

NOTAS SÔBRE FORJAMENTO EM MATRIZ FECHADA ⁽¹⁾

JORGE A. M. FLORES SOARES ⁽²⁾

NEY WOLFFENBÜTTEL ⁽²⁾

RESUMO

Os autores, na sua qualidade de engenheiros estagiários na Metalúrgica Amadeo Rossi & Cia., nossos consócios e conhecidos fabricantes de armas em São Leopoldo, RS, apresentam o processo de forjamento em matriz fechada, com a respectiva matriz, no caso típico da fabricação do gatilho de armas de caça. Fazem comparações dimensionais entre esse processo e o de forjamento em matriz aberta. Apresentam análise comparativa de custo.

1. INTRODUÇÃO

A deformação plástica e quente de materiais metálicos entre dois semi-moldes, em que pese sua antiguidade, é ainda um dos importantes processos para obtenção de peças semi-acabadas ou acabadas em grandes séries. O forjamento apresenta por véses sôbre a fundição comum vantagens econômicas e mecânicas. As peças forjadas são mais dúcteis e resilientes do que peças fundidas do mesmo material. Os maiores inconvenientes do forjamento com dois semi-moldes, são de ordem dimensional. Originam-se da rebarba que se forma entre os dois semi-moldes, do desencontro entre êstes e da necessidade de conicidades de saída bastante grandes. Tais inconvenientes podem ser eliminados pela utilização de um "molde fechado", sempre que se tratar de peças prismáticas ou limitadas lateralmente por superfícies de geratrizes paralelas. Peças típicas adaptáveis a êste processo ocorrem em indústrias de máquinas de tecelagem, de escrever e de costura, em fábricas de armas, etc. O presente trabalho foi realizado em uma indústria de armas, tomando-se, para exemplo de peça, o gatilho de uma arma para caça (fig. 1).

(1) Contribuição Técnica n.º 429. Apresentada ao XVI Congresso Anual da ABM; Pôrto Alegre, julho de 1961.

(2) Sócios Estudantes da ABM; do Curso de Engenheiros Mecânicos da Escola de Engenharia da Universidade do Rio Grande do Sul; Pôrto Alegre, RS.

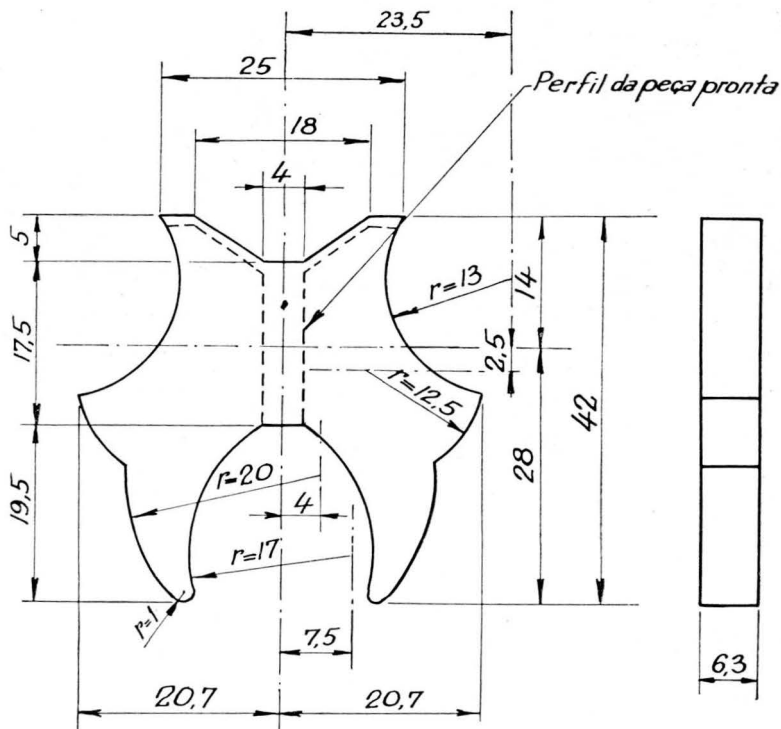


Fig. 2 — Por ser o gatilho muito assimétrico, seu forjamento é feito em duas peças, contíguas.

Para a fabricação dessa peça, parte-se de barras laminadas de Aço SAE 1010 de $1\ 1/4'' \times 5/16''$. A matéria prima é cortada em tacos de 60 mm e é forjada em matriz aberta. Após decapada e tirada da rebarba, é forjada em matriz fechada. A temperatura de forjamento nos dois casos é de aproximadamente 800°C .

A peça sofre nova decapagem; é retificada em suas faces paralelas, sendo então usinada conforme indicado pelas linhas mais espessas da figura 1; a seguir é usinada, cementada e o furo é ajustado em posição e diâmetro. As tolerâncias de funcionamento da peça são as indicadas, sendo de $\pm 0,1$ mm onde não especificado.

3. MATRIZ

O aspecto da matriz é ilustrado nas figuras 4, 5 e 6; suas partes principais são:

Título	Pêso, kg	Material
Matriz	9,220	WKZ (SAE H20)
Anel	29,210	SAE 1045
Calço do Extrator	0,510	ADIC (SAE H12)
Base do Extrator	2,200	SAE 1045
Agulhas	0,815	SC 27 (SAE D3)
Porta Macho Superior	5,375	SAE 1045

O núcleo é embutido a quente com interferência de 0,5 mm no anel.

Como o desgaste se dá na parte superior do núcleo, convém que, após determinado período de funcionamento, seja invertida a posição do mesmo anel. Os materiais foram tratados termicamente de modo a apresentarem as seguintes durezas H Rc: núcleo, 59; extrator, 52 e agulhas, 58.

As agulhas, tendo contacto direto com a peça, devem apresentar um grau de dureza muito próximo ao do núcleo, porém sempre menor, para que o desgaste se verifique com maior intensidade naquelas. Isso é desejável, por serem as agulhas de custo inferior ao do núcleo. O extrator, por funcionar apenas como peça intermediária entre a agulha inferior e o calço, admite dureza mais baixa. O núcleo e as agulhas não são obtidos por fundição, pois se requer, para este tipo de trabalho, material que tenha sido homogeneizado por forjamento em três direções perpendiculares.

RESUMO DA ANÁLISE DE CUSTO DA MATRIZ

Mão de obra; 45,5 h	Cr\$ 2.712,00
Leis Sociais (60%)	Cr\$ 1.627,00
Despesas gerais (100%)	Cr\$ 2.712,00
Matéria prima	Cr\$ 8.910,00
Tratamentos térmicos	Cr\$ 4.756,00
	20.717,00

A vida de uma matriz fechada varia na razão inversa da complexidade e do tamanho da peça; diminui também com o aumento da redução de espessura. No caso em estudo, o núcleo e as agulhas funcionaram perfeitamente dentro dos limites de tolerância estabelecidos, até a produção de 50.000 peças.

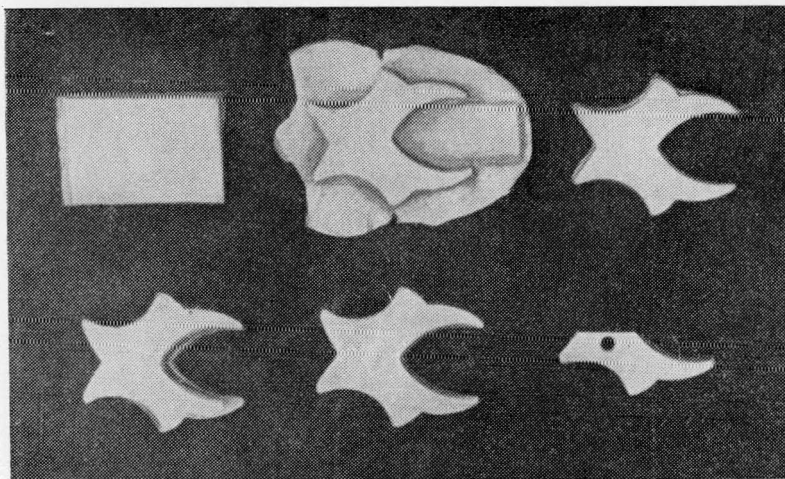


Fig. 3 — Sequência das operações por que passa a peça.

4. PROCESSO

Após o primeiro forjamento (em matriz aberta), a peça tem a forma da figura 2, apresentando porém maior espessura e menor secção. Aquecida a 800°C, é introduzida na matriz fechada (fig. 3), onde é comprimida entre a agulha superior e a inferior, sofrendo redução de espessura e aumento de secção. Ao subir o cabeçote da prensa, realiza-se a extração.

Antes da operação descrita, a peça apresenta uma espessura de 7 mm e uma secção de 69,67 mm²; após o forjamento a área da secção é de 76,30 mm² e a espessura de 6,3 mm. Supondo uma tensão de escoamento σ_e de 10 kg/mm² (SAE 7010 — 800°C), teremos um trabalho teórico de deformação plástica: $W = 5,34$ kg.m. A prensa utilizada (prensa de fricção Gudmann de 150 t) foi acionada por motor de 7,5 HP e regulada para aproximadamente 100 t. No caso em estudo obteve-se uma produção de 310 peças por hora.

5. CONTRÔLE DIMENSIONAL

Como uma das metas a alcançar neste processo é a da obtenção de tolerâncias menores do que no forjamento com matriz aberta, foi feito contrôlo dimensional estatístico de peças produzidas pelos dois métodos. Citam-se, a seguir, alguns resultados característicos:

- a) Matriz aberta; medida na direção do forjamento:
 - Cota 7 mm; Variação 0,37908 mm
 - Cota 15 mm; Variação 0,50076 mm
- b) Matriz aberta; medida em direção perpendicular ao forjamento:
 - Cota 27 mm; Variação 0,21528 mm
- c) Matriz fechada; medida na direção do forjamento:
 - Cota 6,3 mm; Variação 0,36404 mm
- d) Matriz fechada; medida em direção perpendicular ao forjamento:
 - Cota 40,5 mm; Variação 0,14976 mm

As exigências das especificações da “*Drop Forging Association*”, para peça de peso e dimensões análogos à considerada, são:

Variação na espessura: Comercial 0,81 mm; Fina 0,40 mm.

Variação em direções perpendiculares às de forjamento: Comercial 0,30 mm; Fina 0,15 mm.

As tolerâncias verificadas nas peças forjadas em matriz aberta situam-se entre as especificações “*comercial*” e “*fina*” da D. F. A. Já em matriz fechada, obtiveram-se tolerâncias menores do que as de classe “*fina*” da especificação citada. Tolerâncias de “*desencontro*” não ocorrem em matriz fechada.

Não foi possível obter dados concretos definitivos sobre tolerâncias resultantes de desgaste da matriz. Para a peça citada como exemplo, entretanto, uma matriz produziu 50.000 peças, sendo a tolerância admissível de projeto da peça, nas medidas transversais, de $\pm 0,1$ mm.

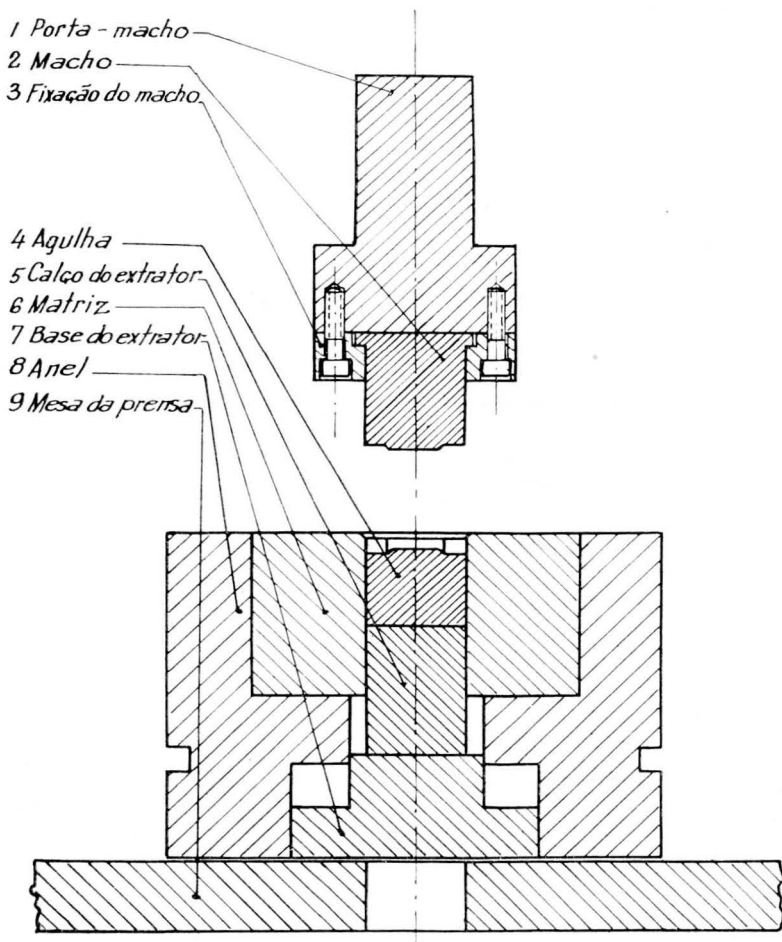


Fig. 4 — Detalhes da matriz fechada para gatilho.

6. CUSTO COMPARATIVO

O gatilho que tomámos como exemplo também poderia ser produzido por usinagem logo após o primeiro forjamento, mediante fresa de perfil invariável com fresadora horizontal. Procedeu-se uma comparação detalhada do custo de fabricação por ambos os processos; como se verá resumidamente a seguir, o da fresagem resulta em Cr\$ 2,26/peça, quando o do forjamento em matriz fechada é de Cr\$ 1,14/peça.

Forjamento em Matriz Fechada (Cr\$)	Fresagem (Cr\$)
Custo da Matriz 20.717	Custo da Fresa 3.891
Vida em n.º de peças .. 50.000	Vida em n.º de peças .. 30.000
Custo por peça 0,41	Custo por peça 0,13
Manutenção 0,02	Manutenção 0,65
Custo Ferramenta/peça . 0,43	Custo Ferramenta/peça . 0,78
Aquecimento; mão de obra; despesas gerais e leis sociais 0,71	Usinagem; mão de obra; despesas gerais e leis sociais 1,48
Custo: Cr\$/peça 1,14	Custo: Cr\$/peça 2,26

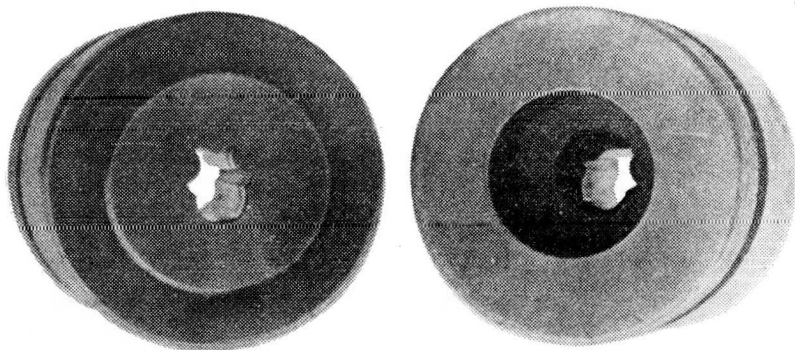


Fig. 5 — Aspecto da mesma matriz, montada.

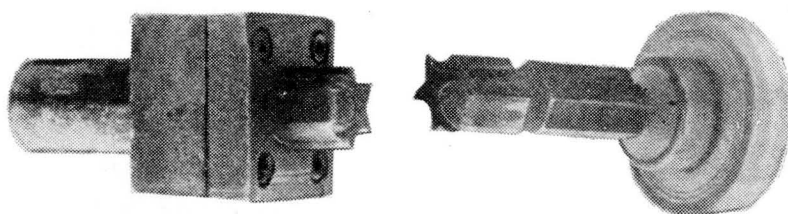


Fig. 6 — Detalhes da matriz. Da esquerda para a direita: base do extrator; calço do extrator; agulha; macho e porta-macho.

7. EXAME METALOGRAFICO

As peças obtidas por forjamento em matriz fechada apresentaram estrutura alinhada mais intensa e, em igualdade de tratamento, granulações mais finas. As segregações e falhas por ventura existentes na matéria prima foram melhor eliminadas no forjamento; o tamanho do grão apresentou-se mais homogêneo.

8. CONCLUSÕES E OBSERVAÇÕES

O forjamento em matriz fechada permite a obtenção econômica de grandes lotes de peças, com perfis precisos e lisos, sem rebarba, sem conicidade e sem desencontros. O custo é menor do que o da usinagem, desde que se desejem grandes lotes. A variação total nas medidas transversais até 50 mm é de 0,15 mm.

Ao ser iniciada a utilização do processo descrito, na indústria onde estagiam os autores, a única alternativa era a da usinagem por fresa de perfil invariável, mais cara. Atualmente possui aquela Indústria uma instalação de "shell-molding"; com ela não foram feitas provas de produção da peça considerada. Com base, porém, nos resultados obtidos com outras peças, pode-se afirmar não ser possível, nas condições atuais, nela obter tolerâncias e acabamento superficial iguais as do processo de forjamento em matriz fechada.

A sinterização foi lembrada para obtenção de peças do tipo descrito; apresenta contudo notável desvantagem de custo. De acordo com a literatura consultada, a micro-fusão (fundição de precisão ou processo de cêra perdida) é adaptável a produção em série de peças do tipo considerado.

*

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à Metalúrgica Amadeo Rossi & Cia. a autorização dada para a publicação do presente trabalho; ao Eng. Liberato Maineri, Diretor Técnico da firma e ao Prof. Dr. Raul Cohen, a orientação e apoio que lhes deram.

BIBLIOGRAFIA

- J. BILLIGMANN — *Stauchen und Pressen*. Carl Hanser Verlag, München.
E. KACZMAREK — *Praktische Stanzerei*. Springer Verlag, Berlin.
C CARMICHAEL — *Kents' Mechanical Engineers Handbook*. Wiley.
ALBERT G. GUY — *Elements of Physical Metallurgy*. Addison & Wesley.
E. OBERG & F. D. JONES — *Machinerys Handbook*. Industrial Press, N. Y.

DISCUSSÃO (1)

Renato Zauli Machado (2) — O trabalho que acaba de ser apresentado é de autoria de dois quartanistas do Curso de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade deste Estado. Essa circunstância valoriza a contribuição, já de per si de apreciável mérito. Pelo que felicito os autores, a sua Escola e a indústria que lhe deu ensejo para um tão proveitoso estágio.

Raul Cohen (3) — Agradeço as palavras do Eng. Renato Zauli Machado e também desejo cumprimentar ambos os autores. Na verdade, como professor desta Escola e tendo tido oportunidade de conviver mais intimamente com êsses jovens, sei do esforço que desenvolveram na elaboração dessa contribuição. Sobre o trabalho prôpriamente dito, tive ocasião de tomar conhecimento de suas características gerais, antes desta reunião. No entanto, desejaria saber se, dentre os presentes, se encontra alguém que possa fornecer algum dado comparativo sobre a produção e custo das peças neste processo de fabricação, com o processo de Shell-Molding, ou ainda com o da Metalurgia do pó.

N. Wolffenbüttel (4) — Sobre o processo de Shell-Molding, posso afirmar que, na firma em questão, sairia mais econômico; como dissemos, porém, não se obteria o acabamento e as tolerâncias indispensáveis. Sobre o emprêgo de metalurgia do pó, posso apenas informar que uma peça bem menor do que esta, com tolerâncias mais restritas, foi encomendada a uma firma de São Paulo. Com base no custo dessa peça, estimamos que os gatilhos, se executados pela metalurgia do pó, teriam custo superior ao do forjamento em matriz fechada.

R. Zauli Machado — Gostaria que o autor esclarecesse se a vida estimada para a matriz, a de 50.000 peças, se refere à matriz sem nenhum trabalho de manutenção.

N. Wolffenbüttel — Sem trabalho de manutenção. Na análise de custo do processo incluímos o da manutenção da matriz; na tabela comparativa constante do trabalho figura: manutenção Cr\$ 0,02 por peça.

R. Zauli Machado — Houve uma recuperação?

N. Wolffenbüttel — A recuperação constou, no caso, só da recuperação das agulhas. Porém, em matrizes mais complexas, pode haver recuperação parcial da periferia. No caso, aí, já é mais difícil a recuperação, que consiste na inversão do núcleo no anel.

R. Cohen — Eu teria uma pergunta mais a fazer. Foi feita alguma análise metalográfica da peça? Os autores obtiveram macro e micro fotografias?

N. Wolffenbüttel — Infelizmente, não foi possível aprontar as fotografias dos campos metalográficos examinados.

(1) Contribuição Técnica n. 429. Discutida na Comissão «J» do XVI Congresso da ABM; Pôrto Alegre, julho de 1961.

(2) Membro da ABM e Presidente da Comissão; Engenheiro da Cia. de Aços Especiais Itabira «ACESITA»; Acesita, MG.

(3) Membro da ABM; Professor Catedrático da Escola de Engenharia da URGs; Pôrto Alegre, RS.

(4) Sócio Estudante da ABM e co-autor do trabalho; Pôrto Alegre, RS.

ESTUDO DA INFLUÊNCIA DO AQUECIMENTO DE LINGOTES DE AÇO EM FORNOS-POÇO ⁽¹⁾

II PARTE

RONALD F. COSTA ⁽²⁾
ALBERTO FLORES ⁽³⁾
NEY BONOSO PIRES ⁽⁴⁾
EDMUNDO GREES ⁽⁵⁾

JOSÉ A. P. MADEIRA ⁽⁶⁾
DERSON DE ALMEIDA ⁽⁷⁾
DARCY BÜRGER ⁽⁸⁾
LIVIU MARIA BOTAR ⁽⁹⁾

RESUMO

No presente trabalho foi realizado um estudo crítico do conceito e da medida da plasticidade através do laminador desbastador, permitindo identificá-los com aqueles da resistência à deformação de Ekelund. Foram interpretados os resultados obtidos à luz da fórmula dêsse e outros pesquisadores. No procedimento realizado foi concluído que há identidade dos conceitos de plasticidade emitidos na 1.ª parte dêste e dos autores considerados. Foi observado e justificado um afastamento sistemático entre os valores experimentais, no laminador desbastador da Companhia Siderúrgica Nacional, obtidos pelos dados dêsse trabalho e das várias formulações e experiências confrontadas. Do exposto foi concluída a possibilidade do estabelecimento de um plano visando a determinação de um roteiro de laminação para produtividade máxima.

INTRODUÇÃO

Em continuação aos trabalhos de estabelecimento de uma tabela para aquecimento de lingotes em fornos-poço ¹, é apresentada, agora, a II Parte do referido estudo, pelo qual se põe a articulação laminador-fornos-poço.

-
- (1) Contribuição Técnica n.º 430. Apresentada no XVI Congresso Anual da ABM; Pôrto Alegre, julho de 1961.
 - (2) Membro da ABM, Sub-Chefe do Departamento do Desbastador e Trilhos da Cia. Siderúrgica Nacional; Volta Redonda, R.J.
 - (3) Idem, Chefe da Divisão do Laminador Desbastador.
 - (4) Idem, Assistente Técnico da Linha de Contrôlo e Qualidade.
 - (5) Idem, Chefe da Divisão de Processos e Inspeção.
 - (6) Idem, Chefe da Divisão de Combustão da Laminação a Quente.
 - (7) Idem, Assistente da Linha de Engenharia Industrial.
 - (8) Idem, Chefe do Departamento de Estudos Industriais.
 - (9) Idem, Analista de Estudos Industriais do Departamento de Estudos Industriais.

Na I Parte, teve-se a exposição do método para o laminador, padronizado, funcionar como um instrumento de medida da plasticidade. Para isso foi elaborada uma formulação, expressando esse conceito, segundo a qual foram realizados vários experimentos.

Nesta II Parte, foi levado a efeito um estudo crítico do trabalho anterior, obtendo-se condição de conceber a laminação como um sistema laminador-lingote. Esse sistema permite ligar a operação de laminação com a de forno-poço, através da temperatura de laminação. Isso permitirá a homogeneização da temperatura tal que, o laminador trabalhe em nível de alta produtividade e dentro dos padrões de qualidade.

1. PLASTICIDADE

1 — *Conceituação*: A plasticidade como já formulada nas expressões:

$$\rho = \frac{\Delta V}{\Delta E} \quad (*) \quad (1)$$

$$\rho = \frac{\pi d}{60} \frac{R}{VI} A_2 l_n \frac{A_1}{A_2} \quad (*) \quad (2)$$

é um índice convencional, o que vale dizer que só pode ser definida através da inclusão de fatôres externos, fixados convencionalmente. Uma definição dada pela U. S. Steel⁵, pg. 17 diz que “*plasticidade é a capacidade do material de sofrer deformações permanentes sem ruptura*”. Podem-se formular vários índices numéricos para caracterizar esta propriedade. Conforme Verö⁶, pg. 235, estes índices podem ser expressos por uma fórmula geral:

$$Z = f(\sigma \cdot \lambda), \quad (3)$$

na qual:

- Z é a “plasticidade”, “deformabilidade”, “ductilidade”, etc.;
- σ significa a força aplicada por unidade de área e λ a deformação linear relativa.

(*) Ver referência bibliográfica 1, páginas 44 e 51.

Tal índice guarda sentido físico, pois o produto da força aplicada por unidade de área pela deformação linear relativa tem dimensão de trabalho por volume e caracteriza a energia envolvida na deformação do volume unitário.

A definição acima invocada ⁵, pg. 17 pode ser esquematizada na forma de uma função:

$$\rho = f(\text{matéria; temperatura; velocidade da deformação; geometria do sistema envolvido}) \quad (3a)$$

Tal definição coincide com os conceitos estabelecidos por Archer e Jeffries ², pg. 150, Mican ⁴ e Siebel ⁷, onde são salientadas as características relativas ou convencionais da plasticidade.

Na opinião da maioria dos autores, por exemplo, Verö ⁶, pg. 358, Siebel ⁷, Underwood ⁹, pg. 105, a deformação a quente não sofre efeitos hereditários, ao contrário do que ocorre na deformação a frio (encruamento), pois, na deformação a quente a recristalização se completa já durante a própria deformação ou imediatamente após. Entretanto, Pavlov ⁸, pg. 495 chama a atenção para o fato de que o mecanismo da deformação a quente é mais complexo e só poderia ser esclarecido à luz de estudos profundos da física dos metais, da metalografia e do tratamento térmico.

2 — *Velocidade de deformação*: Por definição — Underwood ⁹, pg. 90 — a velocidade de deformação por compressão (Compression Rate) é:

$$CR_E = \frac{dh}{h} \cdot \frac{1}{dt} \quad (4)$$

cuja dimensão é T^{-1} , onde:

dh é a deformação linear infinitesimal;

h é a altura durante a deformação;

dt é o tempo infinitesimal necessário para ocorrer dh .

Para evitar a integração dessa fórmula, dadas as dificuldades da prática, foram adotadas aproximações, como por exemplo, a de Ekelund ¹⁰, citada também por Underwood ⁹, pg. 92:

$$CR_E = \frac{p}{\frac{1}{2} (2h_1 - p)} \cdot \frac{1}{t}, \quad (5)$$

na qual:

p é a profundidade do passe;

h_1 é a altura antes do passe;

t é o tempo necessário para ocorrer o passe.

Na prática de laminação, t pode ser expresso em função do número de rotações do cilindro e de seu diâmetro. Por raciocínio geométrico chega-se à fórmula:

$$CR_E = \frac{0,209 \cdot R \cdot p}{(2h_1 - p) \arccos \left(1 - \frac{p}{d} \right)}, \quad (6)$$

na qual:

R é o número de rotações do cilindro, expresso em rpm ;

d o seu diâmetro em mm e

p é expresso em mm.

Essa fórmula envolve aproximação do ponto de vista físico e operacional.

Por outro lado, Wusatowski²² dá o desenvolvimento de outra formulação, também aproximada, porém, já considerando condições físicas:

$$CR_E = \frac{2 \frac{\pi d}{60} R \sqrt{\frac{2p}{d}}}{2h_1 - p} \quad (7)$$

As fórmulas (6) e (7) conduzem a valores de CR_E praticamente iguais. Neste trabalho, os cálculos de CR_E foram feitos pela fórmula (6).

3 — *Unidades de plasticidade:* Na primeira parte deste trabalho foi usada a unidade cm^3/kj que será, nesta segunda parte, transformada em mm^2/kg , para evidenciar o paralelismo entre a plasticidade e o seu inverso, que é a resistência à deformação e que é convencionalmente expressa em kg/mm^2 . O fator de conversão é 0,0098. Esta unidade obscurece a definição original da plasticidade que é $\Delta V/\Delta E$, porém, é ligada a ela pela homogeneidade das dimensões.

2. RESISTÊNCIA À DEFORMAÇÃO

1 — *Razões da escolha da teoria de Ekelund*: Para possibilitar a comparação dos dados obtidos por experimentos industriais com os resultados de outros trabalhos, e para interpretá-los à luz de uma teoria da laminação universalmente aceita, foi necessário estabelecer equivalência entre a medida de plasticidade que se introduziu e o conceito da resistência à deformação generalizado na literatura.

O primeiro passo foi o da escolha de uma das teorias conhecidas. Dentre as teorias tradicionais, foram consideradas as de Ekelund¹⁰, Orowan¹¹, Sims¹², Geleji¹⁴; dentre as mais modernas, a de Mican⁴, a teoria hidrodinâmica de Kneschke¹³ e a de Tarnovskii²⁷, baseada no cálculo de variações das deformações elementares. Além dessas, teve-se conhecimento de uma nova teoria para grandes deformações a quente, de autoria de Wusatowski¹⁵, que, no entretanto, deixou de ser consultada, por impossibilidade de obtenção da obra. Pelos motivos seguintes, foi eleita a teoria de Ekelund:

- a) é a teoria tradicional mais aplicada na prática;
- b) dá aproximação aceitável para deformações em grandes dimensões, que é o caso em consideração;
- c) contém implícita ou explicitamente as variáveis e atributos considerados na expressão (3a) aceita neste trabalho.

2 — *Fórmula de Ekelund da resistência à deformação* — A fórmula desenvolvida por Ekelund¹⁰, para determinação da carga de laminação (Rolling Load), é apresentada, conforme Mathea¹⁸, com ligeira correção e que ainda foi adaptada neste trabalho para o cálculo da resistência à deformação, com a seguinte representação esquemática:

$$S = f [\mu(T); \eta(T); C_0; R, h_1; p], \quad (8)$$

na qual:

- S é a resistência à deformação;
- $\mu(T)$ é o coeficiente de atrito entre o cilindro e o material em deformação, em função da temperatura do material;

$\eta(T)$ é a viscosidade do material em deformação, em função de sua temperatura;

C_o é uma constante do material, em função de sua composição, interpretada como um coeficiente de resistência à deformação, intrínseco do material;

R é o número de rotações dos cilindros por unidade de tempo;

h_1 altura do material antes do passe, e

p profundidade do passe.

Vê-se, pelo exposto, que a equação (8) satisfaz as condições impostas na equação (3a).

A fórmula de Ekelund, adaptada para cálculo da resistência à deformação, tem a seguinte expressão completa:

$$S = \left[1 + \frac{1,6\mu(T) \sqrt{\frac{dp}{2}} - 1,2p}{2h_1 - p} \right] \eta(T) \left[C_o + \left(\frac{2 \frac{\pi d}{60} R \sqrt{\frac{2p}{d}}}{2h_1 - p} \right)^* \right] \quad (9)$$

onde:

S é expresso em kg/mm²;

$\mu(T) = 0,8 (1,05 - 0,005 T)$;

T em °C; d , p e h_1 em mm;

$\eta(T) = 0,01 (14 - 0,01 T)$, em kg s/mm²;

R em rpm;

$C_o = 100 (1,4 + \%C + \%Mn)$, em 1/s**

(*) A expressão entre parêntesis é a aproximação de CR_E conforme equação (7).

(**) $C_o \cdot \eta(T)$ é igual à resistência estática à deformação ($CR_E = 0$).

Nas experiências realizadas d foi mantido constante e igual 862 mm e a composição do material com 0,07% de C e 0,33% de Mn ($C_0 = 180$ l/s). Assim a fórmula (9) assume a seguinte expressão:

$$S = \left[1 + \frac{(27,9 - 0,0133T) \sqrt{p} - 1,2p}{2h_1 - p} \right] \cdot (0,014 - 0,0001 T) \cdot [180 + (CR_E)] \quad (10)$$

3 — *Identificação da plasticidade com a resistência à deformação*: Dos conceitos acima vistos demonstrar-se-á que:

$$\frac{1}{\rho} = S \quad (11)$$

onde,

ρ é a plasticidade conforme as fórmulas (1) e (2);

S a resistência à deformação conforme a fórmula (9).

Pode-se demonstrar a validade de (11) a partir do raciocínio tecnológico que a plasticidade sendo a *capacidade de ser deformada* é o inverso da *resistência a tal deformação*.

A análise dimensional demonstra a homogeneidade das fórmulas (1), (2) e (11). Estas demonstrações dão condições necessárias, porém, a prova de suficiência será dada pela interpretação seguinte:

$$\rho = \frac{\Delta V}{\Delta E} \quad \text{e} \quad S = \frac{F}{A}$$

sendo F a força exercida sobre o material a ser laminado e A a área de atuação de F .

Considera-se por simplificação a mentade do sistema envolvido na laminação, conforme a figura 1.

$$F = AS$$

$$\Delta E = F_z \cdot \Delta h + F_x \Delta l.$$

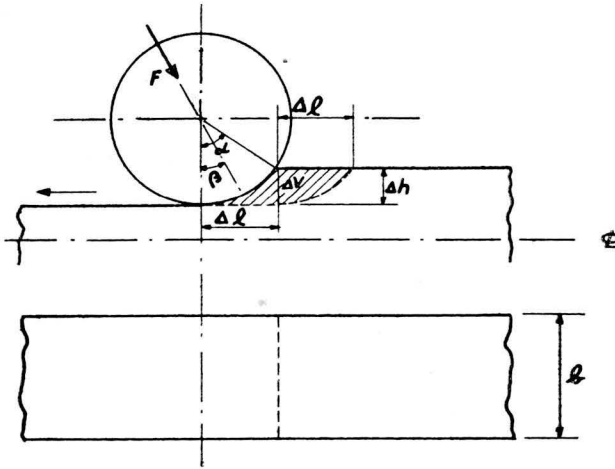


Fig. 1 — Esquema da passagem do lingote entre os cilindros.

Como α é pequeno ($\leq 18^\circ$) e β ainda menor, podemos desprezar o termo $F_x \Delta l$ e confundir F com F_z , donde:

$$\Delta E \cong F \cdot \Delta h$$

$$\Delta V = \Delta h \cdot b \cdot \Delta l$$

$$\Delta l \cong \sqrt{d \cdot \Delta h}$$

substituindo, vem:

$$\Delta V = \Delta h \cdot b \sqrt{d \cdot \Delta h}, \text{ donde:}$$

$$\rho = \frac{\Delta h \cdot b \cdot \sqrt{d \cdot \Delta h}}{F \cdot \Delta h}$$

como $b \sqrt{d \cdot \Delta h} = A$, tem-se $\rho = \frac{A}{F}$ q. e. d.

3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

1 — *Comparação com resultados calculados pela fórmula de Ekelund:* No capítulo 2.3 ficou demonstrada a identidade entre as fórmulas (1), (2) e (9), que permite a comparação

dos valores experimentais de ρ obtidos pela expressão (2), com os calculados pela fórmula de Ekelund.

Pelo método descrito na 1.^a parte do trabalho¹ foram realizadas algumas centenas de experimentos, dos quais foram selecionados 260 conjuntos de dados a serem comparados. A escolha desses 260 conjuntos de dados foi baseada na necessidade de agrupar dados com duas variáveis constantes, deixando a terceira variando entre amplos limites.

Como se sabe as variáveis da fórmula de Ekelund⁹ são: T , h_1 , p e R .

Como foi mencionado no estudo anterior¹, não foi possível determinar a temperatura de laminação. Em vista disso, no cálculo de ρ pela fórmula de Ekelund assumiu-se o valor de $T = 1100^\circ\text{C}$, valor estimado da temperatura de laminação. O método adotado para comparação consta de:

- a) Em base dos dados experimentais, calcular:

$$\rho = f(h_1)_{R,p} = \text{Const.} \quad (13)$$

$$\rho = f(p)_{R,h_1} = \text{Const.} \quad (14)$$

$$\rho = f(R)_{p,h_1} = \text{Const.} \quad (15)$$

- b) Calcular, pela fórmula Ekelund, os valores nas condições fixadas para as equações (13), (14) e (15);
- c) Colocar em diagramas os valores correspondentes às condições acima fixadas.

As equações calculadas têm a seguinte forma:

I — Variável — h_1 ; Constantes: $p = 30$ mm; $R = 23$ rpm

Fórmula de Regressão: $\rho = 0,00012h_1 + 0,084$

Fórmula de Ekelund:

$$\rho = \frac{(h_1 - 19)^2}{(5,4h_1 - 4,57)}$$

II — Variável — p ; Constantes: $h_1 = 470$ mm; $R = 42$ rpm

Fórmula de Regressão: $\rho = - 0,00065p + 0,148$

Fórmula de Ekelund:

$$\rho = \frac{(940 - p)^2}{11,9p^2 - 83,8p^{\frac{3}{2}} - 16170p + 72596p^{\frac{1}{2}} + 4771440}$$

III — Variável — R ; Constantes: $h_1 = 356$ mm; $p = 51$ mm

Fórmula de Regressão: $\rho = - 0,00003R + 0,119$

Fórmula de Ekelund:

$$\rho = \frac{1}{5,675 + 0,00148R}$$

Nas figuras 2, 3 e 4 têm-se as representações gráficas das situações fixadas.

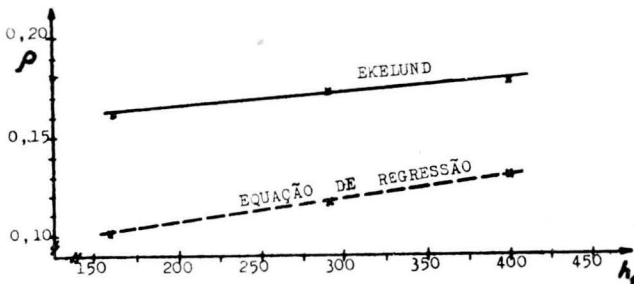


Fig. 2 — Gráfico da variação da plasticidade em função da altura antes do passe.

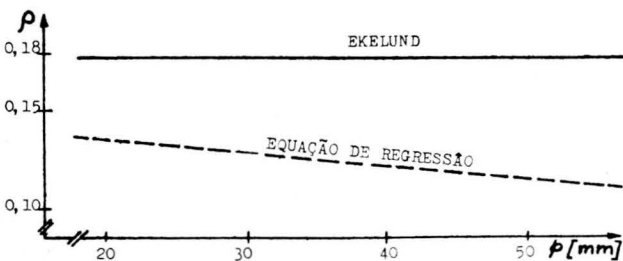


Fig. 3 — Gráfico da variação da plasticidade em função da profundidade do passe.

Pelas referidas figuras, verifica-se que as tendências das linhas de regressão e as dos valores calculados são iguais. Observa-se, entretanto, que os valores numéricos experimentais são sistematicamente menores que os valores teóricos calculados pela fórmula de Ekelund.

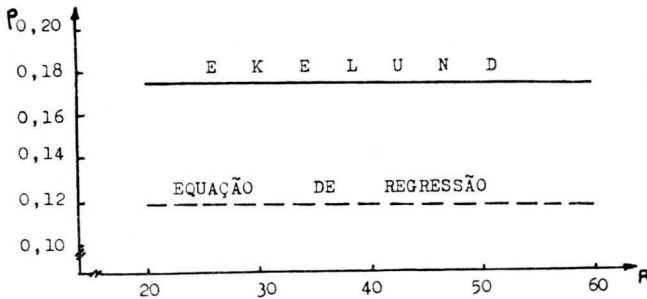


Fig. 4 — Gráfico da variação da plasticidade em função da rotação dos cilindros.

Essa diferença sistemática pode ser justificada pelo fato de que, na obtenção dos valores experimentais de ρ , não foram consideradas as perdas mecânicas do sistema de laminação. O valor da potência do motor que entrou na fórmula (2) inclui a potência necessária para a deformação do lingote e para vencer os atritos de mancais e perdas nas transmissões.

Um recente estudo detalhado, de modernos trens desbastadores, por Müller¹⁹, conclui que as perdas de atrito, próprias do equipamento, são da ordem de 10% a 35% da potência necessária para impulsionar os cilindros, dependente do tipo e condição de manutenção dos mancais.

Se se considera no caso da CSN, mancais de atrito, 20% devido às perdas por atrito, chega-se a que os valores experimentais são bastante próximos dos calculados pela fórmula (9) de Ekelund para $T = 1100^{\circ}\text{C}$, entretanto, como não se mediu o valor de T não se pode chegar a uma conclusão mais firme.

Simulando-se valores de T para um conjunto de h_1 , p e R constante, pela fórmula de Ekelund obtém-se $\rho = f(T)$ (fig. 5), da qual é evidente a mais forte influência de T sobre ρ .

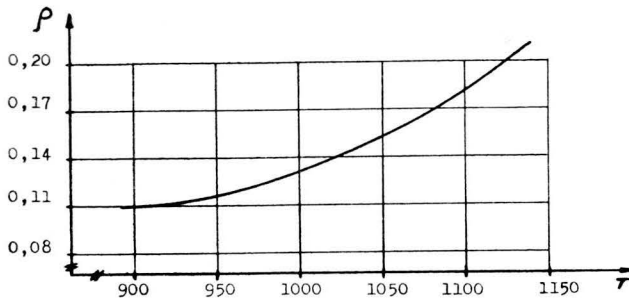


Fig. 5 — Gráfico da variação da plasticidade em função da variação de temperatura de laminação.

2 — *Comparação dos dados experimentais com as experiências de Alder e Phillips:* Esses autores²³ instituíram, por métodos experimentais, uma fórmula para determinação da resistência à deformação, para aços doces, alumínio e cobre, que tem a seguinte expressão:

$$S = S_1 \cdot (CR_E)^n \quad (16)$$

na qual:

S é a resistência à deformação;

S_1 é a resistência à deformação, obtida com velocidade de deformação unitária;

CR_E é a velocidade de deformação, e

n é um expoente empírico.

S_1 e n são funções de T e $\frac{dh}{h}$

Usando-se os valores numéricos para as condições desse trabalho; $\frac{dh}{h} = 10\%$; $T = 1100^\circ\text{C}$; tem-se $n \cong 0,11$.

Seguindo-se o raciocínio de Verö⁶, pg. 356, chega-se à conclusão que:

$$S'' = S' \cdot 2^n \quad (17)$$

para:

$$CR''_E = 2CR'_E \quad (18)$$

Sendo $\frac{1}{\rho} = S$ e aplicando-se o valor de $n = 0,11$ tem-se:

$$\rho'' = 0,92\rho' \quad (19)$$

o que diz que se CR_E variar de um determinado valor até o seu dôbro, ρ sofrerá uma redução de 8%.

Calculando-se a variação de ρ em função de CR_E a partir de $CR_E = 0,5$ e para $\rho' = 0,15$ e $0,10$ obtêm-se as curvas da figura 6, abaixo:

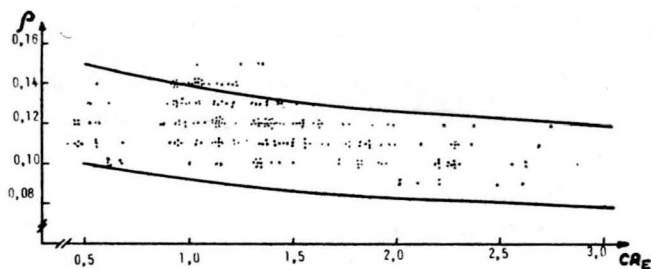


Fig. 6 — Gráfico da variação da plasticidade em função da velocidade de deformação.

Na mesma figura estão plotados os valores de ρ experimentais em função dos valores de CR_E medidos. Pelo exame da figura 6 verifica-se que os valores experimentais obedecem a tendência estabelecida pelos experimentos de Alder e Phillips.

3 — *Comparações com os resultados de Nadai e Manjoine e Müller, Lueg e Nürnberg:* Segundo Siebel⁷ pode-se plotar

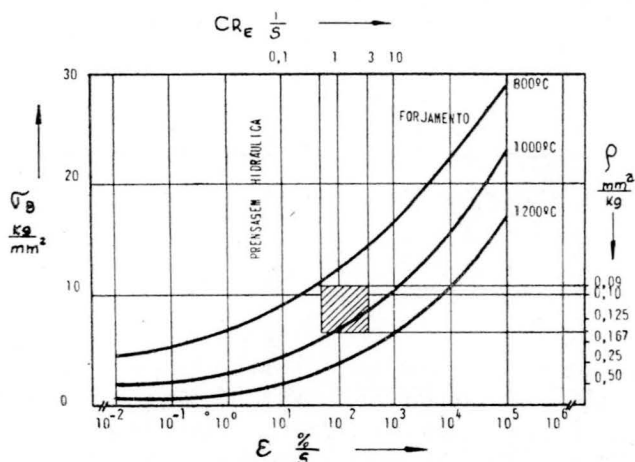


Fig. 7 — Gráfico da variação da resistência à deformação em função da velocidade de deformação e da temperatura. Nadai e Manjoine²⁴.

os resultados de ρ obtidos experimentalmente em função de CR_E , dentro de um diagrama experimental de Nadai e Manjoine²⁴. Conforme se observa na figura 7, os valores de ρ e CR_E situam-se numa região que é cortada pela curva de 1000°C, o que informa aproximadamente as temperaturas ocorridas nas experiências.

A aproximação citada justifica-se pelas razões indicadas no item 1 d'êste capítulo.

Vê-se, pela figura, que a região explorada é bastante restrita, o que não autoriza extrapolações para outras condições de deformação.

Das experiências já mencionadas de Müller, Lueg e Nürnberg foi tirado o histograma da distribuição da resistência (fig. 8), obtida em dois modernos trens desbastadores. Nessa distribuição estão representadas 86 determinações em laminações de placas.

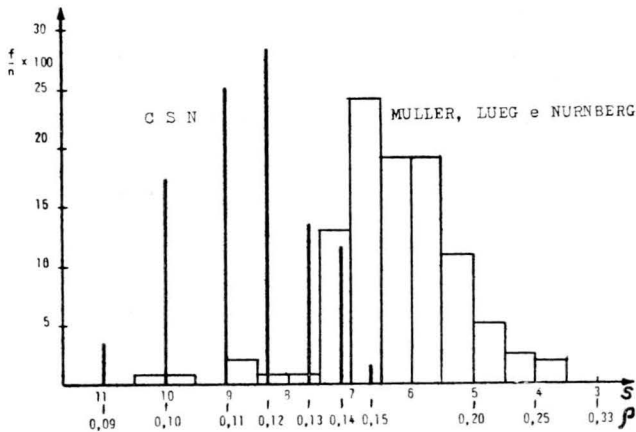


Fig. 8 — Histograma da distribuição dos valores experimentais da plasticidade obtidos neste estudo e por Müller, Lueg e Nürnberg.

Incluiu-se na figura 8 a distribuição dos valores experimentais de ρ , obtidos neste estudo. Verifica-se também neste caso, uma tendência para valores menores do que os obtidos pelos autores citados e que o valor médio das experiências de Müller, Lueg e Nürnberg é da ordem de 30% maior que os valores obtidos pela formulação (2).

4. POSSIBILIDADE DE OTIMIZAÇÃO DA PRODUTIVIDADE

Das análises até aqui desenvolvidas e partindo da expressão (2) onde se tem representada a potência necessária para a operação do laminador, e da fórmula de Ekelund⁹, onde estão figurados os fatores de resistência à deformação, próprios do lingote, pode-se estabelecer um plano, com o objetivo de determinar a condição de produtividade máxima do laminador desbastador, face suas limitações eletro-mecânicas e condições do material em laminação. O método a ser seguido seria:

- 1 — Determinar a família de curvas, usando T como parâmetro, pela simulação das variáveis da fórmula de Ekelund⁹, em computador eletrônico, grafando os valores de $\rho = f(p)$.
- 2 — Baseado na condição de amperagem máxima do motor do laminador^{1, pg. 64}, estabelecer os valores de ρ_{\min} em função da variação da profundidade do passe:

$$\rho_{\min} = \frac{\pi d}{60} \cdot \frac{R}{VI_{\max}} \cdot A_2 \cdot l_n \frac{A_1}{A_2}, \quad (20)$$

na qual:

$$\frac{A_1}{A_2} = f(p). \quad (21)$$

Este raciocínio conduz a gráficos, como por exemplo, o esquematizado na figura 9.

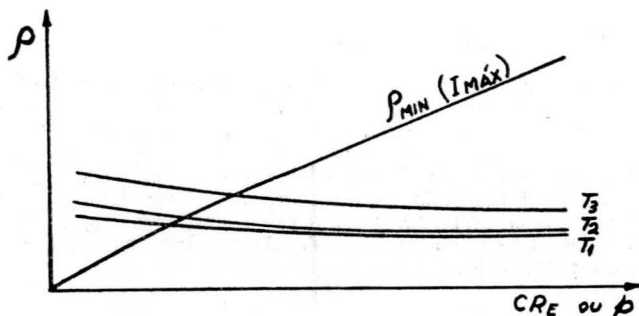


Fig. 9 — Gráfico esquemático de ρ em função do passe usando T como parâmetro.

Este planejamento possibilitará otimizar, futuramente, o sistema laminador-fornos-poço, em termos de produtividade máxima, dentro dos padrões de qualidade, através da determinação do passe máximo permitido pela máxima carga de laminação (Rolling Load), para cada temperatura.

Tal procedimento dará meios para o estabelecimento de um roteiro de laminação que seria a base para o controle do processo de laminação.

5. CONCLUSÕES

1 — Pelo exposto conclui-se da validade teórica das fórmulas estabelecidas, do conceito (1) e da determinação (2) da plasticidade, o que permite asseverar que é válido usar o laminador desbastador em operação, como instrumento para medida da plasticidade.

2 — Pelas comparações feitas, verifica-se que os valores numéricos da formulação (2) são sistematicamente menores que os calculados pela fórmula de Ekelund e de outras determinações experimentais.

3 — Parte deste afastamento sistemático pode ser atribuído à parcela da energia necessária para vencer o atrito do sistema mecânico que ficou incluída na potência medida — VI, conforme expressão (2).

4 — Apesar da afirmativa de Müller, Lueg e Nürnberg¹⁹ (pág. 20), pode-se avaliar isoladamente as influências de cada variável sobre a plasticidade, através da Análise Estatística.

5 — Verifica-se a grande influência da temperatura de laminação sobre a plasticidade (figs. 2, 3, 4 e 5).

6 — Possibilidade de otimização da produtividade do laminador desbastador no sistema laminador-fornos-poço, além de dar meios para o controle do processo de laminação pelo estabelecimento do roteiro.

*

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a Diretoria da Companhia Siderúrgica Nacional a oportunidade que tiveram para a realização do presente trabalho, bem como aos Srs. Renato de Castro Fernandes e Júlio Cesar Vieira, Analistas e Programadores de Computadores Eletrônicos, ao Sr. Oswaldo Gomes, Chefe da Equipe de Coleta e Preparação de Dados, do Departamento de Estudos Industriais, aos integrantes dessa Equipe, como também aos Srs. Rubens Macêdo, pelo serviço datilográfico, e Carlos José da Costa Caldas, Chefe da Divisão de Artes Gráficas, pela radidez na elaboração da publicação.

BIBLIOGRAFIA

1. COSTA, R. F. et alia — *Estudo da influência do aquecimento de lingotes de aço em fornos-poço*. ABM-Boletim da Associação Brasileira de Metais, vol. 16, n.º 58, págs. 39-69, São Paulo, 1960.
2. JEFFRIES, Z.; ARCHER, R. S. — *The Science of Metals*. Mc-Graw-Hill, New York, 1924.
3. HINDSON, R. D.; SIBAKIN, J. — *Establishing Soaking Pit Schedules from Mill Loads*. Trans. Amer. Ints. Mining, Metallurg. Petrol. Eng., vol. 203, págs. 1105-1112, ou J. Metals, Trans. Oct. 1955, New York, 1955.
4. MICAN, G. S. — *A New Theory of Rolling*. Iron and Steel Engineer, vol. 31, n.º 5, págs. 55-79, Pittsburgh, 1954.
5. *The Making*. Shaping and Treating of Steel, 7th Ed., United States Steel Corp., Pittsburgh, 1957.
6. VERÖ, J. — *Általános metallográfia*, vol. II; Akadémiai Kiadó, Budapest, 1956.
7. SIEBEL, E. — *Stand der wissenschaftlichen Erkenntnisse bei der Warmformgebung...* Stahl u. Eisen, vol. 76, n.º 7, págs. 393-397, Düsseldorf, 1956.
8. PAVLOV, IG. M. — *Teoriya prokatki*, vol. I; Metallurgizdat, Moskva, 1950.
9. UNDERWOOD, L. R. — *The Rolling of Metals*, vol. I; J. Wiley & Sons, New York, 1950.
10. EKELUND, S. — *Analysis of Factors... in the Hot Rolling of Steels*. Steel, vol. 93, 21 Aug., etc. Cleveland, 1933 ou Jernkontorets Annaler, vol. 111, págs. 39-97, Stockolm, 1927. In UNDERWOOD⁹, MATHEA¹⁸.
11. OROWAN, E.; PASCOE, K. J. — *A Simple Method of Calculating Roll Pressure and Power Consumption...* Iron and Steel Inst. Special Report, N.º 34, London, 1946. In LARKE¹⁶.
12. SIMS, R. B. — *Calculation of Roll Force and Torque in Hot Rolling Mills*. Proc. Inst. Mech. Eng., vol. 168, pág. 191, 1954. In LARKE¹⁶.
13. KNESCHKE, A. — *Zur hydrodynamischen Theorie des Warmwalzens*. Archiv für das Eisenhüttenwesen, vol. 29, n.º 1, págs. 11-12, Düsseldorf, 1958.
14. GELEJI, A. — *Acta Technica Acad. Sci. Hung.*, vol. 1, págs. 78-109, vol. 2, págs. 123-142, Budapest, 1950-51. In KNESCHKE¹³.
15. WUSATOWSKI, Z. et alia — *Archiwum Hutnictwa*, vols. 3-4, Katowice, 1958-59. In Engineering Index, 1959.
16. LARKE, E. C. — *The Rolling of Strip, Sheet and Plate*. Chapman & Hall, London, 1957.
17. DAHL, W. et alia — *Messung von Walzkraft und Drehmoment beim Warmwalzen und Berechnung der Formänderungstertigkeit*. Archiv für das Eisenhüttenwesen, vol. 32, n.º 4, págs. 213-219, Düsseldorf, 1961.
18. MATHEA, A. — *Nomogramme zur Ermittlung von Walzkräften auf Grund der Gleichung von S. Ekelund*. Stahl u. Eisen, vol. 78, n.º 20, págs. 1383-1389.

19. MÜLLER, H. G.; LUEG, W.; NÜRNBERG, W. — *Betriebsuntersuchungen an neuzeitlichen Block-Brammen-Strassen*. Stahleisen Sonderberichte, n.º 1, Düsseldorf, 1960.
20. STOKER, P. — *Die Leistung von Blockstrassen und ihre Kenngrößen*. Stahl u. Eisen, vol. 81, n.º 5, págs. 284-294, Düsseldorf, 1961.
21. VATER, M. — *Die Darstellung der Formänderungsverhältnisse in Fließdiagrammen*. Materialprüfung, vol. 3, n.º 5, págs. 176-180, Düsseldorf, 1961.
22. WUSATOWSKI, Z. — *Deformation Rate in Hot Rolling*. Iron and Steel Institute Translation, n.º 1259, London, 1959.
23. ALDER, J. F.; PHILLIPS, V. A. — *The Effect of Strain Rate and Temperature on the Resistance of Aluminium, Copper and Steel to Compression*. J. Inst. of Metals, vol. 83, pág. 80, London, 1954. In LARKE¹⁶.
24. NADAI, A.; MANJOINE, M. J. — J. of Applied Mechanics, vol. 8, n.º 2, págs. 77-91, 1941. In SIEBEL⁷.
25. TRINKS, W. — *Roll Pressure in Hot Rolling*. Blast Furnace and Steel Plant, vol. 27, págs. 1005-1008, Pittsburgh, 1937. In UNDERWOOD⁹.
26. MAKAEV, S. V. — *Trends in the Development of Blooming Mills*. Stal in English, n.º 10, págs. 745-749, London, 1960.
27. TARNOVSKII, I. YA. et alia — *Deformaciya metalla pri prokatke*. Metallurgizdat, Moskva, 1956. In MAKAEV²⁸.