

Расчет и проектирование машиностроительных конструкций

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗГИБАЮЩЕГО МОМЕНТА ПРИ ФОРМООБРАЗОВАНИИ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ МЕТОДОМ ПРОКАТКИ НА ПРОФИЛЕГИБОЧНОМ СТАНЕ

Ю.А. МОРОЗОВ канд. техн. наук, доц.*,

Е.Ю. ВЕРХОВ канд. техн. наук, доц.,

А.А. ФРОЛОВ канд. техн. наук, доц.,

Е.В. КРУТИНА канд. техн. наук, доц.

Московский государственный машиностроительный университет (МАМИ)
111250, Москва, Б. Семеновская, 38, т. 8(916)877-66-96*; akafest@mail.ru*

Сравниваются результаты моделирования процесса гибки широкой полосы на основании метода баланса работ с использованием условия пластичности Треска и Губера-Мизеса, для четырех различных начальных распределений предела текучести по толщине полосы. Приведены кривые изменения изгибающих моментов с определением величины погрешности относительно экспериментальных исследований.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: гибка; изгиб-растяжение; радиус кривизны; нейтральный радиус; изгибающий момент; метод баланса работ.

Использование элементов гибки при формообразовании деталей одинарной кривизны, находит широкое применение в производстве изделий различной конфигурации и назначения. Так, например, на профилегибочных станах изготавливаются различные гнутые профили, широко применяемые в строительстве при возведении легких светопрозрачных металлоконструкций и каркасном строительстве [1].

Стандартный горячекатаный металлический гнутый уголок, швеллер, Z-образный профиль в таких случаях оказываются неэффективными, т.к. они жестко связывают высоту стенок с их толщиной, а значит и массой погонного метра. В тоже время в практике встречается много случаев, когда стандартная толщина стенки оказывается избыточной, и нет смысла перегружать конструкцию лишним весом [2].

Использование сварки десятков и сотен метров листового металла при фасонном конфигурировании требуемого профиля является экономически нецелесообразным. Поэтому наиболее логичным является использование гнутых профилей, оформленных из целой листовой заготовки.

Следует отметить, что чистый изгиб в данном случае рассматривать некорректно, т.к. использование тянущих и формующих валков будет обеспечивать не только поджим листовой заготовки, но и ее растяжение при оформлении в профиль требуемой конфигурации [3, 4]. Таким образом, при численном анализе процессов сложного нагружения, для подсчета напряжений растяжения, создаваемых при формоизменении заготовки, необходимо рассматривать изгибающий момент при изгибе с растяжением.

Формула изгибающего момента при изгибе с растяжением широкой полосы из упрочняющегося материала может быть получена на основании метода баланса работ [5]:

$$dA_{\text{внутр}} = dA_{\text{внешн}}, \quad (1)$$

где $dA_{\text{внутр}}$, $dA_{\text{внешн}}$ – приращение работ внутренних и внешних сил.

Приращение работы внутренних сил:

$$dA_{\text{внутр}} = \int_V \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} dV, \quad (2)$$

где σ_{ij} – компоненты тензора напряжений; $d\varepsilon_{ij}$ – приращения компонента тензора деформаций; dV – элементарный объем деформируемого тел объемом V ; $\sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}$ – сумма приращений работ напряжений σ_{ij} создаваемых в направлении приращений деформаций $d\varepsilon_{ij}$.

Применительно к изгибу с растяжением широкой полосы (напряжения и деформации изменяются только по толщине полосы) уравнение (2) полярных координатах можно записать в виде (рис. 1)

$$dA_{\text{внутр}} = \int_{r_{\text{вн}}}^{r_{\text{нар}}} (\sigma_r d\varepsilon_r + \sigma_\theta d\varepsilon_\theta) \alpha r dr,$$

где σ_r, σ_θ – радиальные и тангенциальные напряжения [6]; $d\varepsilon_r, d\varepsilon_\theta$ – приращения радиальных и тангенциальных деформаций; r – радиус произвольного кольцевого элемента толщиной dr , ограниченного углом α ; $r_{\text{вн}}, r_{\text{нар}}$ – деформированные внутренний и наружный радиусы изгибаемой полосы, принимаемые вследствие деформационного изменения начальных радиусов [7-10]; ρ_H – радиус нейтральной поверхности при изгибе с растяжением.

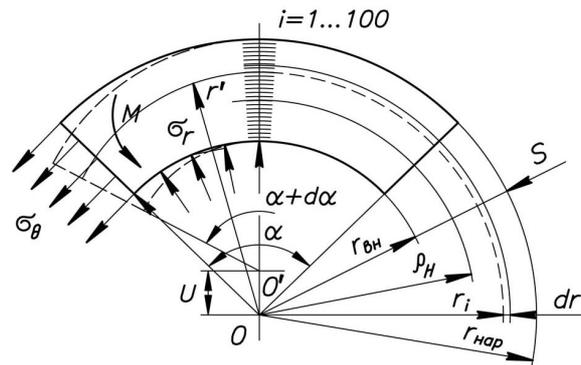


Рис. 1. Схема изгиба широкой полосы с растяжением

В условиях плоской деформации $d\varepsilon_\theta = -d\varepsilon_r$, поэтому

$$dA_{\text{внутр}} = \int_{r_{\text{вн}}}^{r_{\text{нар}}} d\varepsilon_r (\sigma_r - \sigma_\theta) \alpha r dr.$$

Для рассматриваемого случая из условия пластичности Треска, имеем:

$$\sigma_r - \sigma_\theta = \pm \sigma_i,$$

а из условия пластичности Губера-Мизеса

$$\sigma_r - \sigma_\theta = \pm \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_i,$$

где σ_i – интенсивность напряжений, причем знак «плюс» относится к зоне сжатия в тангенциальном направлении, а знак «минус» к зоне растяжения.

Радиальные деформации имеют обратные знаки, поскольку в зоне тангенциального сжатия волокна испытывают радиальное растяжение ($d\varepsilon_r > 0$), а в зоне тангенциального растяжения – радиальное сжатие ($d\varepsilon_r < 0$).

Для различных условий пластичности получили разные формулы для расчета приращения работы внутренних сил при изгибе с растяжением широкой полосы

$$dA_{\text{внутр}} = \int_{r_{\text{вн}}}^{r_{\text{нар}}} \sigma_i |d\varepsilon_r| \alpha r dr; \quad dA_{\text{внутр}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \int_{r_{\text{вн}}}^{r_{\text{нар}}} \sigma_i |d\varepsilon_r| \alpha r dr.$$

Используя зависимость

$$d\varepsilon_r = \frac{d\alpha}{2\alpha} \left(1,0 - \frac{\rho_{\text{н}}^2}{r_i^2} \right), \quad (3)$$

получим
$$dA_{\text{внутр}} = \frac{d\alpha}{2} \int_{r_{\text{вн}}}^{r_{\text{нар}}} \sigma_i \left| 1,0 - \frac{\rho_{\text{н}}^2}{r_i^2} \right| r dr; \quad (4,а)$$

$$dA_{\text{внутр}} = \frac{d\alpha}{\sqrt{3}} \int_{r_{\text{вн}}}^{r_{\text{нар}}} \sigma_i \left| 1,0 - \frac{\rho_{\text{н}}^2}{r_i^2} \right| r dr, \quad (4,б)$$

где $d\alpha/\alpha$ – относительное изменение центрального угла α .

Приращение работы внешних сил при изгибе с растяжением складывается из приращения работ растягивающих напряжений и работы изгибающего момента M :

$$dA_{\text{внешн}} = \int_{r_{\text{вн}}}^{r_{\text{нар}}} \sigma_{\theta} dU_{\theta} + M d\alpha,$$

где dU_{θ} – тангенциальные перемещения торцов кольцевого элемента (слоя толщиной dr), определяемые по уравнению:

$$\frac{dU_{\theta}}{r\alpha} = \frac{r\alpha - r'(\alpha + d\alpha)}{r\alpha} = d\varepsilon_{\theta},$$

где r' – радиус слоя после деформации, откуда $dU_{\theta} = r\alpha d\varepsilon_{\theta}$.

При допущении плоской деформации

$$d\varepsilon_{\theta} = -d\varepsilon_r,$$

с учетом выражения (3), получим:

$$dU_{\theta} = \frac{1}{2} \left(1,0 - \frac{\rho_{\text{н}}^2}{r_i^2} \right) r d\alpha,$$

следовательно:
$$dA_{\text{внешн}} = \mp \frac{d\alpha}{\alpha} \int_{r_{\text{вн}}}^{r_{\text{нар}}} \sigma_{\theta} \left| 1,0 - \frac{\rho_{\text{н}}^2}{r_i^2} \right| r dr + M d\alpha, \quad (5)$$

где знак «минус» относится к зоне сжатия в тангенциальном направлении, а знак «плюс» к зоне растяжения.

Из условия баланса работ (1) с использованием уравнений (5) и (4), получим выражения для расчета изгибающего момента при изгибе с растяжением широкой полосы для различных условий пластичности

$$M = \frac{1}{2} \int_{r_{\text{вн}}}^{r_{\text{нар}}} (\sigma_i \pm \sigma_{\theta}) \left| 1,0 - \frac{\rho_{\text{н}}^2}{r_i^2} \right| r dr; \quad (6,а)$$

$$M = \int_{r_{\text{вн}}}^{r_{\text{нар}}} \left(\frac{\sigma_i}{\sqrt{3}} \pm \frac{\sigma_\theta}{2} \right) \left| 1,0 - \frac{\rho_{\text{н}}^2}{r_i^2} \right| r dr. \quad (6,6)$$

Для сравнения результатов расчета моментов внешних сил по выражениям (6,а) и (6,б) было проведено численное моделирование на ЭВМ процесса изгиба с растяжением широкой полосы. При моделировании сечение исходной недеформированной полосы единичной толщины ($S = 1,0$ мм) представлялось состоящим из 100 волокон одинаковой толщины [11]. В пределах каждого волокна непрерывно изменяющиеся по толщине напряжения и деформации принимались постоянными (как показали расчеты на ЭВМ, увеличение числа волокон свыше 100 не повышает точности расчетов).

Сопrotивление пластической деформации стали 08 кП [12, 13]

$$\sigma_i = \sigma_{0,2} + 34,6 \varepsilon_i^{0,5}.$$

В связи с тем, что изгиб полосы на кромке формообразующего инструмента приводит к крайне неравномерному распределению по толщине полосы деформаций и, следовательно, неравномерному упрочнению, моделирование процесса изгиба широкой полосы проводили для четырех разных случаев начального распределения предела текучести по толщине полосы [14]:

– равномерного (рис. 2, а):

$$\sigma_{0,2} = 230 \text{ МПа};$$

– с линейным ростом от внутренних волокон к внешним (рис. 2, б):

$$\sigma_{0,2} = 230 \left(1,0 + \frac{i-1}{100} \right) \text{ МПа};$$

– с линейным уменьшением (рис. 2, в):

$$\sigma_{0,2} = 230 \left(2,0 - \frac{i-1}{100} \right) \text{ МПа};$$

– гиперболического (рис. 2, г):

$$\sigma_{0,2} = 2 \cdot 230 \left[2 \left(\frac{i-1}{100} \right)^2 - 2 \frac{i-1}{100} + 1 \right] \text{ МПа}.$$

При моделировании изгиба радиус кривизны внутренней поверхности изменялся в пределах от $r_{\text{вн}} = \frac{0,5}{\sigma_{0,2} E}$ до $r_{\text{вн}} = 1,8S = 1,8$ мм (минимальный радиус изгиба металла) с шагом $\Delta r = 0,5r_{\text{вн}}$ при $r_{\text{вн}} \geq 20S$ и $\Delta r = 0,05r_{\text{вн}}$ при $r_{\text{вн}} < 20S$, где $E = 2,0 \cdot 10^5$ МПа – модуль нормальной упругости для стали 08кп; $\sigma_{0,2}^{\text{cp}}$ – средний по толщине начальный предел текучести.

Расчеты проводили для пяти ($i = 1 \dots 5$) значений растягивающих напряжений, равных в процессе каждого изгиба:

$$\sigma_\theta = (i/5) \sigma_{0,2}^{\text{cp}} = \text{const}.$$

Таким образом, было сформировано пять групп кривых (на графиках представлены только крайние значения из выборки)

$$\sigma_\theta = 0,2 \sigma_{0,2}^{\text{cp}}; \sigma_\theta = 0,4 \sigma_{0,2}^{\text{cp}}; \sigma_\theta = 0,6 \sigma_{0,2}^{\text{cp}}; \sigma_\theta = 0,8 \sigma_{0,2}^{\text{cp}}; \sigma_\theta = \sigma_{0,2}^{\text{cp}}.$$

Из приведенных на рис. 2 результатов моделирования следует, что формула изгибающего момента, полученная из условия пластичности Губера-Мизеса

(6б), дает на 15...170% большие значения по сравнению формулой, полученной из условия пластичности Треска (6а). Причем разница тем больше, чем больше растягивающие напряжения и неравномерность распределения механических свойств по толщине полосы.

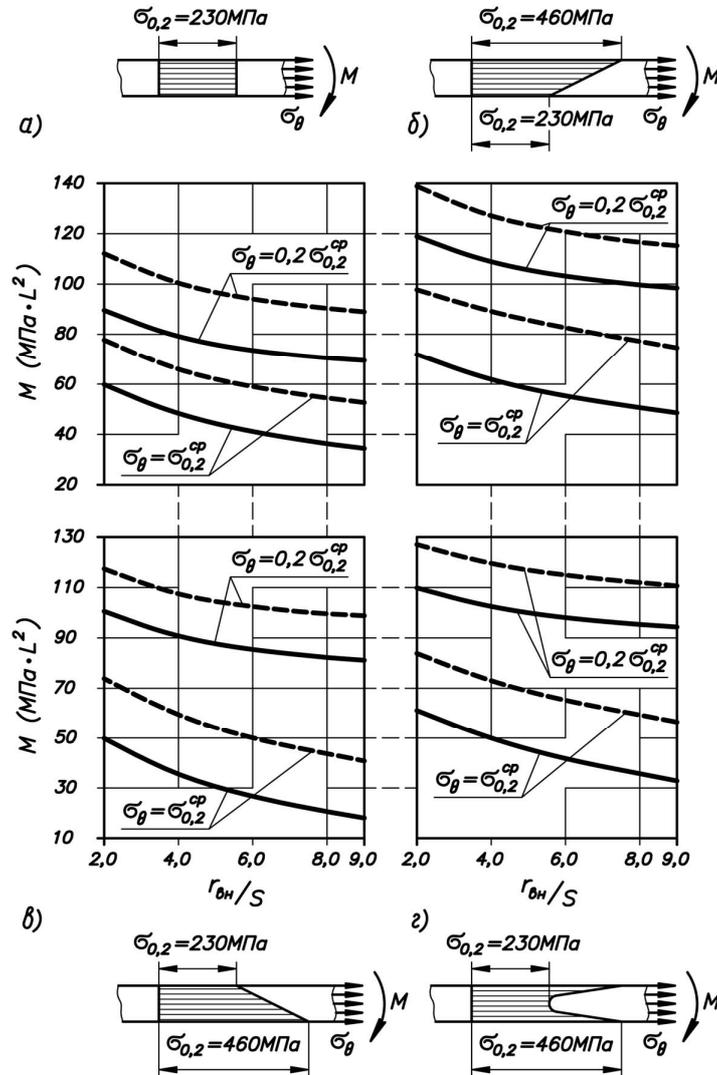


Рис. 2. Кривые изменения изгибающих моментов, рассчитанных по формулам (6а) (—) и (6б) (-----)

Сравнение результатов моделирования процесса изгиба широкой полосы, показало удовлетворительную сходимость величины изгибающих моментов (6а) с экспериментальными данными (при одинаковых условиях трения, радиусах изгиба, толщине и марке стали листовой заготовки погрешность максимальных растягивающих напряжений не превышала 1,0%; а максимальная погрешность утонения гнутой заготовки 10%).

Использование формулы (6б) приводит к увеличению погрешности.

Выводы: Методом баланса работ из условий пластичности Треска и Губера-Мизеса получены формулы для расчета изгибающего момента и при изгибе с растяжением широкой полосы из упрочняющегося материала.

Показано, что использование разных условий пластичности может приводить к значительному различию расчетных значений моментов, и это различие

тем больше, чем выше растягивающие напряжения и больше равномерность распределения механических свойств по толщине полосы.

Л и т е р а т у р а

1. Лукашкин Н.Д., Кохан Л.С., Пунин В.И., Морозов Ю.А. Гибка профилей на прессах и станах. – М.: МГВМИ, 2005. – 140 с.
2. Морозов Ю.А. Исследование процесса получения гнутых профилей на станах // *Металлургия XXI века: Сб. Трудов 1-й международной конференции молодых специалистов*. – М.: ВНИИМЕТМАШ им. акад. А.И. Целикова, 2005. – С. 270-272.
3. Punin V.I., Kokhan L.S. and Morozov Yu.A.. Reduction of the Length of Strip Rolled on Roll-Forming Machines // *Metallurgist*, Vol. 56, Iss. 11-12, March 2013, pp. 938-940.
4. Верхов Е.Ю., Морозов Ю.А. Анализ и разработка технологии изготовления гнутых толстолистовых деталей // *Вестник Московского государственного открытого университета. Техника и Технология*. – М.: МГОУ. – 2011. – №4 (6). – С. 14-19.
5. Лукашкин Н.Д., Кохан Л.С. Обработка металлов давлением. – М.: МГВМИ, 2006. – 424 с.
6. Кохан Л.С., Роберов И.Г., Морозов Ю.А., Шульгин А.В. Кинематические параметры гибки профилей // *Технология металлов*. – М.: Наука и технологии, 2009. – Вып. 1. – С. 10-13.
7. Кохан Л.С., Морозов Ю.А., Пунин В.И. Повышение точности профиля при П-образной гибке // *Технология металлов*. – М.: Наука и технологии, 2013. – Вып. 5. – С. 15-17.
8. Пунин В.И., Кохан Л.С., Морозов Ю.А. Инженерный подход к процессу гибки профилей // *Заготовительные производства в машиностроении*. – М.: Машиностроение, 2013. – №9. – С. 29-31.
9. Kokhan L.S., Roberov I.G., Morozov Yu.A., and Borisov A.V. Thinning of the walls of rolled profiles // *Steel in Translation*. – 2009. – Vol. 39, Nu 3. – Pp. 194-196.
10. Roberov I.G., Kokhan L.S., Morozov Yu.A., and Borisov A.V. Model of wall thinning in shaping relief surfaces // *Steel in Translation*. – 2009. – Vol. 39, Nu 5. – P. 379-381.
11. Верхов Е.Ю., Морозов Ю.А., Фролов А.А. Прижим вытяжного штампа для качественного получения сложных листовых деталей // *Строительная механика инженерных конструкций и сооружений*. – 2015. – № 2. – С. 11-17.
12. Целиков А.И., Томленов А.Д., Зюзин В.И. и др. Теория прокатки. Справочник. – М.: *Металлургия*, 1982. – 335 с.
13. Филиппов Ю.К., Тупалин С.А., Крутина Е.В. Металлы и сплавы для художественной чеканки. – М.: МГТУ «МАМИ», 2013. – 29 с.
14. Верхов Е.Ю., Тетерин Г.П., Зайцев Г.В. Изгибающий момент при пластическом изгибе с растяжением широкой полосы // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия*. – М.: МИСиС, 1989. – Вып. 1. – С. 67-71.

References

1. Lukashkin, N.D., Kokhan, L.S., Punin, V.I., Morozov, Yu.A. (2005). *Gibka Profiley na Pressakh i Stanakh*, Moscow: MGVMI, 140 p.
2. Morozov, Yu.A. (2005). Studying the process of obtaining formed sections on mills, *Metallurgiya XXI veka: Sb. Tr. 1-j Mezhdunarodnoy konferentsii molodykh spetsialistov*, Moscow: VNIIMETMASH im. akad. A.I. Tselikova, pp. 270-272.
3. Punin, V.I., Kokhan, L.S., and Morozov, Yu.A. (2013). Reduction of the Length of Strip Rolled on Roll-Forming Machines, *Metallurgist*, Vol. 56, Iss. 11-12, pp. 938-940.
4. Verkhov, E.Yu., Morozov, Yu.A. (2011). Analysis and development of manufacturing technology for plate bent parts, *Vestnik Moskovskogo Gosudarstvennogo Otkrytogo Universiteta, Tekhnika i Tekhnologiya*, Moscow: MGOU, no. 4 (6), pp. 14-19.
5. Lukashkin, N.D., Kokhan, L.S. (2006). *Obrabotka Metallov Davleniem* [Metal Forming], Moscow: MGVMI, 424 p.
6. Kokhan, L.S., Roberov, I.G., Morozov, Yu.A., Shul'gin, A.V. (2009). The kinematic parameters of bending profiles, *Tekhnologiya Metallov*, Moscow: Nauka i Tekhnologii, no. 1, pp. 10-13.
7. Kokhan, L.S., Morozov, Yu.A., Punin, V.I. (2013). Increasing the accuracy of the profile in the U-shaped bending, *Tekhnologiya Metallov*, Moscow: Nauka i Tekhnologii, no. 5, pp. 15-17.
8. Punin, V.I., Kokhan, L.S., Morozov, Yu.A. (2013). Engineering approach to the process of bending profiles, *Zagotovitel'nye Proizvodstva v Mashinostroenii*, no. 9, pp. 29-31.

9. Kokhan, L.S., Roberov, I.G., Morozov, Yu.A., and Borisov A.V. (2009). Thinning of the walls of rolled profiles, *Steel in Translation*, Vol. 39, Nu 3, pp. 194-196.
10. Roberov, I.G., Kokhan, L.S., Morozov, Yu.A., and Borisov, A.V. (2009). Model of wall thinning in shaping relief surfaces, *Steel in Translation*, Vol. 39, Nu 5, pp. 379-381.
11. Verkhov, E.Yu., Morozov, Yu.A., Frolov, A.A. (2015). Clamp drawing die for high-quality produce complex sheet metal parts, *Stroitel'naya mekhanika inzhenernykh konstruksiy i sooruzheniy*, № 2, pp. 11-17.
12. Tselikov, A.I., Tomlenov, A.D., Zyuzin, V.I. et al (1982). *Teoriya Prokatki*, Moscow: Metallurgiya, 335 p.
13. Filippov, Yu.K., Tipalin, S.A., Krutina, E.V. (2013). *Metally i Splavy dlya Khudozhestvennoy Chekanki*, Moscow: MGTU «MAMI», 29 p.
14. Verkhov, E.Yu., Teterin, G.P., Zajtsev, G.V. (1989). The bending moment in the plastic bending with stretching broadband, *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenij. Chernaya metallurgiya*, Moscow: MISiS, №. 1, pp. 67-71.

STUDY OF THE BENDING MOMENT IN FORMING CURVED PROFILE METHOD FOR ROLLING MILL FORMING

Yu.A. Morozov, E.Yu. Verkhov, A.A. Frolov, E.V. Krutina
Moscow State Machine-Building University (MAMI), Moscow

The results of modeling the bending process on the basis of broad band balance method works using terms Tresca and Huber-Mises are compared. The authors use four different initial distributions of the yield strength of the strip thickness. Curves of change of bending moments to quantify the uncertainty regarding the experimental studies are presented.

KEY WORDS: bending; bend-elongation; the radius of curvature of the neutral range; the bending moment; balance method works.

