

На рис. 2 приведены зависимости пористости брикета от давления одностороннего прессования для порошка железа при  $m = 4,52$ ,  $p_K = 1486$  МПа [1],  $\sigma_T = 208$  МПа,  $A = 13,2$  МПа,  $n = 0,73$  [5]. На рис. 3 представлены зависимости пористости от давления, найденного по формуле (5), а также экспериментальные кривые для железного порошка марки ПЖ4М и медного порошка марки ПМС-1. Для порошков железа  $\mu = 0,145$ , меди  $\mu = 0,07$  [6]. Кроме того, для медного порошка  $\sigma_T = 59,4$  МПа,  $A = 55,5$  МПа,  $n = 0,41$  [5]. Пористость насыпки для обоих материалов принята  $\theta_0 = 0,7$ . Геометрические параметры спрессованных брикетов постоянны при различных значениях  $\theta_1$ :  $l = 6$  мм,  $R_0 = 12$  мм.

Среднеарифметическое значение относительной погрешности расчетных значений давления одностороннего прессования по сравнению с экспериментально установленными (рис. 3) составляет: для порошка железа в интервале пористостей  $0,4 \geq \theta_1 \geq 0,05$  — 12,2 %, для порошка меди при  $0,45 \geq \theta_1 \geq 0,035$  — 10,9 %.

Достаточно хорошее совпадение результатов расчета давления одностороннего прессования с экспериментальными данными, а также с рассчитанными по формулам, полученным на основе различных исходных представлений порошковой среды, свидетельствует о соответствии используемой в настоящем исследовании модели пластического течения порошковой среды характеру и условиям деформирования.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Жданович Г.М. Теория прессования металлических порошков. — М., 1969. — 264 с.
2. Гун Г.Я. Теоретические основы обработки металлов давлением. — М., 1980. — 456 с.
3. Теоретическое исследование процесса холодного выдавливания прутков из непластифицированных металлических порошков: Распределение пористости и напряжений в коническом очаге пластической деформации / А.В.Степаненко, Л.А.Исаевич, А.А.Веремейчик, Т.А.Медведева // Порошковая металлургия. — 1987. — № 5. — С. 6—10.
4. Степаненко А.В., Исаевич Л.А., Веремейчик А.А. Теоретическое исследование процесса холодного выдавливания прутков из непластифицированных металлических порошков: Деформационное упрочнение материала порошка // Порошковая металлургия. — 1987. — № 6. — С. 12—15.
5. Третьяков А.В., Трофимов Г.К., Гурьянов М.К. Механические свойства сталей и сплавов при пластическом деформировании. — М., 1971. — 63 с.
6. Жданович Г.М. Некоторые вопросы теории процесса прессования металлических порошков и их смесей. — Мн., 1960. — 98 с.

УДК 621.771.014

М.С.БЕЗВЕРХИЙ, Н.Г.СЫЧЕВ

#### СРЕДНЕЕ ДАВЛЕНИЕ ПРИ ПРОКАТКЕ С ПОПЕРЕЧНЫМ СДВИГОМ

В настоящее время наиболее распространенным методом расчета средних давлений в процессах обработки металлов давлением является метод, основанный на решении дифференциальных уравнений равновесия совместно с уравнением пластичности. Однако точные замкнутые решения этой системы уравнений затруднительны.

Для определения средних давлений металла на валки при прокатке со сдвигом воспользуемся энергетической теорией взаимодействия валков с полосой, на основе которой получена общая формула давления при прокатке без натяжения [1]:

$$p_c = \frac{S_\gamma}{nF_B V_c} \Sigma N, \quad (1)$$

где  $S_\gamma$  — площадь поперечного сечения полосы, соответствующего критическому углу  $\gamma$ ;  $n$  — количество рабочих валков;  $F_B$  — вертикальная проекция контактной поверхности;  $V_c$  — секундный объем металла;  $\Sigma N$  — общая мощность, затрачиваемая в системе полоса—валки при прокатке.

Уравнение энергетического баланса при прокатке со сдвигом имеет вид

$$N_B^{сд} + N_{B.O}^{сд} = N_\phi^{сд} + N_s^{сд} + N_{TX}^{сд} + N_{TY}^{сд}, \quad (2)$$

где  $N_B^{сд}$  — мощность на бочке валков;  $N_{B.O}^{сд}$  — дополнительная мощность на бочке валков;  $N_\phi^{сд}$  — мощность формоизменения полосы;  $N_s^{сд}$  — мощность среза полосы;  $N_{TX}^{сд}$  — мощность продольных сил трения;  $N_{TY}^{сд}$  — мощность поперечных сил трения.

В работе [2] получено, что при осевой скорости сдвига валка, большей скорости течения края полосы в уширение,

$$N_{TY}^{сд} - N_{B.O}^{сд} = 0.$$

Тогда уравнение (2) принимает вид

$$N_B^{сд} = N_\phi^{сд} + N_s^{сд} + N_{TX}^{сд} = \Sigma N.$$

Уравнение энергетического баланса для простого процесса прокатки следующее:

$$N_B = N_\phi + N_s + N_{TX} + N_{TY}.$$

Мощность формоизменения полосы практически не зависит от способа прокатки, т.е.  $N_\phi^{сд} = N_\phi$ .

Мощность среза и мощность трения скольжения в продольном направлении при прокатке со сдвигом не изменились, т.е.  $N_s^{сд} = N_s$ ,  $N_{TX}^{сд} = N_{TX}$ .

Отсюда следует, что  $N_B^{сд} - N_{TY} = \Sigma N$ .

Уравнение (1) для процесса прокатки со сдвигом имеет вид

$$p_c = \frac{S_\gamma}{hF_B V_c} (N_B - N_{TY}). \quad (3)$$

Значения  $N_B$  и  $N_{TY}$  найдены в работе [3]:

$$N_B = 2\tau_c b_c R v (d_0 - 2\gamma); \quad (4)$$

$$N_{\tau\gamma} = \frac{a_0}{16} \tau_c S_1 \left(\frac{\Delta b}{\Delta h}\right)^2 v (1+i) \ln \frac{h_0}{h_1}. \quad (5)$$

Подставляя уравнения (4) и (5) в (3), получим

$$p_c = 2\tau_c \frac{R}{\Delta h} (a_0 - 2\gamma) - \frac{a_0}{16} \frac{b_1}{b_c} \left(\frac{\Delta b}{\Delta h}\right)^2 \tau_c (1+i), \quad (6)$$

где  $\gamma = \sqrt{\frac{h_1}{R}} \operatorname{tg} \frac{1}{2} \left\{ \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - \frac{1}{2} \sqrt{\frac{h_1}{R}} \left[ \frac{a_0}{16} \left(\frac{\Delta b}{\Delta h}\right)^2 + \frac{\sigma_s}{\tau_c} \right] \ln \frac{h_0}{h_1} \right\}$ .

Из уравнения (6) следует, что среднее давление при прокатке со сдвигом меньше, чем при обычной прокатке. Определим степень снижения давления металла на валки (%) при прокатке со сдвигом как

$$n_p = \frac{p_{c.об} - p_{c.сд}}{p_{c.об}} 100,$$

или

$$n_p = \frac{N_{\tau\gamma}}{N_B} = \frac{1}{32} \frac{a_0}{(a_0 - 2\gamma)} \left(\frac{\Delta b}{\Delta h}\right)^2 \frac{S_1}{b_c R} (1+i) \ln \frac{h_0}{h_1} 100. \quad (7)$$

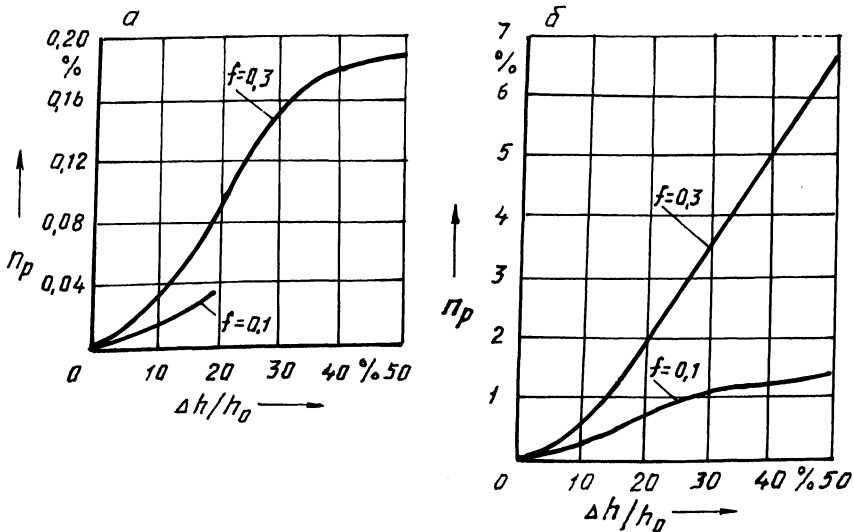


Рис. 1. Графики расчета степени снижения давления металла на валки при прокатке с поперечным сдвигом:

$$a - h_1/R = 0,1; \quad б - h_1/R = 0,001$$

По зависимости (7) были найдены значения  $n_p$  для следующих условий прокатки:  $D = 70$  мм,  $b_0 = 40$  мм. Результаты расчетов представлены в виде кривых на рис. 1. При фиксированном значении  $h_1/R$  с увеличением обжатия и коэффициента трения  $n_p$  возрастает. Чем тоньше полоса, тем больше  $n_p$ .

#### ЛИТЕРАТУРА

1. В ы д р и н В.Н. Энергетические уравнения процесса прокатки // Прокат. пр-во Челябинск, 1974. -- Вып. 130. -- С. 3–11. 2. Б е з в е р х и й М.С., С ы ч е в Н.Г. Мощность сил контактного трения при прокатке с поперечным сдвигом валков // Metallurgia. — Мн., 1988. — Вып. 22. — С. 107–110. 3. В ы д р и н В.Н. Динамика прокатных станков. — М., 1960. — 256 с.

УДК 621.983.321

В.И.ПИЛИПЕНКО, В.А.ВАРАВИН,  
В.И.ЛЮБИМОВ

### АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ДВУХСЛОЙНОЙ ЗАГОТОВКИ ПРИ ВЫТЯЖКЕ

В работе исследуется напряженное состояние составной двухслойной заготовки при ее вытяжке в коническую матрицу. В очаге деформации (рис. 1) можно выделить три участка: плоский (1), тороидальный (2) и конический

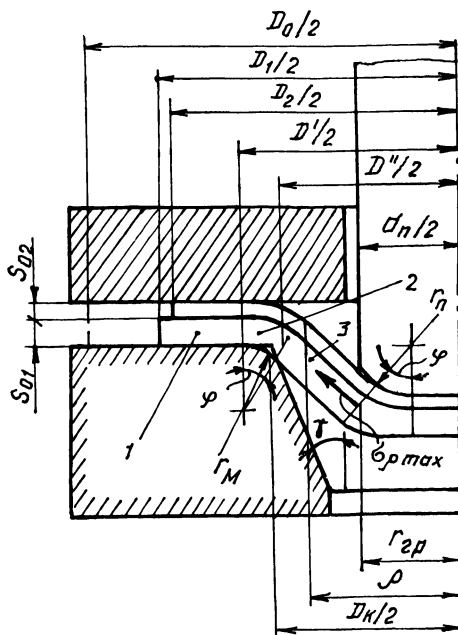


Рис. 1. Схема очага деформации