

**НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ
СТАЛЬНОЙ ПОЛОСЫ В ПРОФИЛЕГИБОЧНОМ СТАНЕ****В.И. Пунин**

ООО “Ролтяжмаш”, Москва, Российская Федерация

e-mail: vipunin@mail.ru

При изготовлении стальных гнутых криволинейных профилей, широко применяемых в строительстве, машиностроении и других областях, обычно используется полосовая заготовка, непрерывно изгибающаяся в рабочих клетях профилегибочного стана. Особенностью гибки полосы в калибре стана является объемная схема деформаций и напряжений. Точность инженерных расчетов технологических параметров этого процесса обеспечивает определение напряженно-деформированного состояния полосы при ее формоизменении в клетях профилегибочного стана с учетом утонения и упрочнения заготовки. Недостаточная изученность вопроса приводит к погрешностям в определении энергосиловых и кинетических характеристик процесса. Уточнено положение нейтральной поверхности на границе зон растяжения и сжатия при деформации полосы, рассчитаны значения максимальных радиальных напряжений, действующих на этой поверхности, которые значительно возрастают с увеличением трения. Исследованы особенности утонения полосы от совместного действия изгибающего момента и касательных напряжений, приведены силовые параметры при гибке без учета и с учетом упрочнения. Результаты исследования уточняют инженерные расчеты при разработке технологии изготовления гнутых профилей.

Ключевые слова: гибка полосы, уравнение равновесия, нейтральная поверхность, утонение.

STRAIN-STRESS STATE OF STEEL STRIP IN ROLL FORMING MILLS**V.I. Punin**

ООО “Rolyazhmash”, Moscow, Russian Federation

e-mail: vipunin@mail.ru

Tube skelps continuously concaved in roll stands of the roll forming mill are usually applied in the process of manufacturing of steel curved curvilinear profiles, which are widely applied in constructional engineering, machine building and other spheres. Special feature of strip bending within roll-pass is three-dimensional model of strains and stresses. The accuracy of engineering evaluation of process conditions of this operation allows the determination of strain-stress state of steel strip when it is deformed in roll stands of the roll forming mill with allowance for thinning and strengthening. Insufficient exploration of the topic causes imprecise determination of energy-power and kinetic process characteristics. In the analysis the position of neutral surface on the fringe of tensile-and-compression deformation zones was amended. The values of ultimate radial stress which exert on the surface and increase with augmentation of friction were evaluated. Special features of strip thinning caused by combined action of torque and tangential stress were analyzed. Force-torque-power conditions at bending with and without allowance for strengthening were introduced. The analysis results amend engineering estimates of developing of roll-formed sections production process.

Keywords: strip bending, equilibrium equation, neutral surface, thinning.

Стальные гнутые криволинейные профили, широко применяемые в строительстве, машиностроении, обычно изготавливаются из полосовой заготовки дискретным способом — на прессах [1–3] или непрерывным — на профилегибочных станах [4, 5].

Особенностью процесса гибки полосы в калибре является различная картина деформации, зависящая от конструкции применяемого инструмента. Если при производстве профилей на прессах деформацию можно принять плоской, то на профилегибочных станах схема деформации и напряжений является объемной. При этом уравнения равновесия такой системы для нормальных σ и касательных τ напряжений можно записать в виде

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} &= 0; \\ \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{zr}}{\partial r} &= 0, \end{aligned} \quad (1)$$

с условием пластичности

$$\sigma_\theta - \sigma_r = \pm \sigma, \quad (2)$$

в котором для напряжения текучести σ_T знак “плюс” принимается для наружных (растянутых) слоев, а знак “минус” — для внутренних (сжатых) слоев.

Исследуя напряженно-деформированное состояние изгибаемой полосы, следует учитывать направление сил трения на поверхностях валков, контактирующих с заготовкой: сила трения на внутренней поверхности верхнего формующего валка направлена на втягивание полосы в калибр нижнего валка. Напротив, возникающее трение в нижнем валке препятствует перемещению полосы в вертикальном направлении из-за ее натяжения и упругой разгрузки. Это взаимодействие изменяет происходящие деформационные процессы вследствие изменения контакта полосы с валками.

При заходе в калибр в первых клетях полоса своими наружными кромками будет соприкасаться с нижним валком, а внутренними — с верхним (рис. 1). Результирующая сила от действия рабочей силы и силы трения, направленная под некоторым углом к оси полосы, может вызвать отход полосы от верхнего валка, образуя таким образом бесконтактную гибку [6].

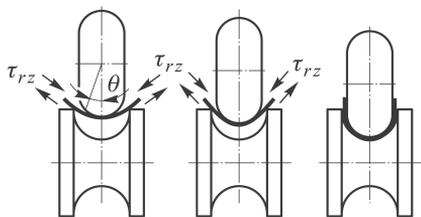


Рис. 1. Последовательная формовка полосы в валках профилегибочного стана

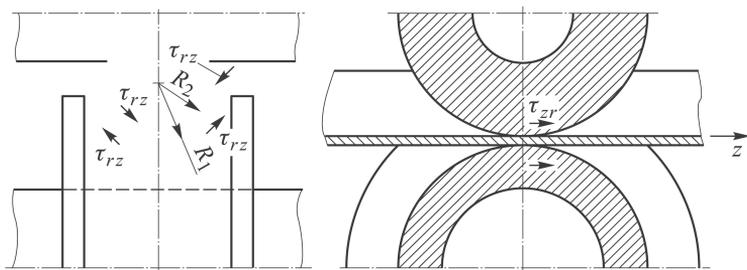


Рис. 2. Деформация полосы в последних клетях стана

По мере продвижения полоса будет более плотно входить в зазор между валами: если первоначально контакт был только с одной внутренней стороны, то на выходе из стана — со всех сторон (рис. 2).

Учитывая условие пластичности (2) и линеаризируем производную

$$\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} = \frac{2\tau_{\text{кон}}}{S} = \frac{2\sigma_r f}{S},$$

где $\tau_{\text{кон}} = f\sigma_r$ — зависимость контактного трения от нормального напряжения; f — коэффициент трения по Амонтону; S — толщина полосы.

Запишем уравнение равновесия (1) для зон растяжения (–) и сжатия (+):

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \pm \frac{2\sigma_r f}{S} \mp \frac{\sigma_T}{r} = 0.$$

Полученное линейное однородное уравнение с правой частью решается классическим методом вариации постоянной. Сначала для зоны растяжения без правой части

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{2\sigma_r f}{S} = 0 \text{ и } \sigma_r = Ce^{-\frac{2fr}{S}}.$$

Вариация постоянной определяет

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} = \frac{\partial C}{\partial r} e^{-\frac{2fr}{S}} - Ce^{-\frac{2fr}{S}} \cdot \frac{2f}{S}.$$

Подставив полученное решение в линейное уравнение без правой части, находим сначала $C = \int \frac{\sigma_T}{r} e^{\frac{2fr}{S}}$, а затем — напряжение

$$\sigma_r = e^{-\frac{2fr}{S}} \sigma_T \int \frac{e^{\frac{2fr}{S}}}{r} dr + C_1.$$

Полученный интеграл решения, называемый интегральной показательной функцией, можно представить расходящимся рядом. Поэтому решением с высокой точностью для зоны растяжения будет являться фиксированный средний радиус

$$R_{\text{cp}}^{\text{pac}} = R_1 - 0,25S.$$

Тогда для зоны растяжения уравнение равновесия (1) будет иметь вид

$$\frac{\partial \sigma_r}{\sigma_T - \sigma_r k_1} = \frac{\partial r}{r},$$

где $k_1 = \frac{2fR_{\text{ср}}^{\text{рас}}}{S} \frac{fR_1}{S} \left(2 - 0,5 \frac{S}{R_1} \right)$.

После интегрирования получим

$$\sigma_r = \frac{1}{k_1} (\sigma_T - C e^{-k_1 r}).$$

При радиусе $r = R_1$ и угле $\theta = 0$ (см. рис. 2) радиальное напряжение $\sigma_r = 0$, откуда

$$\sigma_r = \frac{\sigma_T}{k_1} \left[1 - \left(\frac{R_1}{r} \right)^{k_1} \right]. \quad (3)$$

Для зоны сжатия уравнение равновесия имеет вид

$$r \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} - \frac{2\sigma_r f R_{\text{ср}}^{\text{сж}}}{S} + \sigma_T = 0,$$

где средний радиус зоны сжатия $R_{\text{ср}}^{\text{сж}} = R_2 + 0,25S$.

Аналогично приведенной ранее методике находим

$$\frac{\partial \sigma_r}{-\sigma_T + \sigma_r k_2} = \frac{\partial r}{r},$$

где $k_2 = \frac{fR_1}{S} \left(2 \frac{R_2}{R_1} - 0,5 \frac{S}{R_1} \right)$.

Решение данного уравнения можно записать как

$$\sigma_r k_2 - \sigma_T = C e^{k_2 r}.$$

При радиусе $r = R_2$ и угле $\theta = 0$ напряжение $\sigma_r = 0$, откуда находим $C = -\frac{\sigma_T}{R_2^{k_2}}$.

Решение для зоны сжатия будет иметь вид

$$\sigma_r = \frac{\sigma_T}{k_2} \left[1 - \left(\frac{r}{R_2} \right)^{k_2} \right]. \quad (4)$$

Полученные выражения радиальных напряжений в растянутой (3) и сжатой (4) зонах позволяют определить радиальное напряжение, действующее на нейтральной поверхности ρ_H ,

$$\sigma_{r \text{ max } 1} = \frac{\sigma_T}{k_1} \left[1 - \left(\frac{R_1}{\rho_H} \right)^{k_1} \right] = \frac{\sigma_T}{k_2} \left[1 - \left(\frac{\rho_H}{R_2} \right)^{k_2} \right], \quad (5)$$

и в конечном счете — радиус нейтральной поверхности.

Далее в табл. 1 для различных соотношений радиусов R_1 наружной и R_2 внутренней поверхностей приведены значения коэффициентов k_1 и k_2 для двух условий гибки: при наличии смазочного материала $f = 0,1$ и без $f = 0,25$.

Таблица 1

Значения коэффициентов k_1 и k_2

Параметры гибки		R_1/R_2				
		1,1	1,3	1,5	2	3
$f = 0,1$	k_1	2,147	0,816	0,55	0,35	0,25
	k_2	1,948	0,616	0,35	0,15	0,05
$f = 0,25$	k_1	5,369	2,04	1,377	0,875	0,625
	k_2	4,87	1,54	0,876	0,375	0,125

Отметим, что по методике [1, 7] максимальное радиальное напряжение на нейтральной поверхности определяет нейтральный радиус:

$$\frac{\rho_H}{R_1} = \sqrt{\frac{R_2}{R_1}} \quad (6)$$

и соответствующее напряжение:

$$\sigma_{r \max 2} = -\sigma_T \ln \frac{R_1}{\rho_H} = -\sigma_m \ln \sqrt{\frac{R_1}{R_2}}. \quad (7)$$

Определим нейтральный радиус по формуле (5) вначале на примере отношения $\frac{R_1}{R_2} = 1,1$ и $f = 0,1$. Тогда для значений $k_1 = 2,147$ и $k_2 = 1,948$ находим

$$0,465 \left[1 - \left(\frac{R_1}{\rho_H} \right)^{2,147} \right] = 0,513 \left[1 - \left(\frac{\rho_H}{R_2} \right)^{1,948} \right].$$

Для облегчения расчетов проведем операцию умножения вида $\frac{\rho_H}{R_2} \frac{R_1}{R_1} = \frac{\rho_H}{R_1} \frac{R_1}{R_2}$ и для рассматриваемого отношения $\frac{R_1}{R_2} = 1,1$ получаем:

$$0,618 \left(\frac{\rho_H}{R_1} \right)^{1,948} - 0,465 \left(\frac{R_1}{\rho_H} \right)^{2,147} = 0,048$$

или

$$0,618 Z_1^{1,948} - \frac{0,465}{Z_1^{2,147}} = 0,048,$$

где $Z_1 = \frac{\rho_H}{R_1}$.

Решение относительно Z_1 определяет ее значение: $Z_1 = 0,954$ или $Z = \frac{1}{Z_1 \frac{R_1}{R_2}} = \frac{1}{0,954 \cdot 1,1} = 0,953$.

Соответственно $\rho_n = 0,9535R_1$. Представим радиус нейтральной поверхности через $\rho_n = Z_1 \frac{R_1}{R_2} R_2 = 1,049R_2$. Откуда для отношения $\frac{R_1}{R_2} = 1,1$ нейтральный радиус $\rho_n = \sqrt{R_1 R_2}$.

Таким образом, для первого приближенного расчета, пренебрегая изменением толщины полосы в местегиба, положение нейтральной поверхности рассчитывается по формуле Е.А. Попова.

При увеличении коэффициента трения до $f = 0,25$ параметры $k_1 = 5,369$ и $k_2 = 4,87$. Тогда уравнение связи (5) принимает вид

$$0,326Z_1^{4,87} - \frac{0,186}{Z_1^{5,369}} = 0,0193.$$

Его решением будет $Z_1 = 0,954$ и $Z = \frac{1}{0,954 \cdot 1,1} = 0,953$, что также определяет $\rho_n = \sqrt{R_1 R_2}$.

В табл. 2 приведены значения нейтрального радиуса по равенству радиальных напряжений на границе зон растяжения и сжатия для различных отношений $\frac{R_1}{R_2}$ и разных коэффициентов трения $f = 0,1$ и $f = 0,25$ для первых проходов.

Таблица 2

Значения нейтрального радиуса

Параметры гибки		R_1/R_2				
		1,1	1,3	1,5	2	3
$f = 0,1$	$Z_1 = \rho_n/R_1$	0,954	0,878	0,818	0,710	0,590
	$Z_1 = \rho_n/R_1$ по [7]	0,953	0,877	0,816	0,707	0,580
	$Z = R_2/\rho_n$	0,953	0,876	0,815	0,704	0,565
$f = 0,25$	$Z_1 = \rho_n/R_1$	0,954	0,879	0,820	0,717	0,600
	$Z = R_2/\rho_n$	0,953	0,875	0,813	0,697	0,555

Анализируя табличные данные выявили, что в качестве первого приближения с ошибкой до 2 % для определения радиуса нейтральной поверхности можно использовать зависимость $\rho_n = \sqrt{R_1 R_2}$.

По выражению (5) и формуле Е.А. Попова (7) рассчитаны максимальные радиальные напряжения (табл. 3), действующие на нейтральной поверхности. Там же приведено сравнение напряжений

$\Delta_1 = \frac{\sigma_{r \max 1} - \sigma_{r \max 2}}{\sigma_{r \max 2}} \cdot 100\%$ для минимального коэффициента трения $f = 0,1$ и аналогичное отношение Δ_2 для коэффициента трения $f = 0,25$.

Таблица 3

Максимальные напряжения $\sigma_{r \max 1}$ и $\sigma_{r \max 2}$

Параметры гибки		R_1/R_2				
		1,1	1,3	1,5	2	3
$f = 0,1$	$\sigma_{r \max 1}$	0,0507	0,138	0,215	0,357	0,565
$f = 0,25$	$\sigma_{r \max 1}$	0,0549	0,151	0,234	0,374	0,589
$f = 0$	$\sigma_{r \max 2}$	0,0476	0,131	0,202	0,346	0,549
$\Delta_1, \%$		6,5	5,3	6,4	3,2	3,5
$\Delta_2, \%$		15,3	15,3	15,8	8,1	7,3

Из табл. 3 следует, что на первых проходах, когда утонение изгибаемой полосы ничтожно, значения радиуса нейтральной поверхности и радиальные напряжения, определенные по двум методикам, имеют небольшое расхождение. Однако анализ приведенных данных показывает, что с увеличением трения значительно возрастают радиальные напряжения.

На следующих проходах геометрические и кинематические параметры гибки изменяют размеры радиусов R_1 и R_2 на соответствующие, деформированные: наружный $R_{нар}$ и внутренний $R_{вн}$:

$$\begin{aligned} R_{нар} &= R_1 + (R_1 - \rho_n) \varepsilon_{rнар}, \\ R_{вн} &= R_2 + (\rho_n - R_2) \varepsilon_{rвн}. \end{aligned} \quad (8)$$

Относительную радиальную деформацию ε_r определим через тангенциальную деформацию. Тогда для зоны растяжения

$$\varepsilon_{\thetaнар} = \frac{R_{нар} - \rho_n}{\rho_n}$$

и соответственно

$$\varepsilon_{rнар} = \frac{-\varepsilon_{\thetaнар}}{1 + \varepsilon_{\thetaнар}} = \frac{\rho_n - R_{нар}}{R_{нар}}.$$

Для зоны сжатия

$$\varepsilon_{\thetaвн} = -\frac{\rho_n - R_{вн}}{\rho_n}$$

и соответственно

$$\varepsilon_{rвн} = \frac{\rho_n - R_{вн}}{R_{вн}}.$$

Подставим полученные величины ε_r в систему (8):

$$R_{\text{нар}} = R_1 + (R_1 - \rho_n) \frac{\rho_n - R_{\text{нар}}}{R_{\text{нар}}}.$$

Откуда $R_{\text{нар}}^2 - R_1 \rho_n + \rho_n^2 - \rho_n R_{\text{нар}} = 0$ и

$$\frac{R_{\text{нар}}}{\rho_n} = \frac{1 + \sqrt{4 \frac{R_1}{R_2} Z - 3}}{2}, \quad (9)$$

где $Z = \frac{R_2}{\rho_n}$ – положение нейтральной поверхности.

Аналогично для зоны сжатия получим

$$R_{\text{вн}} = R_2 + (\rho_n - R_2) \frac{\rho_n - R_{\text{вн}}}{R_{\text{вн}}}$$

и после преобразований $R_{\text{вн}}^2 - R_{\text{вн}}(2R_2 - \rho_n) + R_2 \rho_n - \rho_n^2 = 0$ получим

$$\frac{R_{\text{вн}}}{\rho_n} = \frac{2Z - 1 + \sqrt{5 - 8Z + 4Z^2}}{2}. \quad (10)$$

Уравнения (9) и (10) позволяют установить окончательное значение нейтрального радиуса ρ_n .

В качестве дополнительного условия связи полученных уравнений используем равенство моментов от тангенциальных напряжений [8] вокруг нейтрального сечения для угла $\theta = 0$ (см. рис. 1):

$$\frac{M_{\text{изг}}}{2} = \sigma_T \frac{(R_{\text{нар}} - \rho_n)^2}{2} b = \sigma_T \frac{(\rho_n - R_{\text{вн}})^2}{2} b,$$

где b – ширина полосы.

Из полученного условия следует обязательное равенство протяженности зон растяжения и сжатия:

$$R_{\text{нар}} - \rho_n = \rho_n - R_{\text{вн}} \quad \text{или} \quad \frac{R_{\text{нар}}}{\rho_n} - 1 = 1 - \frac{R_{\text{вн}}}{\rho_n}. \quad (11)$$

Подставим в полученную зависимость отношения (9) и (10):

$$\frac{1 + \sqrt{4 \frac{R_1}{R_2} Z - 3}}{2} - 1 = 1 - \frac{2Z - 1 + \sqrt{5 - 8Z + 4Z^2}}{2}.$$

После преобразования данного выражения получаем

$$\sqrt{4 \frac{R_1}{R_2} Z - 3} = 4 - 2Z - \sqrt{5 - 8Z + 4Z^2}. \quad (12)$$

Уравнение связи (12) позволяет определить положение нейтрального сечения $Z = \frac{R_2}{\rho_n}$ в зависимости от отношений размеров $\frac{R_1}{R_2}$. Все

полученные значения сведем в табл. 4. Там же приведены результаты расчетов радиусов

$$\frac{R_{\text{нар}}}{R_2} = \frac{1 + \sqrt{4 \frac{R_1}{R_2} Z - 3}}{2Z}; \quad \frac{R_{\text{нар}}}{R_1} = \frac{R_{\text{нар}}}{R_1} / \frac{R_2}{R_1};$$

$$\frac{R_{\text{вн}}}{R_2} = \frac{2Z - 1 + \sqrt{5 - 8Z + 4Z^2}}{2}$$

и относительных деформаций

$$\varepsilon_{\theta \text{нар}} = \frac{\sqrt{4 \frac{R_1}{R_2} Z - 3} - 1}{2}; \quad \varepsilon_{\theta \text{вн}} = \frac{2Z - 3 + \sqrt{5 - 8Z + 4Z^2}}{2}.$$

Полученные значения радиусов изогнутой полосы $R_{\text{нар}}$ и $R_{\text{вн}}$ будут определять общую толщину полосы S' после гибки и ее отношение к начальной толщине ($S = R_1 - R_2$):

$$\frac{S'}{S} = \frac{R_{\text{нар}} - R_{\text{вн}}}{R_1 - R_2} = \frac{\frac{R_{\text{нар}}}{R_2} - \frac{R_{\text{вн}}}{R_2}}{\frac{R_1}{R_2} - 1}.$$

Таблица 4

Геометрические и кинематические параметры изогнутой полосы при соотношении изменяющихся радиусов

R_1/R_2	1,1	1,3	1,5	2,0	3,0
$Z = R_2/\rho_{\text{н}}$	0,952	0,868	0,795	0,649	0,465
$Z_1 = \rho_{\text{н}}/R_1$	0,955	0,887	0,839	0,771	0,717
$R_{\text{нар}}/R_2$	1,098	1,285	1,466	1,911	2,802
$R_{\text{нар}}/R_1$	0,998	0,988	0,977	0,956	0,934
$R_{\text{вн}}/R_2$	1,002	1,016	1,036	1,105	1,268
$\varepsilon_{\theta \text{нар}}$	0,045	0,115	0,165	0,24	0,301
$\varepsilon_{r \text{нар}}$	-0,043	-0,103	-0,140	-0,194	-0,232
S'/S	0,957	0,897	0,859	0,806	0,768
$\frac{R_{\text{нар}}}{\rho_{\text{н}}} = Z \frac{R_{\text{нар}}}{R_2}$	1,045	1,115	1,165	1,240	1,303

Анализируя уточненное положение нейтральной поверхности, определяемой параметрами Z и Z_1 без учета утонения полосы (см. табл. 2) и с учетом ее утонения (табл. 4), выявили, что процесс утонения смещает нейтральную поверхность в сторону наружного радиуса, т.е. в сторону растянутых волокон. Смещение нейтральной поверхности увеличивается с увеличением отношения $\frac{R_1}{R_2}$. Так, для отношения

$\frac{R_1}{R_2} = 3$ в случае пренебрежения утонением радиус нейтральной поверхности $\rho_n = 0,59R_1$, в то время как с учетом утонения этот радиус определяется как $\rho_n = 0,717R_1$. Погрешность составляет 17,7%.

Вопросы деформирования и утонения полосы в процессе гибки в семи клетях профилегибочного стана с расчетом геометрических параметров подробно приведены в работах [9, 10].

Исследуем особенности утонения полосы от совместного действия в зоне растяжения изгибающего момента, возникающего под влиянием тангенциальных напряжений

$$\theta_{изг} = \sigma_{\theta} \frac{(R_{нар} - \rho_n)^2}{2} b$$

и момента от касательных напряжений, изменяющихся линейно от радиуса $R_{нар}$ до ρ_n :

$$M_{r_{изг}} = \sigma_r f \frac{(R_{нар} - \rho_n)^2}{3} b.$$

Тогда равенство максимальных моментов по зонам будет определять условие

$$\begin{aligned} \sigma_T \frac{(R_{нар} - \rho_n)^2}{2} b + \sigma_{kf} \frac{(R_{нар} - \rho_n)^2}{3} b = \\ = \sigma_T \frac{(\rho_n - R_{вн})^2}{2} b + \sigma_{kf} \frac{(\rho_n - R_{вн})^2}{3} b. \end{aligned} \quad (13)$$

Откуда

$$(R_{нар} - \rho_n)^2 \left(\frac{\sigma_T}{2} + \frac{\sigma_{kf}}{3} \right) = (\rho_n - R_{вн})^2 \left(\frac{\sigma_T}{2} + \frac{\sigma_{kf}}{3} \right),$$

что определяет

$$R_{нар} - \rho_n = \rho_n - R_{вн} = 0,5S'. \quad (14)$$

Таким образом, геометрические параметры гибки не изменяются от дополнительного действия изгибающего момента и касательных напряжений. Изменяются только силовые и энергетические параметры процесса гибки. Так, общий изгибающий момент без учета упрочнения, но с утонением металла будет равен

$$M_{изг} = \sigma_T S'^2 b \left(\frac{1}{4} + \frac{f}{6} \right) = \frac{\sigma_T S^2}{4} b (1 + 0,666f) \left(\frac{S}{S'} \right)^2.$$

Откуда изгибающий момент с учетом утонения можно представить в виде

$$M_{изг}^y = M_{изг} k_{y.T}, \quad (15)$$

где $k_{y,r} = (1 + 0,666f) \left(\frac{S'}{S}\right)^2$ – коэффициент, учитывающий утонение.

Максимальное радиальное напряжение без учета упрочнения становится равным

$$\sigma_{r \max} = \frac{\sigma_T}{k_1} \left[1 - \left(\frac{R_{\text{нар}}}{\rho_H} \right)^{k_1} \right] \quad (16)$$

и тангенциальное напряжение

$$\sigma_{\theta \max} = \sigma_m \left[1 + \frac{1}{k_1} - \frac{1}{k_1} \left(\frac{R_{\text{нар}}}{\rho_H} \right)^{k_1} \right] (1 + 0,666f) \left(\frac{S'}{S} \right)^2. \quad (17)$$

В табл. 5 приведены результаты расчета указанных напряжений без учета упрочнения материала.

Таблица 5

Силовые параметры при гибке без учета упрочнения

Параметры гибки	R_1/R_2				
	1,1	1,3	1,5	2	3
$\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_T}$	<u>0,933</u>	<u>0,736</u>	<u>0,617</u>	<u>0,454</u>	<u>0,328</u>
$\frac{\sigma_r}{\sigma_T}$	<u>1,017</u>	<u>0,798</u>	<u>0,667</u>	<u>0,487</u>	<u>0,352</u>
$\frac{\sigma_r}{\sigma_T}$	<u>-0,047</u>	<u>-0,114</u>	<u>-0,159</u>	<u>-0,223</u>	<u>-0,274</u>
$\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_T}$	<u>-0,0496</u>	<u>-0,123</u>	<u>-0,170</u>	<u>-0,237</u>	<u>-0,288</u>

Примечание. В числителе напряжения при $f = 0,1$, в знаменателе – при $f = 0,25$

В реальных условиях материал полосы в процессе прокатки упрочняется [11]. Наиболее точно процесс упрочнения описывается степенной зависимостью

$$\sigma_T = \sigma_{T0} + K\varepsilon^n, \quad (18)$$

где σ_{T0} – начальное значение сопротивления пластической деформации при $\varepsilon = 0$; $K = \frac{\sigma_{TK} - \sigma_{T0}}{\varepsilon_K^n}$ – параметр упрочнения; σ_{TK} – конечное значение сопротивления пластической деформации, отвечающее деформации $\varepsilon = \varepsilon_K$; обычно $\varepsilon_K = 0,5$, что определяет $\sigma_{TK} \approx (2 \dots 3)\sigma_{T0}$ (для углеродистых сталей, сплавов алюминия и меди); n – показатель упрочнения, зависит от вида материала и изменяется от 0,32 до 0,85 (в среднем $n \approx 0,5$).

Для предварительных расчетов коэффициента упрочнения имеем

$$k_y = \frac{\sigma_T}{\sigma_{T0}} = 1 + 1,414\sqrt{\varepsilon\theta}. \quad (19)$$

Далее в табл. 6 приведены значения коэффициента упрочнения и соответствующие напряжения σ_{θ} и σ_r .

Силловые параметры при гибке на первых переходах с учетом упрочнения металла

Параметры гибки	R_1/R_2				
	1,1	1,3	1,5	2	3
k_y	1,3	1,48	1,57	1,69	
$\frac{\sigma_\theta}{\sigma_T}$	$\frac{1,213}{1,322}$	$\frac{1,089}{1,181}$	$\frac{0,969}{1,047}$	$\frac{0,767}{0,823}$	$\frac{0,583}{0,626}$
$\frac{\sigma_r}{\sigma_T}$	$\frac{-0,061}{-0,064}$	$\frac{-0,168}{-0,282}$	$\frac{-0,249}{-0,270}$	$\frac{-0,276}{-0,400}$	$\frac{-0,487}{-0,626}$

Примечание. В числителе напряжения при $f = 0,1$, в знаменателе — при $f = 0,25$

Выводы. 1. Проанализировано напряженно-деформированное состояние полосы в клетях профилегибочного стана с учетом утонения и упрочнения заготовки.

2. Определены силловые параметры и уточненное положение нейтральной поверхности. Показано, что процесс утонения смещает ее в сторону наружного радиуса. Смещение нейтральной поверхности увеличивается с увеличением отношения наружного и внутреннего радиусов. Для отношения $\frac{R_1}{R_2} = 3$ в случае пренебрежения утонением смещение положения радиуса составляет 17,7%, что необходимо учитывать в инженерных расчетах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. М.: Машиностроение, 1977. 278 с.
2. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. Л.: Машиностроение, 1979. 520 с.
3. Зубцов М.Е. Листовая штамповка. Л.: Машиностроение, 1980. 432 с.
4. Тришевский И.С. Профилированные профили. М.: Металлургия, 1972. 220 с.
5. Лукашкин Н.Д., Кохан Л.С., Морозов Ю.А., Пунин В.И. Совершенствование оборудования для производства гнутых профилей // Новые технологии. 2003. № 5–6. С. 26–30.
6. Лукашкин Н.Д., Кохан Л.С., Пунин В.И., Морозов Ю.А. Гибка профилей на прессах и станах. М.: МГВМИ, 2005. 140 с.
7. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. М.: Машиностроение, 1971. 424 с.
8. Феодосьев В.И. Соппротивление материалов. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2010. 592 с.
9. Пунин В.И. Анализ изменения геометрии полосы при различных условиях профилегибки // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2012. № 2. С. 88–95.
10. Пунин В.И., Докторов М.Е. Изменение параметров заготовки при гибке // Технологии металлов. 2011. № 3. С. 1–16.
11. Целиков А.И., Томленов А.Д., Зюзин В.И., Третьяков А.В., Никитин Г.С. Теория прокатки: Справочник. М.: Металлургия, 1982. 335 с.

REFERENCES

- [1] Popov E.A. Osnovy teorii listovoy shtampovki [Fundamentals of the theory sheet-metal stamping]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1977. 278 p.
- [2] Romanovskiy V.P. Spravochnik po kholodnoy shtampovke [Handbook of cold stamping]. Leningrad, Mashinostroenie Publ., 1979. 520 p.
- [3] Zubtsov M.E. Listovaya shtampovka [The sheet-metal stamping]. Leningrad, Mashinostroenie Publ., 1980. 432 p.
- [4] Trishevskiy I.S. Profilirovannye profile [The profiled profiles]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1972. 220 p.
- [5] Lukashkin N.D., Kokhan L.S., Morozov Yu.A., Punin V.I. Improvement of equipment for the bent profiles production. *Novye tekhnologii* [New technologies], 2003, no. 5–6, pp. 26–30 (in Russ.).
- [6] Lukashkin N.D., Kokhan L.S., Punin V.I., Morozov Yu.A. Gibka profiley na pressakh i stanakh [Profiles bending on presses and mills]. Moscow, MGVTI Publ., 2005. 140 p.
- [7] Storozhev M.V., Popov E.A. Teoriya obrabotki metallov davleniem [Theory of metal forming]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1971. 424 p.
- [8] Feodos'ev V.I. Soprotivlenie materialov [Theory of structural resistance]. Moscow, MGTU im. N.E. Baumana Publ., 2010. 592 p.
- [9] Punin V.I. Analysis of change in strip geometry under condition of profile bending. *Vestn. Mosk. Gos. Tekh. Univ. im. N.E. Baumana, Mashinostr.* [Herald of the Bauman Moscow State Tech. Univ., Mech. Eng.], 2012, no. 2, pp. 88–95 (in Russ.).
- [10] Punin V.I., Doktorov M.E. Variation of billet parameters during bending *Technologiya Metallov* [Technology of metals], 2011, no. 3, pp. 1–16 (in Russ.).
- [11] Tselikov A.I., Tomlenov A.D., Zyuzin V.I., Tret'yakov A.V., Nikitin G.S. Teoriya prokatki. Spravochnik [The theory of Rolling. Handbook]. Moscow, Metallurgiya Publ., 1978. 335 p.

Статья поступила в редакцию 11.04.2013

Пунин Владимир Иванович — канд. техн. наук, технический директор ООО “Ролтяжмаш”. Автор более 40 научных работ и 20 изобретений в области гибки металлических профилей, изготовления труб.

ООО “Ролтяжмаш”, Российская Федерация, 107113, Москва, Сокольническая пл., д. 4а.

Punin V.I. — Cand. Sci. (Eng.), chief technology officer of the ООО “Rolyazhmash (RTM)” [JSC “Rolyazhmash”]. Author of more than 40 publications and the creator of more than 20 inventions in the field of steel sections bending, pipe production.

ООО “Rolyazhmash”, Sokolnicheskaya pl. 4a, Moscow, 107113 Russian Federation.