

УДК 621.777

Данченко В. Н.  
Дья Х.  
Головко А. Н.  
Берски Ш.  
Беляев С. М.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЗАГОТОВКИ И МАТРИЦЫ НА ФОРМОИЗМЕНЕНИЕ ПРИ ПРЕССОВАНИИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ АЛЮМИНИЕВО-МАГНИЕВЫХ ПРУТКОВ

Биметаллические и многослойные материалы нашли применение в авиа-, судостроении, энергетике, машиностроении, химической промышленности и других отраслях. Перспективным направлением является использование биметаллических алюминиево-магниевых композиций, в которых наружный слой выполнен из коррозионностойкого алюминиевого сплава, а внутренний – из магниевого сплава (среди конструкционных сплавов магниевые сплавы отличаются высокой удельной прочностью и высокими значениями относительного удлинения [1]). Это позволит существенно снизить массу таких пресс-изделий по сравнению с алюминием и повысить их коррозионную стойкость в сравнении с магниевыми сплавами. Наибольший эффект ожидается от применения таких композиций в транспортном машиностроении. Рассмотрим некоторые важные особенности прессования биметаллов с продольной слоистостью.

Прессование биметаллических профилей из двухслойных и биметаллических заготовок – наиболее эффективный способ, позволяющий изготавливать трубы широкого сортамента из многих сочетаний металлов [2]. Благодаря большой степени деформации, которая обуславливает высокие давления на контактной поверхности и значительное ее обновление, а также высоким скоростям деформации этот способ обеспечивает высокую прочность сварки слоев. К преимуществам этого способа следует отнести также возможность использования исходных заготовок сравнительно малой длины, простоту подготовки их контактных поверхностей и кратковременность процесса, что позволяет осуществлять деформацию в оптимальном температурном интервале.

Скорость прессования магниевых сплавов ограничена деформационным разогревом и низкой температурой солидуса – диапазон температур и скорости прессования магниевых сплавов значительно меньше, чем алюминиевых сплавов. В работе [3] указано, что температура прессования магниевых сплавов находится в диапазоне 280–410 °С, а скорость – в диапазоне 9–15 м/мин (для сплава AZ31).

При совместном прессовании вышеуказанных сплавов необходимо обратить внимание на то, что при данных условиях активно протекает диффузия на контакте двух слоев, что может привести к образованию хрупкой интерметаллической  $\beta$ -фазы  $Al_2Mg_3$  при температуре 437 °С, наличие которой на контакте двух слоев может привести к ухудшению связи между ними. В работе [4] исследовано влияние технологических факторов на микроструктуру контактного слоя полученных биметаллических пресс-изделий, однако не рассмотрено влияние этих факторов на силу прессования и формоизменение в обжимной части пластической зоны (ОЧПЗ). Таким образом, вопросы влияния параметров конструкции инструмента и соотношения размеров слоев заготовки в литературе практически не освещены.

Целью работы является исследование влияния геометрических характеристик заготовки и матрицы, а также коэффициента вытяжки при прессовании биметаллического прутка на формоизменение заготовки и качество пресс-изделия.

В качестве исследуемого магниевого сплава был выбран сплав AZ31 (ближайший аналог согласно ГОСТ – сплав МА2), так этот сплав характеризуется высокими механическими свойствами (табл. 1) и высокой пластичностью в горячем состоянии по сравнению с другими магниевыми сплавами, что позволяет изготавливать из него пресс-изделия с малой толщиной стенки [5].

Таблица 1

Свойства магниевого и алюминиевого сплавов, используемых при проведении моделирования

Сплав	Состояние	Модуль упругости, ГПа	Плотность, г/см <sup>3</sup>	Коэфф. Пуассона	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\delta$ , %
AZ31	F	45	1,77	0,35	250	180	7
606035	T4	69	2,71	0,33	150	70	23

Примечания: F – без специальной обработки; T4 – закалка и естественное старение.

В качестве алюминиевой оболочки выбран алюминиевый сплав 606035 (табл. 1) (по классификации Hydro Aluminium, ближайшим аналогом которого по ГОСТ является сплав АД31). Это – термически упрочняемый сплав системы Al–Mg–Si, пресс-изделия из которого имеют хорошее качество поверхности, свариваемость, сопротивление коррозии и пластичность при горячей деформации.

На основании приведенного выше выбраны значения варьируемых параметров: логарифмический коэффициент вытяжки ( $\ln\lambda$ ) – 2,4 / 3,0 / 3,8 объемный коэффициент плакирования ( $n_v$  – отношение площади сечения сердечника к общей площади сечения изделия) – 0,3 / 0,4 / 0,6; угол конусности матрицы ( $\alpha$ , рис. 1) – 30° / 45° / 60°.

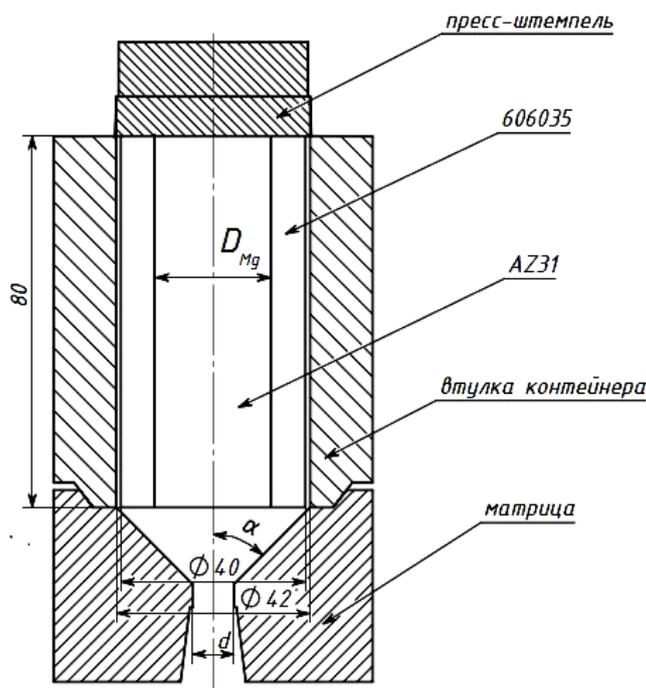


Рис. 1. Схематическое изображение сборки инструмента и заготовки

С целью анализа формоизменения и температуры металла при прессовании была использована конечно-элементная программа Forge-3D, разработанная SEMEF, Ecole des Mines de Paris. Она предназначена для объемного термомеханического моделирования процесса пластической деформации как моно-, так и биметалла [6].

Геометрия инструмента и заготовки, которая использовалась при моделировании, была создана при использовании САПР. С целью снижения времени моделирования рассматривалась  $\frac{1}{4}$  часть заготовки относительно оси прессования, после чего в препроцессоре были заданы плоскости симметрии. Для контроля перестройки сетки в ОЧПЗ использован так называемый «mesh-box», который позволяет контролировать размер элементов в рассматриваемом объеме.

Расчет в Forge-3D основан на вариационном принципе Лагранжа, функционал которого сформулирован следующим образом:

$$I = \int_V \left( \int_0^H T dH \right) dV - \int_V F_i U_i dV - \int_S f_i U_i dS, \quad (1)$$

где  $T$  – интенсивность касательных напряжений;  $H$  – интенсивность скоростей деформации сдвига;  $F_i, f_i, U_i$  – соответственно проекции векторов объемных сил, поверхностных нагрузок и скоростей течения;  $S$  – площадь поверхности;  $V$  – объем.

Реологические свойства материала описывали с использованием уравнения Хензеля-Шпиттеля [7]:

$$\sigma_T = A e^{a_1 T} T^{a_2} \varepsilon^{a_3} e^{a_4/\varepsilon} (1 + \varepsilon)^{a_5 T} e^{a_7 \varepsilon} \dot{\varepsilon}^{a_3} \dot{\varepsilon}^{a_8 T}, \quad (2)$$

где  $\sigma_T$  – напряжение текучести;  $\varepsilon$  – интенсивность деформации;  $\dot{\varepsilon}$  – интенсивность скорости деформации;  $T$  – температура;  $A, a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_7, a_8, a_9$  – коэффициенты регрессии. Коэффициенты регрессии для используемых сплавов приведены в табл. 2.

Таблица 2

Коэффициенты регрессии используемых сплавов

Сплав	Коэффициенты регрессии									R
	$A$	$a_1$	$a_2$	$a_3$	$a_4$	$a_5$	$a_7$	$a_8$	$a_9$	
AZ31	148	-0,003745	-0,700926	-0,048908	-0,149686	-0,000226	0,206468	0,000354	0,098741	0,99
606035	100	-0,005416	0,185519	0,188488	0,000060	-0,000682	-0,011027	-0,000106	0,320715	0,97

Поскольку при прессовании с большими коэффициентами вытяжки в заготовке развиваются высокие сжимающие напряжения, при моделировании задавали условие прилипания на контакте сердечника и оболочки.

Для описания трения на контакте заготовки и инструмента при прессовании алюминиевых сплавов (материала оболочки) наиболее физически обоснованной по данным работ, посвященных прессованию [8] является комбинированная модель закона Кулона и модели Треска:

$$\tau = -f \sigma_n \frac{\Delta V}{|\Delta V|} \text{ при } f \sigma_n < \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}}; \quad (3)$$

$$\tau = -\bar{m} \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}} \frac{\Delta V}{|\Delta V|} \text{ при } f \sigma_n > \bar{m} \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}}, \quad (4)$$

где  $f$  – коэффициент трения;  $\sigma_n$  – нормальные напряжения на контакте;  $\sigma_T$  – напряжение текучести;  $\Delta V$  – разница скоростей контактных поверхностей;  $\bar{m}$  – так называемый фактор среза или фактор трения, который может варьироваться от 0 до 1. Величина  $\bar{m} = 1$  соответствует полному прилипанию. Согласно данным [8] для случая горячего прессования алюминия без смазки, он находится в пределах от 0,8 до 1.

Расчет контактного трения согласно закону Кулона производится, когда контактное напряжение не велико, что соответствует началу распрессовки заготовки. При таких условиях коэффициент трения ( $f$ ) согласно литературным данным [9] находится в пределах 0,227–0,272. Так как этот начальный этап прессования составляет не более 5–7 % перемещения прессштемпеля, значение коэффициента трения при расчете по закону Кулона было выбрано средним и равным 0,25 для условия контактного трения на втулке контейнера. На конусе матрицы использовалась смазка – дисульфид молибдена ( $\text{MoS}_2$ ), коэффициент трения для которой соответствует диапазону 0,05–0,13 согласно работе [10]. Т. к. при прессовании достигаются высокие значения контактного напряжения, было принято значение 0,13. После распрессовки и достижения критического значения расчет контактного напряжения ведется по модели Треска (4).

Путем обработки прессовых диаграмм, полученных на 13,5 МН прессе ЗАО «Днепро́вский завод «АЛЮМАШ» для сплава 606035 при прессовании сплошных профилей определено среднее арифметическое значение напряжения на контакте металла и контейнера по методике, приведенной в работе [11], согласно которой фактор трения  $\bar{m}$  составил 0,85.

Моделирование проводилось до этапа, когда длина прутка составляла 10 % максимальной длины, после чего формоизменение металла в ОЧПЗ можно считать установившимся. Определяли максимальную силу прессования, максимальную температуру металла, интенсивность деформации, распределение полей скоростей, длину переднего монометаллического конца (рис. 2) и разницу между значением диаметра сердечника полученным в результате моделирования и расчетным значением диаметра:

$$d_{Mg} = \sqrt{\left( \frac{D_{Mg}^2 \cdot d^2}{D_k^2} \right)}, \quad (5)$$

где  $d_{Mg}$  – расчетное значение диаметра сердечника из магниевого сплава в прутке;  $D_{Mg}$  – диаметр сердечника из магниевого сплава в заготовке;  $d$  – диаметр канала матрицы;  $D_k$  – внутренний диаметр втулки контейнера.

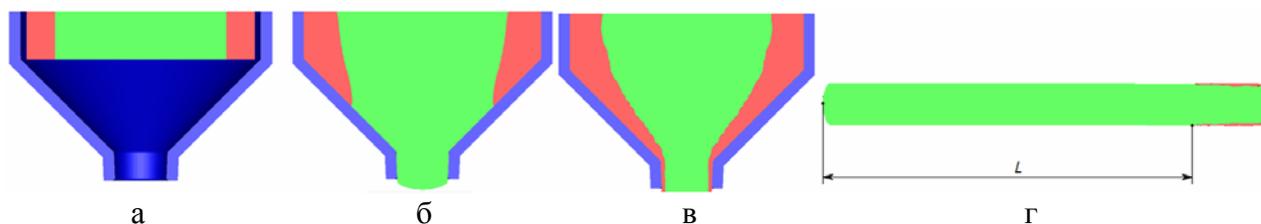


Рис. 2. Стадии процесса прессования биметаллической заготовки и вид переднего монометаллического конца ( $L$  – длина переднего монометаллического конца):

а – начало прессования; б – окончание распрессовки заготовки; в – установившийся процесс прессования биметаллической заготовки; г – вид переднего конца

Для исследования влияния геометрических характеристик заготовки на формоизменение проведено моделирование процесса прессования со следующими толщинами внешнего слоя: 10 мм ( $n_v = 0,3$ ), 7,5 мм ( $n_v = 0,4$ ) и 5 мм ( $n_v = 0,6$ ). Как видно из рис. 3, при прессовании с оболочкой окончательный диаметр сердечника формируется на некотором расстоянии до входа в область пояска и с увеличением толщины оболочки это расстояние увеличивается. После формирования окончательных размеров сердечника в ОЧПЗ на него действуют в радиальном направлении сжимающие и в осевом направлении – растягивающие напряжения. Это может привести к образованию дефектов и высоким остаточным напряжениям в зоне контакта сердечника и оболочки. Диаметры сердечника отличались от расчетного значения не более чем на 2 %. Длина переднего монометаллического конца увеличивалась с уменьшением толщины оболочки: для  $n_v = 0,6$  она равна 44 мм. Сила прессования для всех случаев изменялась незначительно, что может быть объяснено малой разницей в сопротивлении деформации при данных условия прессования.

Во всех трех случаях интенсивность деформации (см. рис. 3) по объему металла была распределена равномерно. Как и следовало ожидать, наибольшие значения интенсивности деформации наблюдались в области контакта с пояском на входе в канал матрицы.

Формоизменение металла при прессовании через матрицы с различными углами конусности представлено на рис. 4. Наиболее равномерное формоизменение сердечника и оболочки по длине ОЧПЗ наблюдается при прессовании через матрицу с углом конусности  $30^\circ$ , также значение диаметра магниевого сердечника наиболее близко к расчетному ( $-1,3\%$ ) по сравнению с углами  $45^\circ$  ( $9,3\%$ ) и  $60^\circ$  ( $6,7\%$ ). Длины передних монометаллических концов в готовых пресс-изделиях имели следующие значения:  $30^\circ$  – 14 мм;  $45^\circ$  – 25 мм;  $60^\circ$  – 34,5 мм.

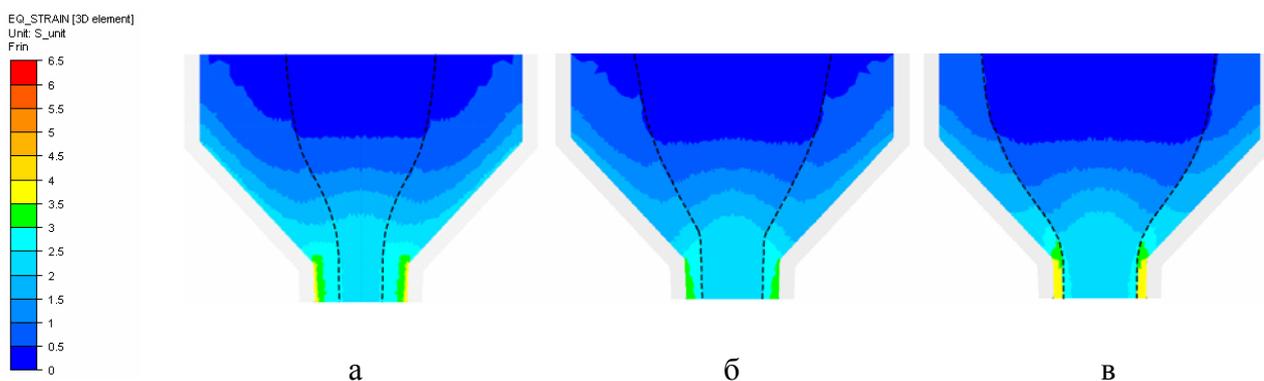


Рис. 3. Распределение интенсивности деформации при прессовании с разной толщиной оболочки (штриховой линией показана граница между слоями):  
а –  $n_v = 0,3$ ; б –  $n_v = 0,4$ ; в –  $n_v = 0,6$

Как видно на рис. 4 во всех случаях интенсивность деформации наибольшая в наружном слое. При прессовании через матрицу с углом конусности  $30^\circ$  ОЧПЗ имеет наибольшую длину, а распределение интенсивности деформации вдоль оси прессования наиболее равномерное. Сила прессования через матрицу с углом конусности  $30^\circ$  – наименьшая по сравнению с другими рассмотренными вариантами конусности матрицы. Это может быть объяснено меньшим объемом мертвых зон (см. рис. 4) и большим деформационным разогревом металла во время установившегося процесса прессования за счет большей площади контактного трения на матрице. Во всех случаях температура металла на выходе не превышала критическую ( $437^\circ\text{C}$ ), а распределение температуры между слоями было равномерным за счет высокой теплопроводности алюминия.

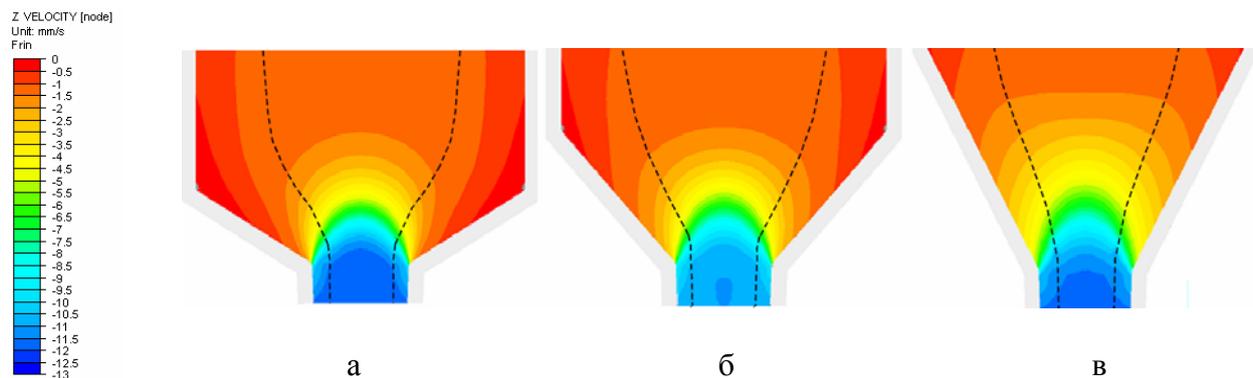


Рис. 4. Распределение скорости течения металла при прессовании через матрицы с разными углами конусности (штриховой линией показана граница между слоями):  
а –  $30^\circ$ ; б –  $45^\circ$ ; в –  $60^\circ$

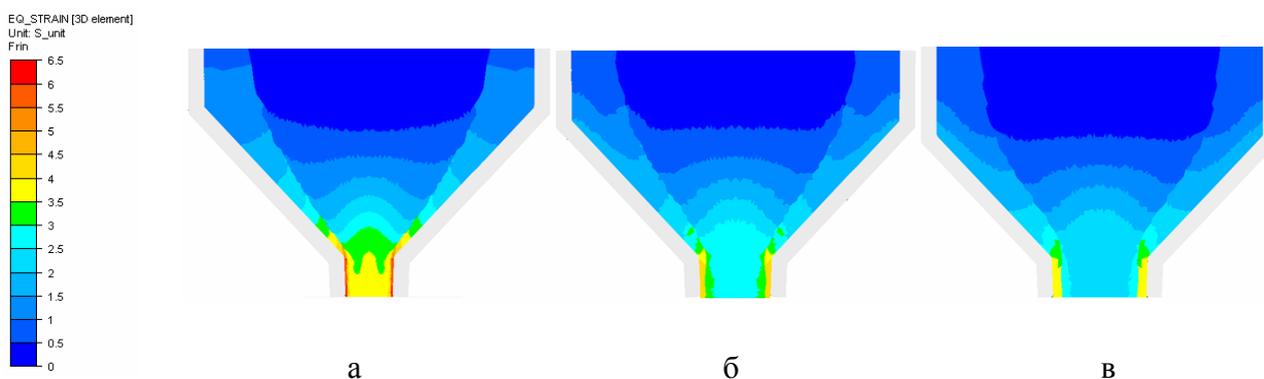


Рис. 5. Распределение интенсивности деформации при прессовании через матрицы с разными значениями логарифмической деформации:  
а – 3,8; б – 3,0; в – 2,4

С повышением вытяжки растет разница между расчетным значением диаметра сердечника и полученным в результате моделирования. Это может быть объяснено большим деформационным разогревом оболочки (при прессовании с максимальным значением логарифмической деформации 3,8 температура оболочки достигала 464 °С) и большей разницей интенсивности деформации сердечника и оболочки (как видно на рис. 5), что приводит к нарушению условия равномерности осевых деформаций слоев. Также с ростом вытяжки увеличивается длина ОЧПЗ оболочки, в то время как длина ОЧПЗ сердечника остается практически постоянной, что свидетельствует о более благоприятных условиях течения сердечника по сравнению с оболочкой.

### ВЫВОДЫ

Проведены теоретические исследования процесса прессования биметаллического прутка, состоящего из сердечника из магниевого сплава системы Mg–Al–Zn–Mn и оболочки из алюминиевого сплава системы Al–Mg–Si, согласно плану эксперимента с использованием конечноэлементной программы Forge-3D. Варьируемые параметры: угол конусности матрицы; логарифмическая деформация; соотношение объемов слоев.

Показано, что оптимальными режимами прессования биметаллического прутка являются следующие: угол конусности – 30 °; логарифмическая деформация – не более 3; объемный коэффициент плакирования – максимальный в исследуемом диапазоне (0,3–0,6). Превышение рекомендуемых параметров может привести к ухудшению качества пресс-изделия.

### ЛИТЕРАТУРА

1. *Application of superplasticity in commercial magnesium alloy for fabrication of structural components* / T. Mukai, H. Watanabe, K. Higashi // *Materials Science and Technology*. – Vol. 16. – № 11–12. – P. 1314–1319.
2. *Биметаллические материалы* / [Ченурко М. И., Остренко В. Я., Бережко Б. И., Буйновский А. М. и др.]. – Л.: Судостроение, 1984. – 272 с.
3. Головки А. Н. Влияние условий прессования и геометрии комбинированных матриц на качество труб из магниевого сплава / А. Н. Головки // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2007. – № 5. – С. 73–78.
4. *Co-Extrusion von Aluminium Magnesium Verbundwerkstoffen* / F. Riemellose, H. Kilian, P. Widlicki, W. W. Thedja // *Strangpressen: Tagungsband des Symposiums Strangpressen des Fachausschusses Strangpressen der DGM*. – 2007. – P. 248–257.
5. *Manufacturing and Potential of Extruded and Forged Magnesium Products* / K. U. Kainer, O. Becker, G. Fischer // *Magnesium – Alloys and Technology*. – 2004. – P. 90–105.
6. *Numerical modeling of self-pierce riveting – from riveting process modeling down to structural analysis* / P. O. Bouchard, T. Laurent, L. Tollier // *Journal of Material Processing Technology*. – Vol. 202. – № 1–3. – P. 290–300.
7. Thilo Spittel. *Ferrous Alloys. V. 2* / Thilo Spittel, Marlene Spittel – New York: Springer, 2009. – 800 p.
8. I. Flitta *Nature of friction in extrusion process and its effect on material flow* / I. Flitta, T. Sheppard // *Materials Science and Technology*. – 2003. – № 19. – P. 837–846.
9. Грудев А. П. *Трение и смазки при обработке металлов давлением: справочник* / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг, В. Т. Тилик. – М.: Металлургия, 1982. – 312 с.
10. Клименко П. Л. *Контактные напряжения при прокатке* / П. Л. Клименко, В. Н. Данченко. – Днепропетровск: Пороги, 2007. – 292 с.
11. Bauser M. *Strangpressen* / M. Bauser, G. Sauer, K. Siegert. – Düsseldorf: Aluminium Verlag, 2001. – 908 s.

Данченко В. Н. – д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой НМетАУ;

Дья Х. – д-р техн. наук, проф. Политехники Ченстохово;

Головки А. Н. – д-р техн. наук, проф. НМетАУ;

Берски Ш. – канд. техн. наук, сотрудник Политехники Ченстохово;

Беляев С. М. – ассистент НМетАУ.

НМетАУ – Национальная металлургическая академия Украины, г. Днепропетровск;

Политехника Ченстохово – институт моделирования и автоматизации процессов пластической обработки, г. Ченстохово, Польша.

E-mail: belyaev@i.ua