

ская смесь) и $x_2 = -1$ ($\tau = 1$ ч). Она равна 11,25 ГПа.

Снижение твердости при повышении времени спекания ($x_2 = +1$) и применении сложного оксида ($x_1 = +1$) можно объяснить ростом зерна при увеличении времени спекания.

Таким образом, при размоле данного порошка нитрида кремния, полученного печным синтезом, в центробежно-планетарной мельнице (активатор АГО-2) с ускорением мелющих тел 20g и 40g удастся достичь его высокой дисперсности в течение 10...15 мин. Размолотые порошки обладают высокой активностью, что позволяет получить высокоплотные (96...98 %) образцы Si_3N_4 при дальнейшем прессовании и спекании. Полученные уравнения регрессии дают возможность выбрать оптимальные условия для получения порошков

нитрида кремния и высокоплотных образцов из них.

ЛИТЕРАТУРА

1. Oda J., Kanem M., Yamamoto N. Pressureless sintered silicon nitride // Nitrogen ceramics / Ed. by F. L. Riley. – Nordhoff-Leyden, 1977. – P. 359–365.
2. Herbell T. P., Freedman M. R., Kiser J. D. Particle size reduction of Si_3N_4 powder with Si_3N_4 hardware / Ceram. End. Sci. Proc. – 1986. – Vol. 7, № 7/8. – P. 817–827.
3. Greskovich Ch., O'Clare Ch. Effect of impurities on sintering Si_3N_4 containing MgO or Y_2O_3 additives // Amer. Ceram. Soc. Bull. – 1978. – Vol. 57, № 11. – P. 1055–1056.
4. Вознесенский В. А. Статистические методы планирования эксперимента в технико-экономических исследованиях. – М.: Статистика, 1974. – 192 с.
5. Deeley G. G., Herbert J. M., Moore N. C. Dense Silicon Nitride // Powder Met. – 1961. – № 8. – P. 145–151.
6. Матвейчук В. Н., Паничкина В. В. Применение высокоэнергетического размала для активизации спекания порошков нитрида кремния // Порошковая металлургия. – 1992. – № 11. – С. 98–101.

УДК 621.771

СПОСОБ ФОРМИРОВАНИЯ ШИРИНЫ РЕССОРНЫХ ЗАГОТОВОК ПЕРЕМЕННОГО ПРОФИЛЯ ПРИ ПРОКАТКЕ НА ОПРАВКЕ

Докт. техн. наук, проф. ИСАЕВИЧ Л. А., инж. ГЕРАСИМОВА А. Г.

Белорусский национальный технический университет

Широкое использование малолистовых рессор из листов переменного профиля объясняется существенными преимуществами этих рессор по сравнению с традиционно применяемыми многолистовыми рессорами из листов постоянного по длине сечения. Это позволяет снизить массу изделия, обеспечить значительную экономию металла и уменьшить стоимость автомобиля.

Технология изготовления малолистовых рессор применяется на Минском рессорном заводе в производстве передней подвески большегрузных автомобилей МАЗ и включает индукционный нагрев полосовой заготовки, формообразование полосы, пробивку центрального отверстия, обрезку концов, завивку

ушков и сборку. Формообразование заготовок осуществляется путем прокатки полосы на перемещающейся профилированной оправке в неприводных валках при жестко фиксированном зазоре между ними [1]. Таким образом, профилирование полосовых заготовок обеспечивается соответствующим контуром рабочих поверхностей подвижной оправки.

В процессе формообразования заготовок имеет место существенный недостаток – уширение концевых частей полосы, связанное с изменением обжатия по ее длине. Это приводит к тому, что для получения точных размеров по ширине заготовки требуется дополнительная операция – фрезерование или обрезка концов прокатанной полосы по ширине. Поэтому цель

настоящей работы – разработка способа, позволяющего существенно снизить величину уширения.

При существующей технологии рессорную заготовку с начальной толщиной 22 мм и шириной 90 мм из стали 50ХГФА с обжатием концевых участков до конечной толщины 10 мм прокатывают на оправке в два прохода: в первой паре валков заготовка обжимается на 7 мм, во второй – на 5 мм. С целью снижения уширения предложено прокатывать заготовку **в первом проходе в трапецевидном калибре** валков с интенсивным обжатием кромок полосы до конечной толщины 10 мм (рис. 1).

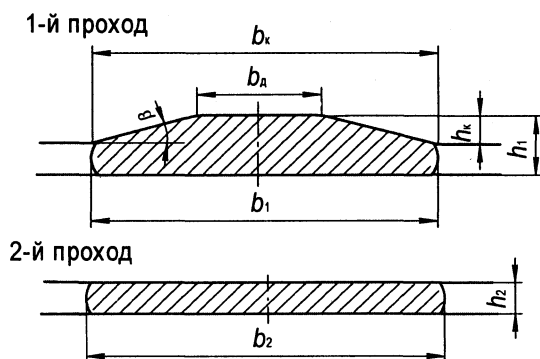


Рис. 1. Прокатка рессорной заготовки: 1-й проход – в трапецевидном калибре; 2-й проход – в гладких валках

Размеры калибра подбирали исходя из: захвата полосы, наличия зоны прилипания по ширине заготовки и величины коэффициента контактного трения. Ширину дна калибра принимали

$$b_d \leq b_n,$$

где b_n – ширина зоны прилипания, которую определяли по [2],

$$b_n = b_0 - b_k. \quad (1)$$

Здесь b_0 – начальная ширина заготовки.

Ширину краевой зоны b_k рассчитывали по выражению [2]

$$b_k = \frac{h_0 \xi - f}{f \xi + f},$$

где f – коэффициент контактного трения; ξ – эмпирический коэффициент, равный 0,6.

Результаты расчетов ширины зоны прилипания показаны на рис. 2.

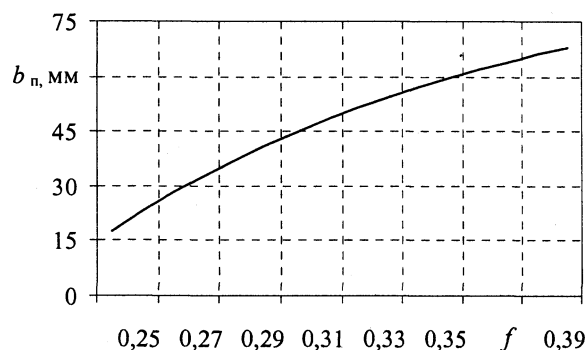


Рис. 2. Зависимость ширины зоны прилипания от коэффициента контактного трения

Угол наклона боковых граней β (рис. 1) подбирали так, чтобы он был больше угла контактного трения [3].

При прокатке в гладких валках сопротивление уширению выражается только силами контактного трения в поперечном направлении, а при прокатке в ручьях кроме сил контактного трения действует еще горизонтальная составляющая нормального контактного напряжения в ручье, которая при вогнутых калибрах увеличивает сопротивление уширению. Таким образом, при прокатке в ручьях силовые условия деформации иные, чем при прокатке в гладких валках. Изменяется соотношение между продольными и поперечными сопротивлениями деформации, и, следовательно, в соответствии с законом наименьшего сопротивления изменяется соотношение между поперечной и продольной деформациями. Влияние этого важного фактора на формоизменение учитывается при помощи коэффициента формы инструмента [4].

В отношении формы инструмента данный калибр можно рассматривать как совокупность гладкой бочки (дно калибра b_d) и ромбического калибра, получаемого при наклоне боковых сторон калибра под углом β .

Коэффициент формы инструмента для зоны отставания определяли по формуле [4]

$$k'_k = \frac{w_x}{w_y}, \quad (2)$$

где w_x – сопротивление вытяжке; w_y – то же уширению.

На основании схемы действующих сил в зоне отставания очага деформации (рис. 3, 4) имеем [4]

$$k'_k = \frac{(T_x - P_x) + (T_{6x} - P_{6x})}{T + (T_{6y} - P_{6y})},$$

где $(T_x - P_x)$ – сопротивление вытяжке на участке дна калибра; $(T_{6x} - P_{6x})$ – то же на боковых сторонах калибра; T – то же уширению на участке дна калибра; $(T_{6y} + P_{6y})$ – то же на боковых сторонах калибра.

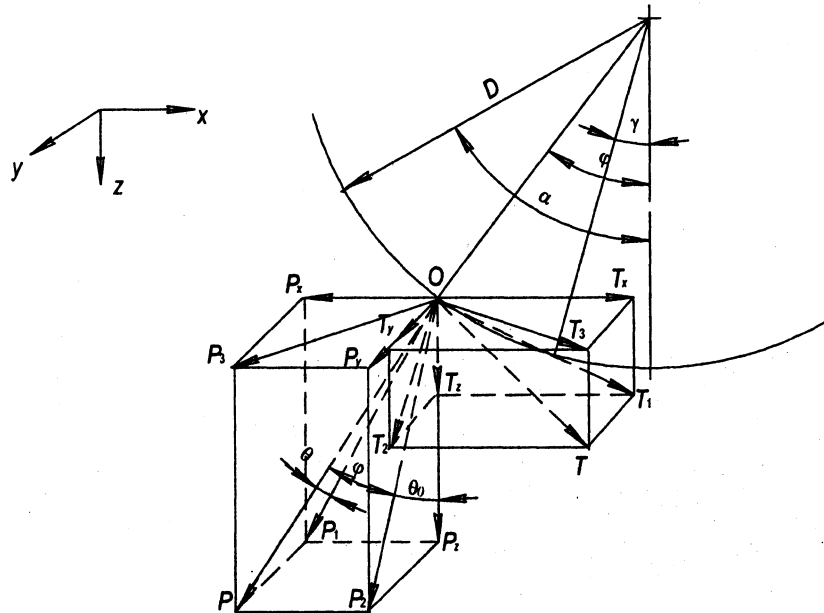


Рис. 3. Схема действующих сил в зоне отставания очага деформации при прокатке в ручье вогнутого калибра

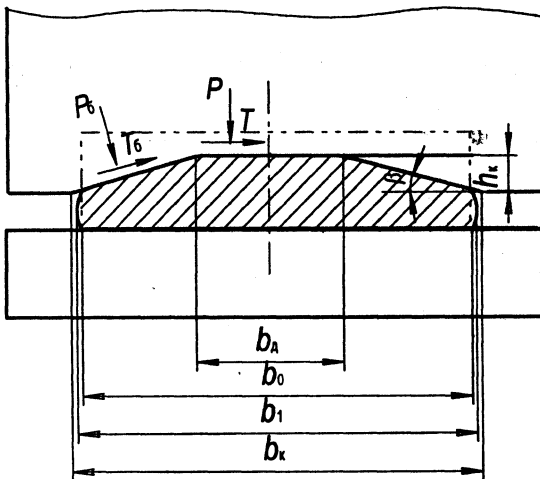


Рис. 4. Схема к выводу уравнения для коэффициента формы инструмента

Выразим величины, входящие в правую часть последнего уравнения, через полное давление валков на полосу в зоне отставания

$$k'_k = \frac{(Pf \cos \varphi - P \sin \varphi) + (P_6 f \cos \theta - P_6 \sin \theta)}{Pf + (P_6 f \cos \theta + P_6 \sin \theta)}, \quad (3)$$

где P – равнодействующая давления металла на валки на участке дна калибра; P_6 – равнодействующая давления металла на валки на боковых сторонах калибра; θ – угол между силой P и ее проекцией на плоскость xOz , $\theta = \beta$; φ – центральный угол, соответствующий точке приложения равнодействующей давления в зоне отставания, который принимаем [4]:

$$\varphi = \frac{(\alpha + \gamma)}{2}.$$

Здесь α – угол захвата; γ – нейтральный угол, равный [4]

$$\gamma = \frac{\alpha}{2} \left(1 - \frac{\alpha}{2f} \right).$$

Далее, преобразуя выражение (3), получаем

$$k'_k = \frac{(P + P_6)(f \cos \varphi - \sin \varphi)}{Pf + P_6(f \cos \beta + \sin \beta)}$$

или

$$k'_k = \frac{\left(\cos \varphi - \frac{1}{f} \sin \varphi \right)}{\frac{P}{P + P_6} + \frac{P_6}{P + P_6} \left(\cos \beta + \frac{1}{f} \sin \beta \right)}.$$

Согласно [4]

$$\cos \varphi - \frac{1}{f} \sin \varphi = k'_{гл},$$

где $k'_{гл}$ – коэффициент формы инструмента при прокатке в гладких валках.

Далее после несложных преобразований получим

$$k'_k = k'_{гл} \frac{1 + \frac{P_6}{P}}{1 + \frac{P_6}{P} \left(\cos \beta + \frac{1}{f} \sin \beta \right)}. \quad (4)$$

Принимая в соответствии с теоремой о среднем значении интеграла [5], что среднее нормальное контактное напряжение одинаково в любой точке поверхности контакта, запишем

$$\frac{P_6}{P} = \frac{F_6}{F},$$

где F_6 – контактная площадь боковой стороны калибра с заготовкой; F – контактная площадь дна калибра с заготовкой.

Определим контактные площади F и F_6 при прокатке полосы в трапецевидном калибре (рис. 5). Примем, что линия пересечения боковой стороны калибра с заготовкой является параболой и $b_0 = b_1$. Контактную площадь боковой стороны калибра с заготовкой принимаем равной

$$F_6 = F_{61} + F_{62}, \quad (5)$$

где F_{61} – площадь поверхности, ограниченной параболой; F_{62} – площадь прямоугольника.

Для вычисления площади F_{61} запишем уравнение параболы

$$y = \frac{x^2}{2q},$$

где q – коэффициент, значение которого устанавливается из граничных условий.

В свою очередь

$$x = l_{\max} - l_{\min}; \quad y = \frac{b_0 - b_d}{2}.$$

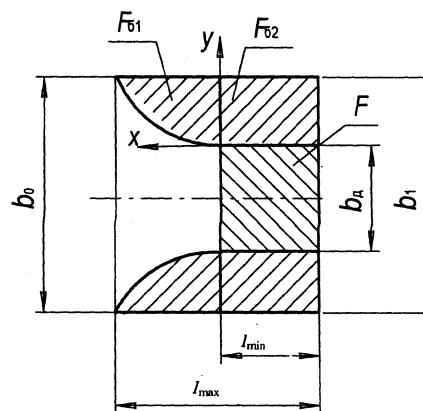


Рис. 5. Горизонтальная проекция контактной площади при прокатке в трапецевидном калибре

Откуда

$$q = \frac{(l_{\max} - l_{\min})^2}{(b_0 - b_d)}. \quad (6)$$

Контактную площадь F_{61} запишем как

$$F_{61} = \int_0^{l_{\max} - l_{\min}} y dx$$

или

$$F_{61} = \int_0^{l_{\max} - l_{\min}} \frac{x^2}{2q} dx. \quad (7)$$

После интегрирования последнего уравнения с учетом выражения (6) получим

$$F_{61} = \frac{1}{6} (l_{\max} - l_{\min}) (b_0 - b_d). \quad (8)$$

Площадь прямоугольника F_{62} равна

$$F_{62} = l_{\min} \frac{b_0 - b_d}{2}. \quad (9)$$

Решив совместно уравнения (5), (8) и (9), получим выражение для определения контактной площади боковой стенки калибра с заготовкой

$$F_6 = \frac{1}{6} (b_0 - b_d) (l_{\max} + 2l_{\min}).$$

Контактная площадь на участке дна калибра F (для одной его половины) равна

$$F = \frac{b_d}{2} l_{\min}.$$

Откуда

$$\frac{P_6}{P} = \frac{F_6}{F} = \frac{1}{3} \frac{(b_0 - b_d)}{b_d} \left(\frac{l_{\max}}{l_{\min}} + 2 \right), \quad (10)$$

где $l_{\max}$ и $l_{\min}$ – максимальная и минимальная длины очага деформации в калибре, которые соответственно равны [4]:

$$l_{\max} = \sqrt{\Delta h_{\max} R_p}; \quad l_{\min} = \sqrt{\Delta h_{\min} R_p}. \quad (11)$$

Здесь $\Delta h_{\max}$ – обжатие калибром валка кромок полосы; $\Delta h_{\min}$ – то же полосы дном калибра; R_p – средний рабочий радиус валка.

При расчете обжатий в калибре необходимо учесть, что процесс прокатки в нем на оправке является несимметричным, так как условия деформирования для ручьевого валка и оправки различны. Данный процесс прокатки с некоторыми допущениями можно рассматривать как прокатку в валках разного диаметра.

Общее обжатие по ширине полосы Δh_{Σ} равно сумме среднего обжатия от калибра валка Δh_k и оправки $\Delta h_{\text{опр}}$

$$\Delta h_{\Sigma} = \Delta h_k + \Delta h_{\text{опр}}.$$

Откуда

$$\Delta h_k = \Delta h_{\Sigma} - \Delta h_{\text{опр}}. \quad (12)$$

Вследствие того что металл по своим механическим свойствам однороден и давление его на валок и оправку одинаково, можно принять, что при одинаковой ширине полосы вдоль очага деформации длины ED и AC (рис. 6) будут равны [6]. На основании этого определяем величину обжатия полосы оправкой.

В нашем случае прокатки заготовка входит в очаг деформации под углом наклона ψ к поверхности оправки. Исходя из этого, обжатие полосы оправкой можно определить из выражения

$$\Delta h_{\text{опр}} = ED \operatorname{tg} \psi. \quad (13)$$

Чтобы найти угол ψ , сначала необходимо вычислить угол захвата α . Для этого сделаем ряд геометрических построений (рис. 6).

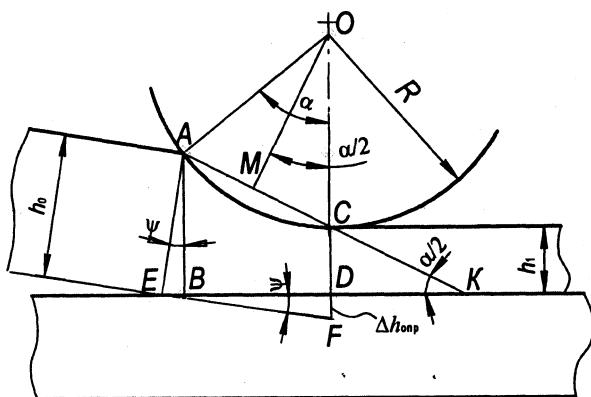


Рис. 6. Схема прокатки полосы на оправке

Длина хорды дуги захвата составляет

$$AC = DE = 2R \sin \alpha/2. \quad (14)$$

Из подобия треугольников ABK и CDK следует, что

$$\frac{CD}{CK} = \frac{AB}{AK},$$

где

$$CD = h_1; \quad CK = \frac{h_1}{\sin \alpha/2};$$

$$AK = CK + AC = \frac{h_1}{\sin \alpha/2} + 2R \sin \alpha/2.$$

После соответствующей подстановки значений CD , CK и AK получим

$$\frac{\frac{h_1}{\sin \alpha/2}}{\frac{h_1}{\sin \alpha/2} + 2R \sin \alpha/2} = \frac{AB}{\frac{h_1}{\sin \alpha/2} + 2R \sin \alpha/2}.$$

Откуда

$$\sin \alpha/2 = \frac{AB}{\frac{h_1}{\sin \alpha/2} + 2R \sin \alpha/2}.$$

В свою очередь из $\triangle ABE$ можно записать

$$AB = h_0 \cos \psi.$$

Тогда

$$\sin \alpha/2 = \frac{h_0 \cos \psi}{\frac{h_1}{\sin \alpha/2} + 2R \sin \alpha/2}$$

или

$$h_1 + 2R \sin^2 \alpha/2 = h_0 \cos \psi. \quad (15)$$

Из рис. 6 имеем

$$BE = ED - BD = AC - BD,$$

где

$$BD = AC \cos \alpha/2 = 2R \sin \alpha/2 \cos \alpha/2;$$

$$BE = h_0 \sin \psi.$$

Подставив значения BD , BE и AC в предыдущее выражение, получим уравнение для определения угла ψ

$$\sin \psi = \frac{2R \sin \alpha/2 - 2R \sin \alpha/2 \cos \alpha/2}{h_0}$$

или

$$\sin \psi = \frac{2R \sin \alpha/2 (1 - \cos \alpha/2)}{h_0}. \quad (16)$$

В свою очередь

$$\sin^2 \psi + \cos^2 \psi = 1.$$

$$h_x dx db_x = -\frac{1}{2} 2y dh_x dx.$$

Откуда

$$db_x = -y \frac{dh_x}{h_x}. \quad (21)$$

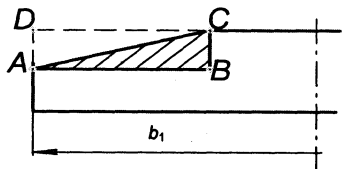


Рис. 8. Объем металла, идущий в уширение

В этом случае формула для расчета уширения [7] примет вид

$$b_x = b_1 + \frac{1}{2} \left(\frac{2l}{\Delta h} \mp \frac{1}{f_y} \right) \left(h_x \ln \frac{h_x}{h_1} - h_x + h_1 \right). \quad (22)$$

В выражение (22) знак «-» в первой скобке – для зоны отставания, знак «+» – для зоны опережения. Вследствие незначительного обжатия в зоне опережения, уширением в ней можно пренебречь. Результаты расчетов по определению уширения показаны на рис. 9.

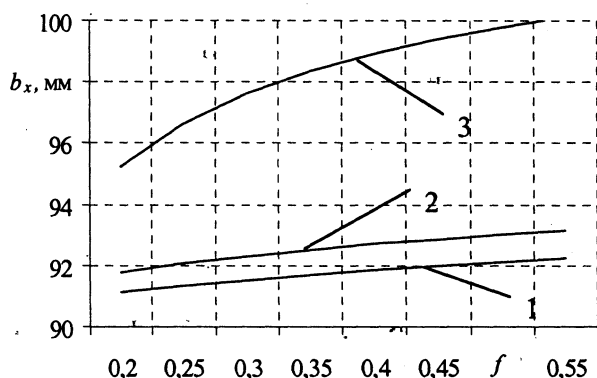


Рис. 9. Зависимость уширения от коэффициентов контактного трения: 1 – первый проход (прокатка в трапециевидном калибре); 2 – суммарное уширение после двух проходов (первый – прокатка в трапециевидном калибре, второй – в гладких валках); 3 – суммарное уширение после двух проходов (прокатка в гладких валках)

Для подтверждения теоретического анализа по определению уширения на экспериментальной установке были прокатаны свинцовые заготовки размерами: $h_0 = 22$ мм, $b_0 = 90$ мм,

$L_0 = 240$ мм. Заготовки прокатывали двумя способами:

1-й способ – оба прохода осуществляли в гладких валках на оправке;

2-й способ – первый проход осуществляли в ручьевом валке на оправке, второй – в гладких валках на оправке.

После прокатки измеряли уширение с помощью штангенциркуля с точностью до 0,1 мм. При прокатке в гладких валках суммарное уширение за два прохода составило 8 мм. При прокатке по второму способу уширение после первого прохода – 1,5 мм, а во втором проходе – 1 мм, общее уширение составило 2,5 мм. Экспериментально уширение определяли для одного коэффициента трения $f = 0,249$, так как опыты проводились только для свинца.

ВЫВОДЫ

1. Результаты опытов показали удовлетворительную сходимость с расчетами.

2. Прокатывая заготовку предложенным способом, можно снизить уширение на концах полосы приблизительно на 70 % по сравнению с прокаткой в гладких валках. Вследствие этого можно существенно уменьшить потери металла с обрезью.

ЛИТЕРАТУРА

1. Степаненко А. В., Король В. А., Смирнова Л. А. Прокатка полос переменного профиля. – Гомель: ИММС НАНБ, 2001. – 180 с.
2. Шандор Гелен. Расчет усилий и энергии при пластической деформации металлов. – М.: Металлургиздат, 1958. – 420 с.
3. Чекмарев А. П., Нефедов А. А., Николаев В. А. Теория продольной прокатки. – Харьков, 1965. – 212 с.
4. Тарновский И. Я. Формоизменение при пластической обработке металлов. – М.: Металлургиздат, 1954. – 560 с.
5. Бронштейн И. Н., Семендяев К. А. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов – М.: Наука, 1981. – 720 с.
6. Целиков А. И., Никитин Г. С., Рокотян С. Е. Теория продольной прокатки. – М.: Металлургия, 1980. – 318 с.
7. Исаевич Л. А., Герасимова А. Г., Сидоренко М. И. Расчет уширения концевых частей полосы при прокатке на оправке // Машиностроение и техносфера XXI в.: Сб. тр. междунар. науч.-техн. конф., Севастополь, 8–14 сент. 2003: В 4 т. – Донецк: ДонНТУ, 2003. – Т. 1. – С. 312–316.