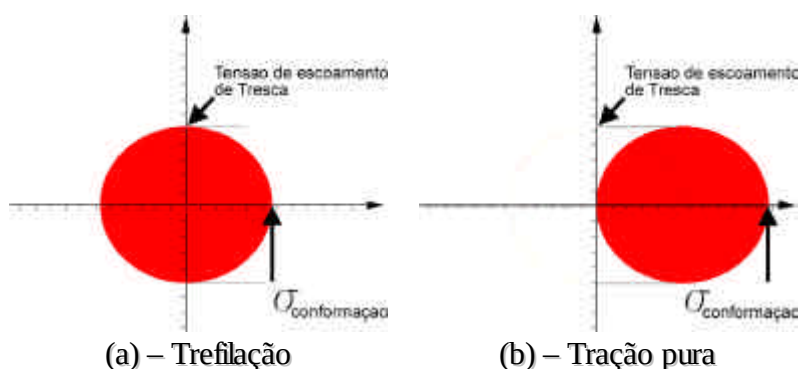




Na trefilação, existem componentes de compressão oriundas do contato do material em conformação contra a matriz ( $P \cos \alpha$  e  $P \sin \alpha$  - figura 4.8), tornando a trefilação como um processo de conformação por compressão indireta, conforme já citado no capítulo 3 (item 3.1).

As tensões de compressão existentes alteram o estado de tensões na trefilação, conforme ilustrado pela representação deste estado por um círculo de Mohr na figura 4.9.a. Na figura 4.9.b está mostrado um círculo de Mohr para um processo de tração que ocasionasse a mesma condição de deformação plástica do processo de trefilação, considerando o critério de Tresca<sup>1</sup>.



**Figura 4.9** – Círculos de Mohr aproximados para trefilação e para uma solicitação pura de tração (por exemplo: ensaio de tração). Para atingir o mesmo valor de tensão crítica de cisalhamento (critério de Tresca), a tensão de trefilação é aproximadamente a metade do valor das tensões de tração.

Pode-se perceber pelos círculos da figura 4.9, que seria necessária uma menor tensão ( $\sigma_1$  ou  $\sigma_{\text{conformação}}$ ) de trefilação para ocasionar o escoamento (deformação plástica) do que aquela necessária em tração. No item 4.6 será visto um exemplo numérico que comprova o que está esquematicamente representado nos círculos de Mohr da figura 4.9.

A intensidade das tensões compressivas é determinada pela conicidade da matriz de conformação (ângulo  $2\alpha$  - fig. 4.5.b ou fig. 4.8). Por outro lado, existem tensões oriundas do atrito (vide fig. 3.12 ou fig. 4.8) que são função não só da conicidade da matriz, mas também do coeficiente de atrito dinâmico ( $\mu$ ) entre o metal e a matriz (vide tabelas 2.3 e 2.4). Button (2002) apresenta valores de referência para o coeficiente de atrito encontrado na trefilação:

- 0,02 a 0,05 na trefilação de barras e tubos;
- 0,02 a 0,07 na trefilação por estiramento.

Para se avaliar a influência do ângulo de trefilação ( $2\alpha$ ) e do coeficiente de atrito dinâmico ( $\mu$ ) sobre as tensões atuantes, considera-se que a deformação total do sistema pode ser subdividida em componentes de deformação homogênea, redundante e por atrito, conforme já exposto no item 3.2:

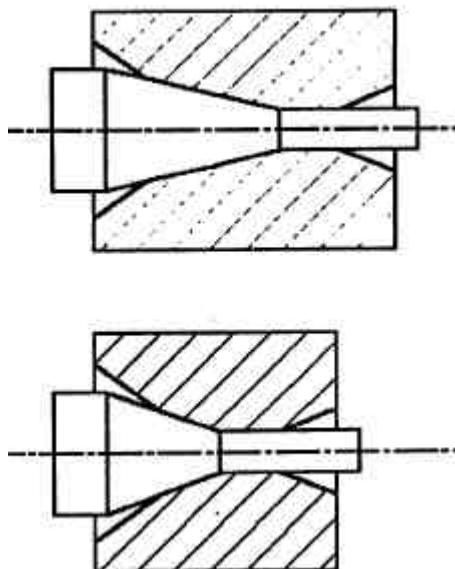
A energia de deformação homogênea (ou uniforme – item 3.2.1), independe de  $2\alpha$  e  $\mu$  e é calculada diretamente pela redução de área da seção transversal (equação 4.3).

A energia relativa ao atrito (item 3.2.2) depende diretamente de  $\mu$ , sendo mais intensa quanto maiores forem os valores do coeficiente de atrito dinâmico ( $\mu$ ). A deformação relativa ao atrito também depende de  $2\alpha$ , pois quanto menor a conicidade da matriz (menores os valores de  $2\alpha$ ), maior será a área de contato (aderência) entre o metal e a matriz e maior será a tensão necessária para iniciar

<sup>1</sup> Onde o diâmetro do círculo de Mohr deve ser igual ou maior do que o limite de escoamento do material, conforme equação 1.48.

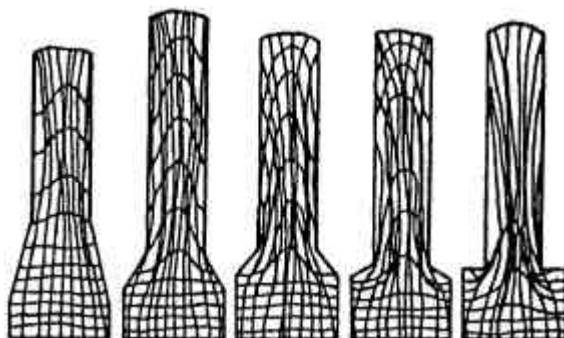


o deslocamento relativo (vencer o atrito estático –  $m$ ). Isto pode ser observado através da figura 4.10, onde é mostrado que a área de contato matriz/metal é maior com a diminuição do semi-ângulo da matriz.



**Figura 4.10** – Efeito da variação do ângulo de abertura de entrada da matriz sobre a área de contato metal-matriz: quanto maior o semi-ângulo da fieira ( $\alpha$ ), maior a área de contato e conseqüentemente o atrito, Button (2002).

A energia gasta no trabalho redundante, relacionada com a mudança no sentido de escoamento durante o processo de conformação (vide figura 3.4) pode ser associada à existência do escoamento convergente do material no interior da matriz, sendo tanto maior quanto maior for  $\alpha$ . A figura 3.6 ilustrava o escoamento convergente para o caso da extrusão (caso de  $\alpha=90^\circ$ ), a figura 4.11 ilustra o efeito da conicidade da matriz (ângulo  $2\alpha$ ) sobre o escoamento convergente e conseqüentemente na deformação redundante.

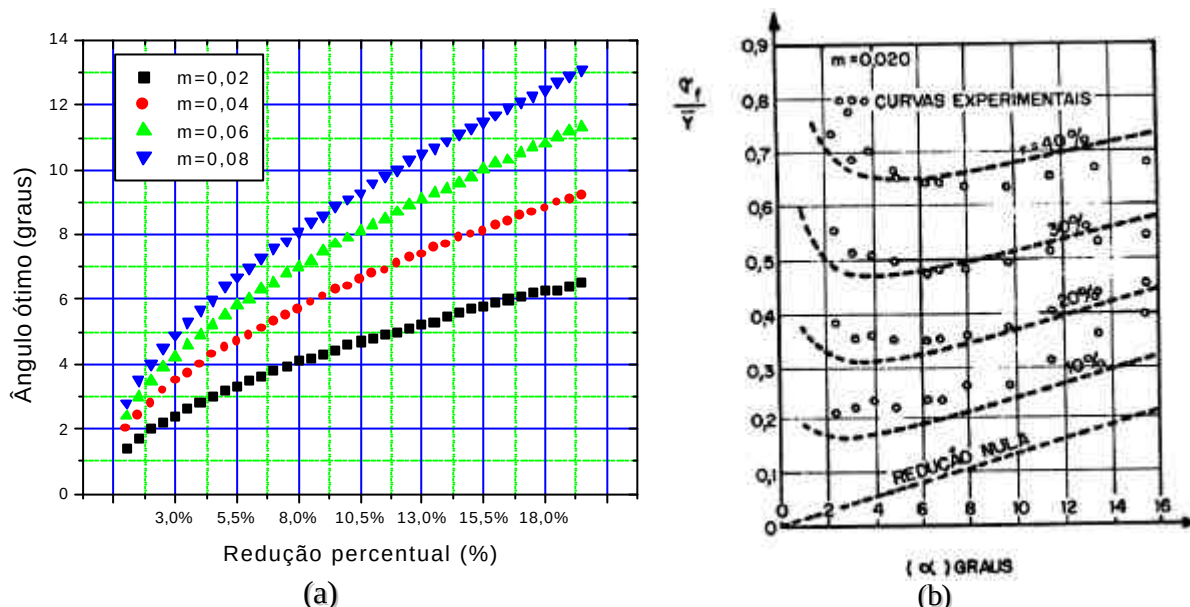


**Figura 4.11** – Efeito da variação do ângulo de abertura de entrada da matriz sobre a deformação interna (redundante) na trefilação, Button (2002).

Existem equacionamentos para quantificar o efeito destas duas variáveis ( $\alpha$  e  $\mu$ ) sobre o consumo de energia no processo de trefilação. No caso do semi-ângulo ( $\alpha$ ), têm-se equações que correlacionam o coeficiente de atrito e o grau de redução para a determinação de valores do semi-ângulo que minimiza a energia gasta no processo de trefilação. Helman e Cetlin (1983) citam uma extensa equação, a qual este ângulo ótimo deve satisfazer, que pode ser simplificada à:

$$\alpha_{\text{ótimo}} = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot m \cdot \ln \left( \frac{D_i}{D_f} \right)} \quad (4.5)$$

Os resultados do cálculo do semi-ângulo ótimo estão mostrados no gráfico da figura 4.12.a. O gráfico da figura 4.12.b ilustra a variação na força de trefilação em função dos ângulos da matriz e graus de redução. Neste gráfico observa-se que o ângulo ótimo (definido pelo ponto mínimo das curvas de tensão) aumenta com o grau de redução por passe.



**Figura 4.12** – (a) Valores do semi-ângulo ótimo segundo calculado pela equação (4.5) e (b) variação na tensão de trefilação de acordo com o semi-ângulo utilizado, Helman e Cetlin (1983).

Segundo Dieter (1988), os processos comerciais de trefilação de arames empregam semi-ângulos ( $\alpha$ ) na faixa entre 6 a 10° e reduções de 20%.

Por outro lado, Button (2002) cita que são utilizados semi-ângulos ( $\alpha$ ) variando de 5 a 10° para a trefilação de barras e para o caso do estiramento de tubos, que os semi-ângulos variam entre 5 a 12°, para reduções de 14 a 40%, respectivamente. Este mesmo autor apresenta uma tabela com maiores informações a este respeito, reproduzida abaixo.

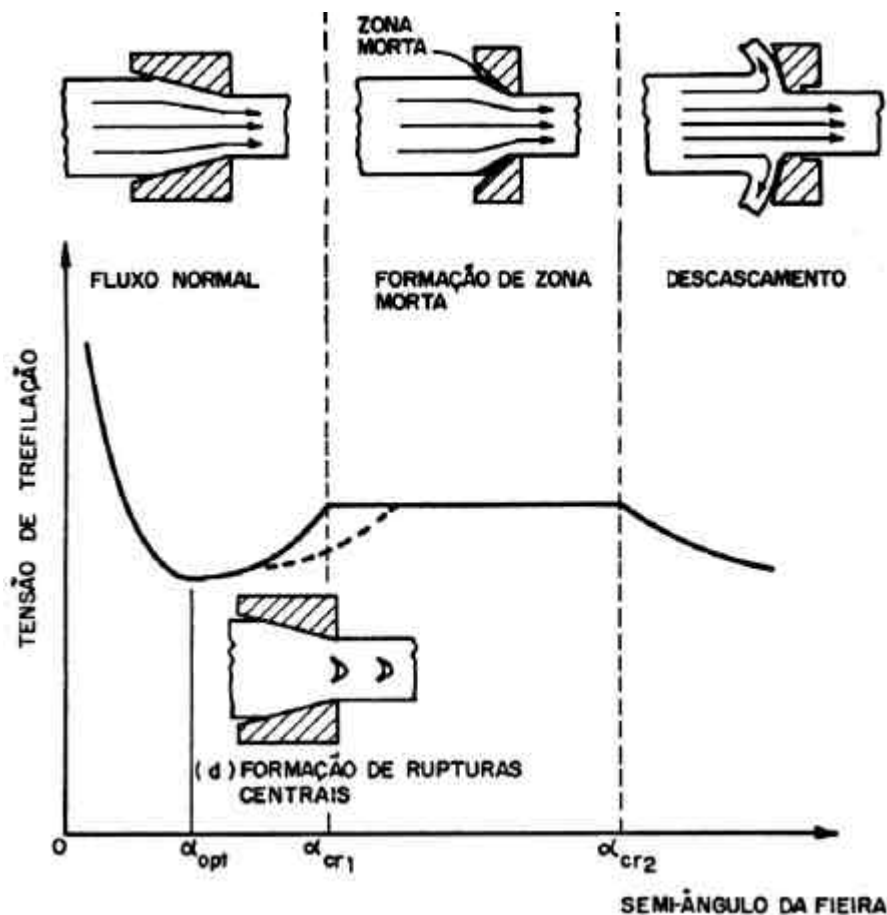
**Tabela 4.3** – Alguns valores indicados para ângulos de matriz ( $2\alpha$ ) em graus.

| Redução de área por passe (%) | Material a ser conformado |                      |          |          |
|-------------------------------|---------------------------|----------------------|----------|----------|
|                               | Aço baixa resistência     | Aço alta resistência | Cobre    | Alumínio |
| 10 a 15                       | 8 a 12°                   | 6 a 8°               | 12 a 14° | 16 a 20° |
| 16 a 22                       | 12 a 16°                  | 8 a 12°              | 14 a 16° | 20 a 24° |
| 22 a 30                       | 16 a 20°                  | –                    | 16 a 22° | 24 a 30° |

A conicidade da matriz também pode provocar outros efeitos, além da variação da tensão de trefilação. Helman e Cetlin (1983) descrevem os fenômenos associados com o ângulo de trefilação:

- formação de “zona morta”;
- descascamento;
- trincas localizadas – rupturas centrais e defeitos chevron ou “pata de corvo”

A figura 4.13 ilustra a formação destes modos de deformação durante a trefilação de uma barra metálica. Nesta figura pode-se notar que a tensão de trefilação é inicialmente elevada, devido ao maior atrito causado pelo maior contato metal-matriz quando esta apresenta pequenos ângulos (vide figura 4.10).



**Figura 4.13** – Correlação entre a ocorrência de zonas mortas e descascamento com a variação da conicidade da matriz de trefilação, Helman e Cetlin (1983).

À medida que o ângulo é aumentado, o esforço de trefilação aumenta novamente devido ao aumento da deformação redundante, porém este aumento só continua até atingir-se o chamado primeiro ângulo crítico  $\alpha_{cr1}$ . A partir deste ângulo ( $\alpha_{cr1}$ ), o modo de deformação normal é substituído pelo modo de deformação com zona morta. Neste modo nem todo o material toca a superfície de matriz com previsto, o que diminui o atrito gerado pelo contato, estabilizando, conforme mostra o gráfico, a energia ou tensão consumida. Porém a perda de contato com a matriz piora a qualidade da superfície do trefilado.

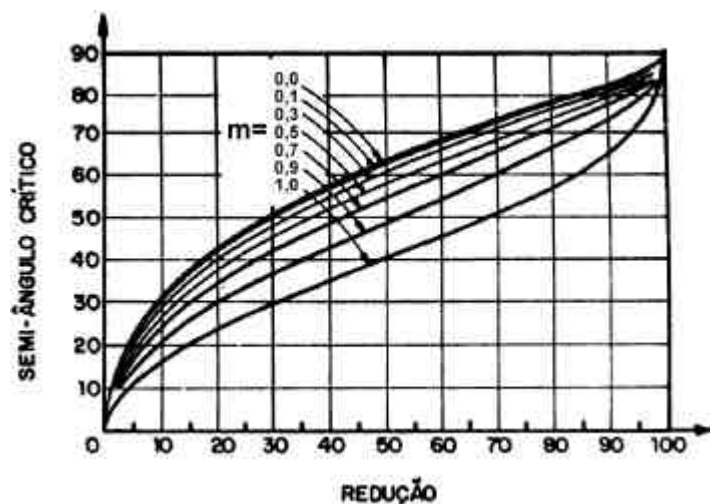
Da mesma maneira que no caso do ângulo ótimo (equação 4.5), pode-se criar uma equação extensa a qual o primeiro ângulo crítico  $\alpha_{cr1}$  deve atender e que pode ser simplificada para a forma abaixo:

$$\alpha_{ótimo} = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot \ln \left( \frac{D_i}{D_f} \right)} \quad (4.6)$$



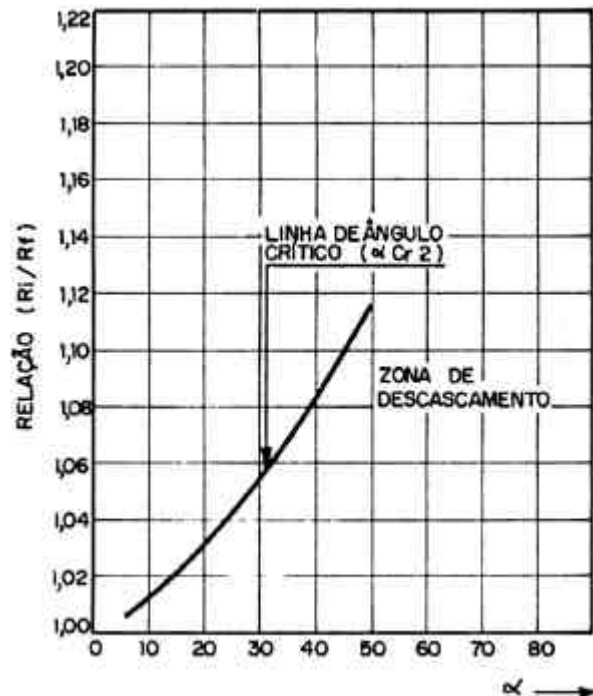


que é válida para pequenos ângulos. A figura 4.14 apresenta a solução gráfica para a equação completa da qual a equação (4.6) é uma representação simplificada.



**Figura 4.14** – Resolução dos valores do primeiro ângulo crítico com o grau de redução e coeficiente de atrito estático em trefilação, Herman e Cetlin (1983).

A continuação do aumento do ângulo da matriz pode levar à ocorrência do corte do material pela matriz, modo este conhecido como descascamento, com potencialmente graves efeitos sobre a qualidade do material processado. Helman e Celin apresentam um ábaco para determinar os valores do ângulo crítico 2 ( $\alpha_{cr2}$ ) para o início da ocorrência do descascamento do material.

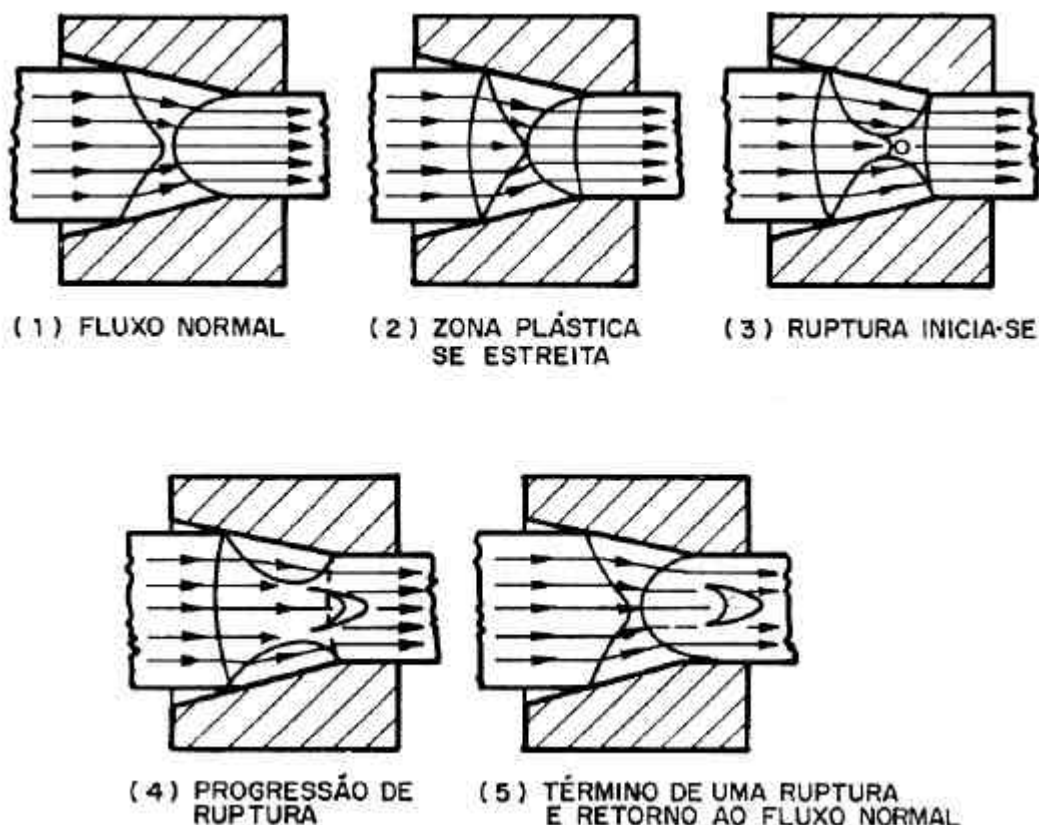


**Figura 4.15** – Resolução dos valores do segundo ângulo crítico com o grau de redução em trefilação, Herman e Cetlin (1983).

Na trefilação dos metais, pode ocorrer o fenômeno de rupturas centrais. Segundo Avitzur, uma trinca central ocorre quando nem toda a seção do material sob trefilação apresenta deformação por cisalhamento ou redundante. Observando a figura 4.16, sob certas condições de velocidade de trefilação, grau de redução e coeficiente de atrito, a superfície do trefilado passa a concentrar a deformação redundante, ficando a parte central com um

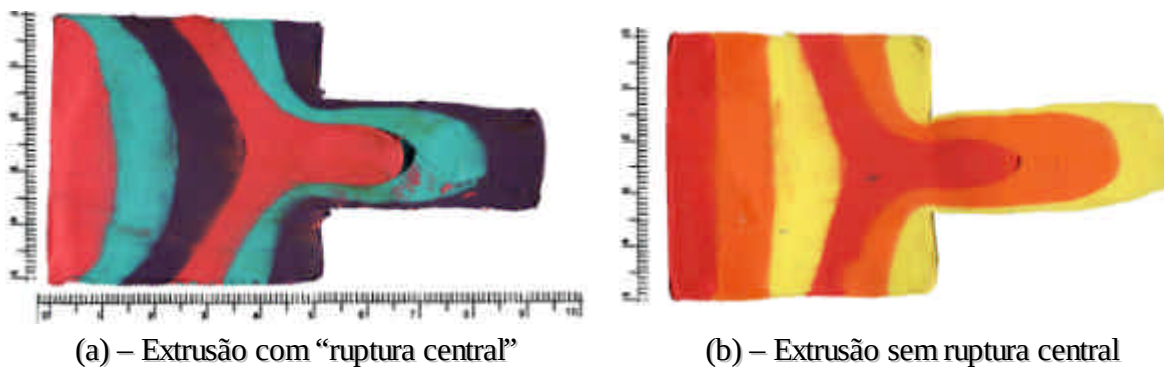


comportamento inteiramente rígido, apenas com variação de velocidade (item 3 da figura 4.16) Como as velocidades de entrada e saída são diferentes, ocorre uma incompatibilidade entre estas que leva à geração de uma trinca (fig. 4.16 item 4), que é “emitida” pela região da matriz.



**Figura 4.16** – Modelamento explicativo do processo de geração de rupturas centrais.

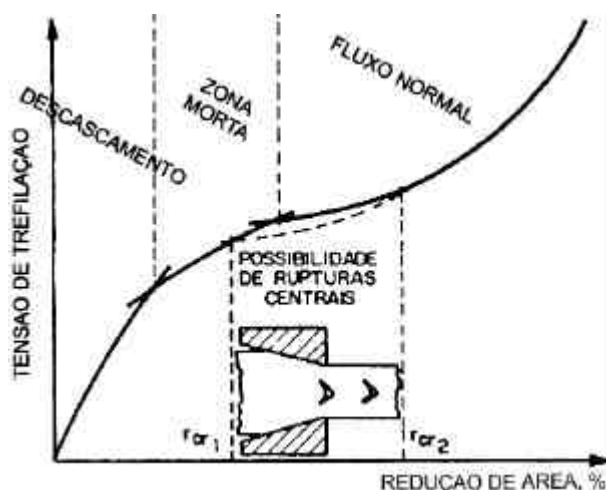
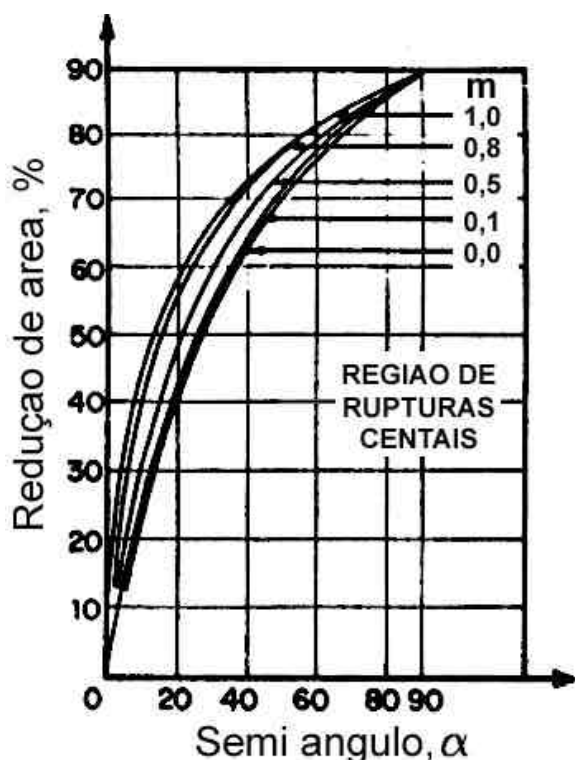
Uma experiência realizada em sala de aula, com uma montagem experimental de extrusão, revelou o mecanismo de ocorrência deste defeito. Apesar do material que foi extrudado não ser metálico, o problema, que tem origem mecânica, pode ser caracterizado desta forma.



**Figura 4.17** – Exemplo prático da ocorrência de ruptura central (a) por descasamento das deformações entre a superfície e o centro do material.



A ruptura central, assim como os demais fenômenos, também ocorrem para faixas bem definidas do grau de redução em trefilação. Os gráficos da figura 4.18 ilustram a região de ocorrência destes fenômenos assim com oferece algumas indicações das condições favoráveis para o aparecimento das rupturas centrais. Nota-se que quanto maior o ângulo e o coeficiente de atrito, maior a chance de descasamento de deformações e ocorrência de rupturas centrais.



**Figura 4.18** – (a) Determinação das condições favoráveis para o aparecimento de rupturas centrais; (b) relação entre o esforço de trefilação e o grau de redução para a ocorrência dos fenômenos de deformação em trefilação, adaptado de Helman e Cetlin (1983).

Caso o atrito entre o metal e a matriz for suficientemente elevado, conforme pode ser visto nas figuras 4.11 e 4.17.a, a periferia do material trefilado pode apresentar uma velocidade suficientemente pequena, em relação às demais regiões próximas ao eixo da barra que este perfil de velocidades pode gerar um tipo de ruptura conhecida como “chevron” ou “pata de corvo”. A figura 4.19 ilustra dois casos, um para tubos de aço e outro para fios de cobre, onde este fenômeno ocorreu.



(a)



(b)

**Figura 4.19** – Ocorrência de defeitos “chevron” ou “pata de corvo” em produtos trefilados: (a) fio de cobre, Button (2002) e (b) tubo de aço, Moraes (2003).



Em ambos os casos, deveriam ser adotadas condições mais adequadas de:

- grau de redução da área (equação 4.2)
- lubrificação;
- acerto de propriedades mecânicas (aumento da ductilidade por meio de um tratamento térmico de normalização).

#### 4.5 – Análise térmica

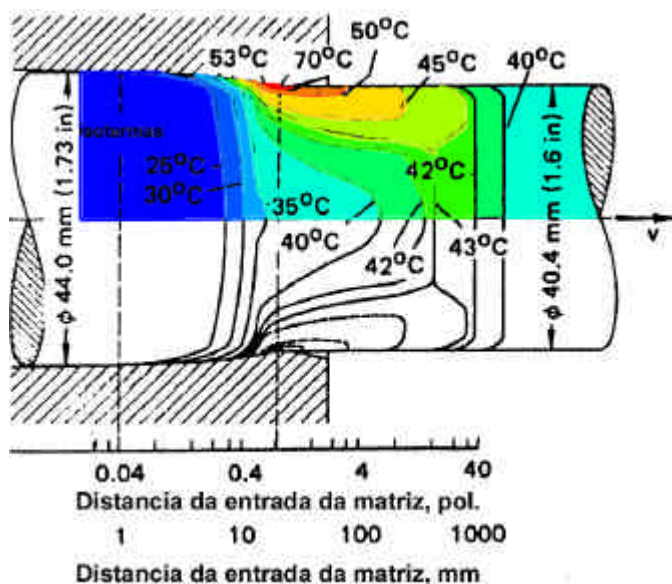
Em geral, o processo de trefilação utiliza taxa de conformação elevadas, ainda mais no processo de trefilação de arames finos. Nestes casos, o desempenho do lubrificante torna-se essencial para atingir a qualidade do produto trefilado. O atrito presente no processo é responsável pela geração de calor, especialmente para a trefilação de materiais abaixo da temperatura de recristalização, quando a quantidade de energia de deformação transformada e dissipada sob forma de calor pode chegar a cerca de 90% (Button, 2002).

Button (2002) fornece uma expressão simples para a estimativa do aumento de temperatura devido a energia de deformação:

$$\Delta T = \bar{Y} \cdot \left( \frac{1}{c_p \cdot \rho} \right) \cdot \ln \frac{A_i}{A_f} \quad (4.7)$$

onde:  $\Delta T$  é o incremento em temperatura ( $^{\circ}\text{C}$  ou  $^{\circ}\text{K}$ );  $\bar{Y}$  é a tensão média (vide fig. .39);  $c_p$  é o calor específico do material;  $\rho$  é o peso específico e  $A_i$  e  $A_f$  são as áreas inicial e final do material, respectivamente.

A equação (4.7) não considera os efeitos da taxa de conformação nem da extração de calor pelo lubrificante ou por um sistema de resfriamento externo qualquer. Aparentemente um aumento na taxa de conformação reduz a transferência de calor para a matriz, mas também pode diminuir a eficiência do lubrificante e/ou do sistema de refrigeração utilizado. Como as deformações não são homogêneas no material sendo trefilado (vide figs. 4.17 e 4.11), a distribuição de temperaturas também não será, conforme ilustra o gráfico da figura 4.20.



**Figura 4.20** – Distribuição de temperaturas em um barra cilíndrica trefilada, adaptado de Button (2002).



Button (2002) também apresenta uma metodologia para quantificar o efeito da velocidade sobre o aumento da temperatura, por meio da seguinte expressão:

$$\Delta T = \frac{1}{c_p \cdot r} \int_0^t s_f \dot{\epsilon} \cdot dt \quad (4.8)$$

onde:  $\sigma_f$  é a tensão de escoamento relativa à deformação local;  $\dot{\epsilon}$  (barra ponto) é a taxa de deformação para cada posição do material trefilado e  $t$  é o tempo de processamento em uma posição da matriz;

No caso da trefilação de barras cilíndricas, o tempo  $t$  pode ser calculado por:

$$t_{(x)} = \frac{x}{v_{(x)}} \quad (4.9)$$

onde:

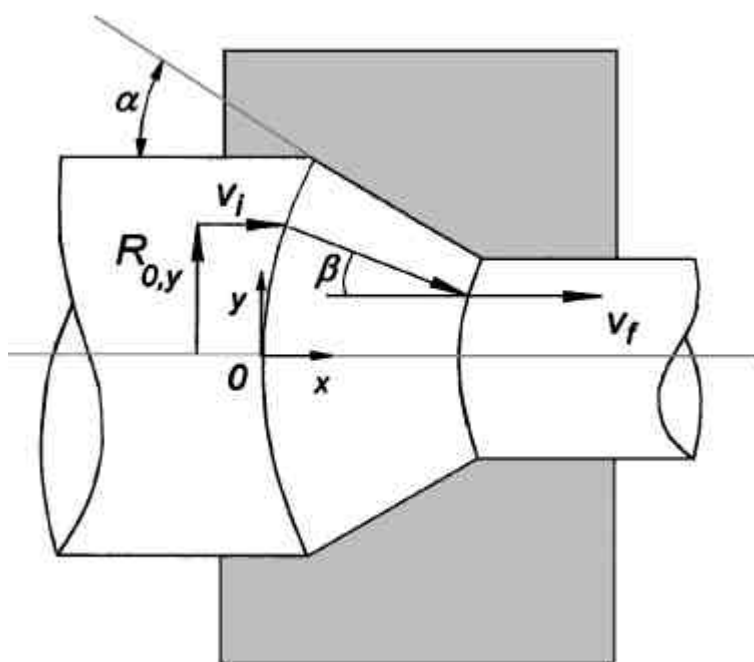
$$x = \frac{D - D_f}{2 \tan b} \quad (4.10)$$

$$v_{(x)} = v_i \left( \frac{D_i}{D} \right)^2 \quad (4.11)$$

e

$$\dot{\epsilon} = \frac{2 \ln \left( \frac{R_{0,y}}{R_{x,y}} \right)}{t_{(x)}} \quad (4.12)$$

A figura 4.21 ilustra o sistema de coordenadas a ser utilizado:



**Figura 4.21** – Sistema de referências utilizado para a aplicação das equações de 4.9 a 4.12, adaptado de Button (2002).

#### 4.6 – Cálculo do esforço de trefilação

Neste item não serão demonstradas as equações utilizadas para os cálculos a respeito da cargas, tensões e deformações de trefilação, já que isto foi assunto do capítulo 3. Agora basta saber por qual método analítico dos mostrados abaixo foi obtida a equação, quais as suas variáveis e campo de aplicação.

**Tabela 4.4** – Métodos de cálculo utilizados nas determinações das equações utilizadas neste item.

|                       |                                |                      |
|-----------------------|--------------------------------|----------------------|
| MÉTODOS TEÓRICOS      | Analíticos                     | Deformação homogênea |
|                       |                                | Blocos ou tiras      |
|                       |                                | Limite superior      |
|                       | Numéricos                      | Elementos finitos    |
|                       |                                | Redes Neurais        |
| MÉTODOS EXPERIMENTAIS | Simulações / medição “on-line” |                      |

Através das equações apresentadas, será possível determinar:

- esforços de trefilação;
- deformação e encruamento acumulados por passes sucessivos;
- dimensionamento de equipamentos;
- distribuição de tensões internas.

Segundo Dieter (1988) e conforme já deduzido no capítulo 3, o método da deformação uniforme fornece a seguinte equação para o processo de trefilação:

$$s_{Tref} = \bar{Y} \cdot \ln \frac{A_f}{A_i} = \bar{Y} \cdot \ln \left( \frac{1}{1-r} \right) \quad (4.13)$$

Como esta equação foi obtida pelo método da deformação homogênea, então esta subestima a real carga de conformação, não considerando as deformações por atrito e redundante. Uma maneira de corrigir esta limitação é pela utilização do coeficiente de eficiência da deformação ( $\eta$ ), cujos valores típicos estão listados na tabela 3.3:

$$s_{Tref \text{ Real}} = h \cdot s_{Tref} = h \cdot \bar{Y} \cdot \ln \frac{A_f}{A_i} = \bar{Y} \cdot \ln \left( \frac{1}{1-r} \right) \quad (4.14)$$

Johnson e Rowe (em Dieter, 1988) propuseram uma equação para considerar o efeito do atrito sobre a equação 4.13, obtendo:

$$s_{Tref} = \bar{Y} \cdot (1+B) \ln \frac{A_f}{A_i} \quad (4.15)$$

onde  $B = \mu \cdot \cotag(\alpha)$ .

Considerando a presença do atrito e o uso do método dos blocos, obtêm-se a seguinte equação, sem levar em consideração a deformação redundante:

$$s_{Tref} = \bar{Y} \cdot \frac{1+B}{B} \left[ 1 - \left( \frac{D_f}{D_i} \right)^{2B} \right] \quad (4.16)$$

onde  $B = \mu \cdot \cot(\alpha)$ .

Helman e Cetlin (1983) apresentam uma forma alterada da equação acima, para considerar a aplicação de uma tensão à ré (contrária) durante a trefilação:

$$s_{Tref} = s_{Ré} \left( \frac{D_f}{D_i} \right)^{2B} + \bar{Y} \cdot \frac{1+B}{B} \left[ 1 - \left( \frac{D_f}{D_i} \right)^{2B} \right] \quad (4.17)$$

Neste caso, a tensão à ré tende a aumentar a tensão necessária à deformação, porém auxilia na qualidade superficial já que a junção de tensões reduz a tensão de contato (atrito) entre o molde e o metal.

Outra forma de considerar o efeito das deformações não homogêneas é através do parâmetro de Rowe ou parâmetro do trabalho redundante ( $\phi$ ):

$$f = f(a, r) = \frac{e^*}{e} \quad (4.18)$$

Onde  $\varepsilon^*$  é a deformação aumentada correspondendo ao limite de escoamento que foi homogeneamente deformado até  $\varepsilon$ . Deve-se notar a semelhança na definição deste parâmetro com o parâmetro eficiência de deformação equação 4.14. O parâmetro do trabalho redundante pode ser empregado em qualquer equação que calcule o esforço de trefilação que não leve em consideração o trabalho redundante.

Existem várias expressões para este parâmetro, a seguir estão algumas destas.

- Dieter (1988):

$$f \approx 0,8 + \frac{\Delta}{4,4} \quad (4.19)$$

onde

$$\Delta = \frac{a}{r} [1 + \sqrt{1-r}]^2 \quad (4.20)$$

- Button (2002):

$$f \approx 0,88 + 0,12 \frac{h}{L} \quad (4.21)$$

onde

$$h = \frac{(D_i + D_f)}{2}, \text{ diâmetro médio} \quad (4.22)$$

e



$$L = \frac{(D_i + D_f)}{2 \cdot \sin \alpha}, \text{ comprimento da região de trabalho} \quad (4.23)$$

- Helman e Cetlin (1988):

$$f \approx 0,88 + 0,78 \frac{A_s}{M} \quad (4.24)$$

onde:

$$\frac{A_s}{M} = \frac{D_i + D_f}{D_i - D_f} \left( \frac{1 - \cos \alpha}{2 \sin \alpha} \right) \quad (4.25)$$

Existem equações nas quais já está sendo considerado o efeito dos três tipos de deformações, como por exemplo:

$$s_{Tref} = \bar{Y} \left[ \left( 1 + \frac{2m}{\sin 2\alpha} \right) \ln \frac{A_i}{A_f} + \frac{2}{3} \tan \alpha \right] \quad (4.26)$$

Considerando todas as parcelas de energia, abaixo listadas:

$$U_i = 2f(\alpha) \bar{Y} \ln \left( \frac{R_i}{R_f} \right) \quad (4.27)$$

,

$$U_f = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{Y} m \operatorname{ctg} \alpha \ln \left( \frac{R_i}{R_f} \right) \quad (4.28)$$

e

$$U_R = \frac{2}{\sqrt{3}} \left[ \frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \operatorname{ctg} \alpha \right] \bar{Y} \quad (4.29)$$

Obtêm-se, através da análise pelo método do limite superior:

$$\sigma_f = \bar{Y} 2f(\alpha) \ln \left( \frac{R_i}{R_f} \right) + \frac{2\bar{Y}}{\sqrt{3}} \left[ \frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \operatorname{ctg} \alpha + m(\operatorname{ctg} \alpha) \ln \left( \frac{R_i}{R_f} \right) + m \frac{L}{R_f} \right] \quad (4.30)$$

onde:

$$f(\alpha) = \frac{1}{\sin^2 \alpha} \left[ 1 - (\cos \alpha) \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha} + \right. \\ \left. + \frac{1}{\sqrt{11 \times 12}} \ln \frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos \alpha + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha}} \right] \quad (4.31)$$

Alternativamente, Helman e Cetlin (1983) oferecem os valores da função  $f(\alpha)$  reproduzidos na tabela 4.5.



**Tabela 4.5** – Valores dos parâmetros da equação (4.30), Helman e Cetlin (1983).

| $\alpha^\circ$ | $f(\alpha)$ | $\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \text{ctg } \alpha$ | $\alpha^\circ$ | $f(\alpha)$ | $\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \text{ctg } \alpha$ |
|----------------|-------------|-----------------------------------------------------------|----------------|-------------|-----------------------------------------------------------|
| 0              | 1,00000     | 0                                                         | 16             | 1,00167     | 0,18813                                                   |
| 1              | 1,00001     | 0,011636                                                  | 17             | 1,00189     | 0,20016                                                   |
| 2              | 1,00003     | 0,023275                                                  | 18             | 1,00212     | 0,21223                                                   |
| 3              | 1,00006     | 0,034920                                                  | 19             | 1,00237     | 0,22437                                                   |
| 4              | 1,00010     | 0,046573                                                  | 20             | 1,00264     | 0,23656                                                   |
| 5              | 1,00016     | 0,058237                                                  | 21             | 1,00292     | 0,24881                                                   |
| 6              | 1,00023     | 0,069915                                                  | 22             | 1,00322     | 0,26112                                                   |
| 7              | 1,00031     | 0,081611                                                  | 23             | 1,00354     | 0,27350                                                   |
| 8              | 1,00041     | 0,093327                                                  | 24             | 1,00387     | 0,28595                                                   |
| 9              | 1,00052     | 0,10507                                                   | 25             | 1,00422     | 0,29848                                                   |
| 10             | 1,00064     | 0,11683                                                   | 26             | 1,00459     | 0,31108                                                   |
| 11             | 1,00078     | 0,12862                                                   | 27             | 1,00498     | 0,32377                                                   |
| 12             | 1,00093     | 0,14045                                                   | 28             | 1,00538     | 0,33653                                                   |
| 13             | 1,00109     | 0,15231                                                   | 29             | 1,00581     | 0,34939                                                   |
| 14             | 1,00127     | 0,16421                                                   | 30             | 1,00625     | 0,36234                                                   |
| 15             | 1,00146     | 0,17614                                                   |                |             |                                                           |

A resolução de problemas com as equações listadas oferecerá valores de tensões de trefilação menores do que o valor do limite de escoamento do material, conforme já comentado no item 4.4.

#### 4.6.1 – Limite máximo de trefilação

Já foi estudado no item 4.3 que o processo de trefilação atinge um limite máximo a partir de certos valores de deformação. Esta limitação depende do encruamento apresentado pelo material em conformação. Caso seja necessário introduzir uma grande deformação no componente (acima de sua capacidade de deformação plástica ou que vá induzir maiores valores de tensões residuais), torna-se necessário a utilização de um recozimento neste material.

O número adequado de passes é definido pela redução de área possível por passe que é determinada pela condição de que a tensão de trefilação não deve aproximar-se da tensão de escoamento do material após trefilado (equação 4.1). O leitor deve perceber que o possível número de etapas de recozimento intermediário são calculados de modo iterativo, para definir:

redução da seção → deformação → tensão atuante → limite de escoamento final

Utilizando a condição de que a máxima tensão de trefilação não pode ultrapassar os valores do limite de escoamento final do material, resolvendo-se a equação (4.30) para se isolar a relação entre raios (grau de redução), obtêm-se:

$$\left( \frac{R_i}{R_f} \right)_{\text{máx.}} = \exp \left\{ \frac{1 - \frac{2}{\sqrt{3}} \left( \frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \text{ctg } \alpha \right)}{2 \left[ f(\alpha) + \frac{m}{\sqrt{3}} \text{ctg } \alpha \right]} \right\} \quad (4.32)$$



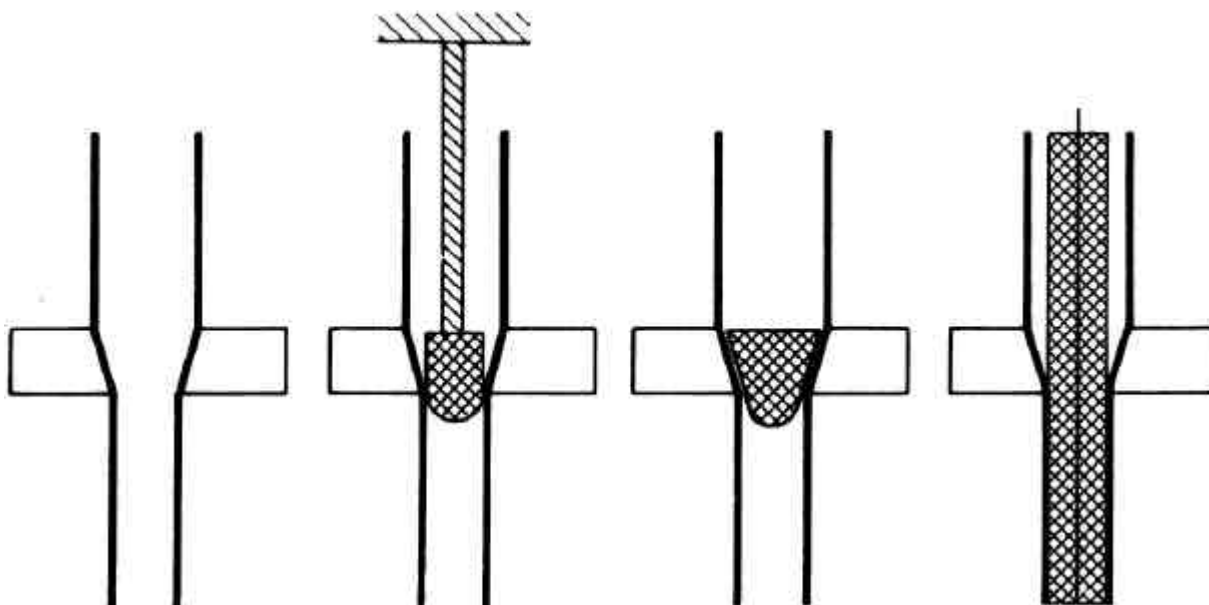
Desprezando-se o atrito ( $m \approx 0$ ) e a deformação redundante, pode-se aproximar a equação (4.32) para a equação (4.33):

$$\left( \frac{R_f}{R_i} \right)_{máx} \approx \text{Exp}(0,5) = 0,63 \text{ ou } 63\% \quad (4.33)$$

#### 4.6.2 – Trefilação de tubos

Tubos são materiais amplamente fabricados e/ou trabalhados pelo processo de trefilação. A trefilação é empregada na fabricação de tubos com o objetivo de obter tolerâncias dimensionais mais precisas e melhores acabamentos superficiais. Também visa a produção de tubos com paredes mais finas ou menores diâmetros, com perfis mais regulares dos que poderiam ser obtidos com processos de conformação a quente.

Os três tipos básicos de trefilação de tubos estão mostrados na figura 4.22 e empregam a matriz mais um mandril ou um plugue ou somente a matriz. A opção por cada um deles dependerá da qualidade exigida para as superfícies interna e externa do tubo.



**Figura 4.22** – Tipos de Trefilação de tubos (da esquerda para a direita): trefilação simples, com mandril fixo, com mandril flutuante, com mandril móvel (ou estiramento de tubos); Dieter (1988).

No caso da trefilação sem mandril ou sem plugue, o interior do tubo não tem sua deformação restrita, de modo que a parede se torna ligeiramente mais espessa e a superfície interna mais irregular do que antes. Com o maior cisalhamento interno, ou seja, com maior trabalho redundante, a redução máxima de área é menor, em relação aos outros processos de trefilação de tubos.

No caso do plugue estacionário (ou mandril fixo), tanto o diâmetro interno quanto o externo são modificados e controlados durante o processo. O plugue pode ser cilíndrico ou cônico e controla a dimensão e a forma do diâmetro interno, fornecendo um produto de qualidade superior. A redução de área normalmente não ultrapassa 30%.

O processo de mandril flutuante é empregado para trefilação de tubos longos, que podem ser bobinados. Com esse processo, evita-se o uso de hastes longas e as possíveis



ressonâncias observadas em trefilações de elevada velocidade. Para que este processo tenha sucesso, há necessidade de uma correta definição da lubrificação e das ferramentas para garantir que o plugue fique na posição projetada, podendo ser possível obter reduções de até 45% com forças de trefilação menores do que as observadas no processo com mandril fixo.

Na trefilação de tubos com plugue ou mandril, a maior parcela da energia de conformação é empregada na deformação relativa à redução da espessura da parede do tubo. Normalmente o diâmetro interno é reduzido de uma pequena quantidade, igual à necessária para inserir o plugue ou o mandril antes do processo.

Para a trefilação com plugue estacionário ou flutuante, a tensão de trefilação é expressa pela equação (Dieter, 1988):

$$s_{Tref.} = \bar{Y} \cdot \frac{1+B'}{B'} \left[ 1 - \left( \frac{A_f}{A_i} \right)^{B'} \right] \quad (4.34)$$

sendo:

$$B' = \frac{m_1 + m_2}{\tan \alpha - \tan \beta} \quad (4.35)$$

onde:  $\mu_1$  é o coeficiente de atrito entre o tubo e a parede da matriz;  $\mu_2$  é o coeficiente de atrito entre o tubo e a parede do plugue;  $\alpha$  é o semiângulo da matriz e  $\beta$  é o semiângulo do plugue.

Na trefilação com mandril móvel, a força de atrito na interface tubo-matriz está direcionada no sentido da entrada da matriz enquanto que na superfície tubo-mandril, a força de atrito está direcionada no sentido da saída da matriz. Assim têm-se:

$$B' = \frac{m_1 - m_2}{\tan \alpha - \tan \beta} \quad (4.36)$$

Sachs e Baldwin consideraram que, durante a trefilação de tubos sem mandril (ou plugue), a espessura dos tubos não variava, assim obteve-se uma equação para descrever o esforço para trefilar este tubo, que é:

$$s_{Tref.} = 1,1 \cdot \bar{Y} \cdot \frac{1+B}{B} \left[ 1 - \left( \frac{A_f}{A_i} \right)^B \right] \quad (4.34)$$



#### 4.7 – Bibliografia

- BUTTON, S.T.; **Curso: Trefilação**. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, São Paulo, 2002.
- DIETER, G. E.; **Mechanical Metallurgy**. SI Metric edition. McGraw Hill, Singapore, 1988 (existe uma versão anterior que foi traduzida para o português).
- HELMAN, H.; CETLIN, P.R.; **Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais**. Editora Guanabara Dois, 1983.  
HELMAN, H.; **Curso: Fundamentos da Laminação - Produtos Planos**, ABM, 1988.  
MEYERS, M.A.; CHAWLA, K.K.; **Principles of Mechanical Metallurgy**. Prentice-Hall Inc., Englewood Cliffs, 1984.  
MORAIS, W.A.; **Análise de falha: trincas em tubos trefilados**. Companhia Siderúrgica Paulista (COSIPA), 2003.
- PLAUT, R.L.; **Curso: Laminação dos aços: tópicos avançados**. Associação Brasileira de Metais, São Paulo, 1984.
- PLAUT, R.L.; SILVA, A.T.; **Curso: Estampagem dos aços ao carbono**. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, São Paulo, 2003.
- SCHAEFFER, L.; **Conformação Mecânica**. Imprensa Livre Editora, Porto Alegre, 1999.