

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»

ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
«ХПІ»

*Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки
матеріалів у машинобудуванні та металургії*

№ 44 (1087) 2014

Збірник наукових праць

Видання засновано у 1961 році

Харків
НТУ «ХПІ» 2014

Вісник Національного технічного університету «ХПІ»

Збірник наукових праць. Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – No 44 (1087)– 218 с.

Державне видання

Свідоцтво Держкомітету з інформаційної політики України

КВ No 5256 від 2 липня 2001 року

Збірник виходить українською та російською мовами.

Вісник Національного технічного університету «ХПІ». внесено до «Переліку наукових Фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук», затвердженого постановою президії ВАК «України від 26 травня 2010 р. No1 – 05/4. (Бюлетень ВАК України No6, 2010 р. стор. 3 No 20)

Координаційна рада:

Л. Л. ТОВАЖНЯНСЬКИЙ, д-р техн. наук, проф. (**голова**)

К. О. ГОРБУНОВ, канд. техн. наук, доц. (**секретар**)

А. П. Марченко, д-р техн. наук, проф.; Є. І. Сокол, чл. -кор. НАНУ, д-р техн. наук, проф.; Є. Є. Александров, д-р техн. наук, проф.; А. В. Бойко, д-р техн. наук, проф.; Ф. Ф. Гладкий, д-р техн. наук, проф.; М. Д. Годлевський, д-р техн. наук, проф.; А. І. Грабченко, д-р техн. наук, проф.; В. Г. Данько, д-р техн. наук, проф.; В. Д. Дмитриєнко, д-р техн. наук, проф.; І. Ф. Домнін, д-р техн. наук, проф.; В. В. Єпіфанов, канд. техн. наук, проф.; Ю. І. Зайцев, канд. техн. наук, проф.; П. О. Качанов, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.; С. І. Кондрашов, д-р техн. наук, проф.; В. М. Кошельник, д-р техн. наук, проф.; В. І. Кравченко, д-р техн. наук, проф.; Г. В. Лісачук, д-р техн. наук, проф.; О. К. Морачковський, д-р техн. наук, проф.; В. І. Николаєнко, канд. іст. наук, проф.; П. Г. Перерва, д-р екон. наук, проф.; В. А. Пуляєв, д-р техн. наук, проф.; М. І. Рищенко, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Самородов, д-р техн. наук, проф.; Г. М. Сучков, д-р техн. наук, проф.; М. А. Ткачук, д-р техн. наук, проф.; Ю. В. Тимофеев, д-р техн. наук, проф.

Редакційна колегія серії:

Відповідальний редактор: А. П. Марченко, д-р техн. наук, проф.

Заступник відповідального редактора: Ю. О. Плєснецов, канд. техн. наук, ст.н.с.

Відповідальний секретар: В. М. Левченко, канд. тех. наук, доц.

Члени редколегії: І. С. Алієв, д-р техн. наук, проф., Г. А. Баглюк, д-р техн. наук, проф.; Бар Рюдигер, д-р техн. наук, проф.; О. М. Головка, д-р техн. наук, проф.; В. В. Драгобецький, д-р техн. наук, проф.; В. О. Євстратов, д-р техн. наук, проф.; С. В. Єршов, д-р техн. наук, проф.; В. Л. Калюжний, д-р техн. наук, проф.; В. К. Лобанов, д-р техн. наук, проф.; М. Є. Тараненко, д-р техн. наук, проф.; Є. М. Смирнов, д-р техн. наук, проф.; Г. М. Сучков, д-р техн. наук, проф.; В. А. Тітов, д-р техн. наук, проф.; О. І. Тришевський, д-р техн. наук, проф.; С. В. Федоров, д-р техн. наук, проф.; Є. А. Фролов, д-р техн. наук, проф.; В. Хомберг, д-р техн. наук, проф.; В. В. Чигиринський, д-р техн. наук, проф.

У квітні 2013 р. Вісник Національного технічного університету «ХПІ», серія «Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії», включений у довідник періодичних видань бази даних Ulrich's Periodicals Directory (New Jersey, USA).

Рекомендовано до друку вченою радою НТУ «ХПІ»

Протокол No 9 від 31 жовтня 2014 р.

© Національний технічний університет «ХПІ», 2014

УДК 621.771

Л. И. АЛИЕВА, канд. техн. наук, доц., ДГМА;
П. Б. АБХАРИ, канд. техн. наук, доц., ДГМА;
К. В. ГОНЧАРУК, аспирант, ДГМА, Краматорск¹

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ УТЯЖИНЫ В ПРОЦЕССЕ РАДИАЛЬНО-ПРОДОЛЬНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ В РАЗЪЕМНЫХ МАТРИЦАХ

Рассмотрен процесс комбинированного радиально-продольного выдавливания полых деталей в разъемных матрицах и проведено моделирование методом конечных элементов с использованием программного продукта QForm 2D. Выявлены характерные для процесса отклонения формы детали в виде утяжины, расположенной на внутренней поверхности детали в зоне формирования фланца, и установлена зона параметров, при которых возможно получение деталей без дефектов.

Ключевые слова: радиально-продольное выдавливание, разъемные матрицы, утяжина, метод конечных элементов.

Введение. Среди новых наукоемких технологических процессов обработки металлов давлением видное место занимают процессы комбинированного деформирования, позволяющие использовать суммарные преимущества сочетаемых простых способов обработки металла.

В практике холодной объемной штамповки использование процессов комбинированного выдавливания позволяет сократить число операций и получить детали более точных размеров и формы [1, 2]. Включение в комбинированный процесс способов поперечного выдавливания усложняет конструкции используемой оснастки, так как возникает необходимость использования разъемных матриц. Но преимущества в виде расширения технологических возможностей за счет усложнения форм получаемых деталей, делает комбинированное выдавливание весьма эффективным. При этом за счет повышения степени свободы истечения металла снижаются потребные усилия деформирования.

Одним из присущих для процессов выдавливания ограничений, снижающих возможности процесса является характерные отклонения формы штампуемых деталей, такие, как незаполнение полости, трещины и разрывы. Для полых деталей с фланцами распространенным дефектом формы является утяжина («прострелы») [3].

Рекомендации по прогнозированию и предотвращению дефектообразования типа утяжин при поперечном выдавливании деталей с фланцами получены на основе энергетического метода верхней оценки [4–5].

Конечно-элементное моделирование процесса появления утяжин позволяет имитировать развитие процесса и адекватно описать последовательность формообразования детали [6]. Таким образом, при рассмотрении вопроса об эффективности применения процессов комбинированной штамповки в разъемных матрицах целесообразно изучить вопрос формообразования при выдавливании с большими степенями свободы истечения металла.

Методика и результаты исследования. Целью работы является оценка условий появления отклонений формы деталей типа «утяжина» при радиально-продольном выдавливании в разъемных матрицах на основе метода конечных элементов (рис. 1).

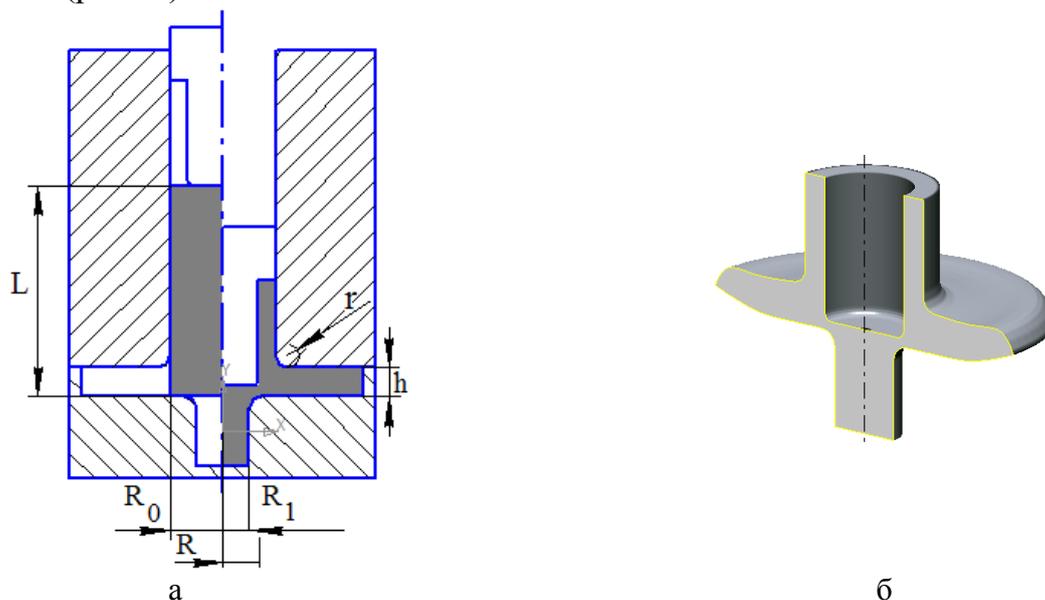


Рис. 1 – Радиально-продольное выдавливание заготовки в разъемных матрицах: а – схема процесса, б – получаемый полуфабрикат

Моделирование процесса выдавливания в разъемных матрицах проводилось с применением программного продукта QForm 2D (рис. 2) и с учетом влияния механических свойств металла и геометрических параметров.

Механические свойства материал заготовки АД33: кривая истинных напряжений, для которого описывается уравнением $\sigma_s(\varepsilon) = 248,8 \varepsilon^{0,15}$, предел текучести $\sigma_{0,2} = 105$ МПа, модуль Юнга $E = 75000$ МПа, коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$ и коэффициент трения между материалом заготовки и инструментом $\mu = 0,08$ (закон Зибеля).

Геометрические параметры процесса: R_0 – наружный радиус заготовки ($R_0 = 9$ мм); R – внутренний радиус стакана ($R = 6,0$ мм); R_1 – радиус отростка ($R_1 = 4,5$ мм), $t = R_0 - R$; h – высота приемной полости для

выдавливаемого фланца ($h=5, 7, 9$ мм), h/t – относительная высота фланца ($h/t = 1,67; 2,34; 3,0$); r – радиус закругления кромок инструмента ($r=2$ мм); L – высота заготовки ($L=36$ мм); S/R_0 – относительный ход деформирующего пуансона.

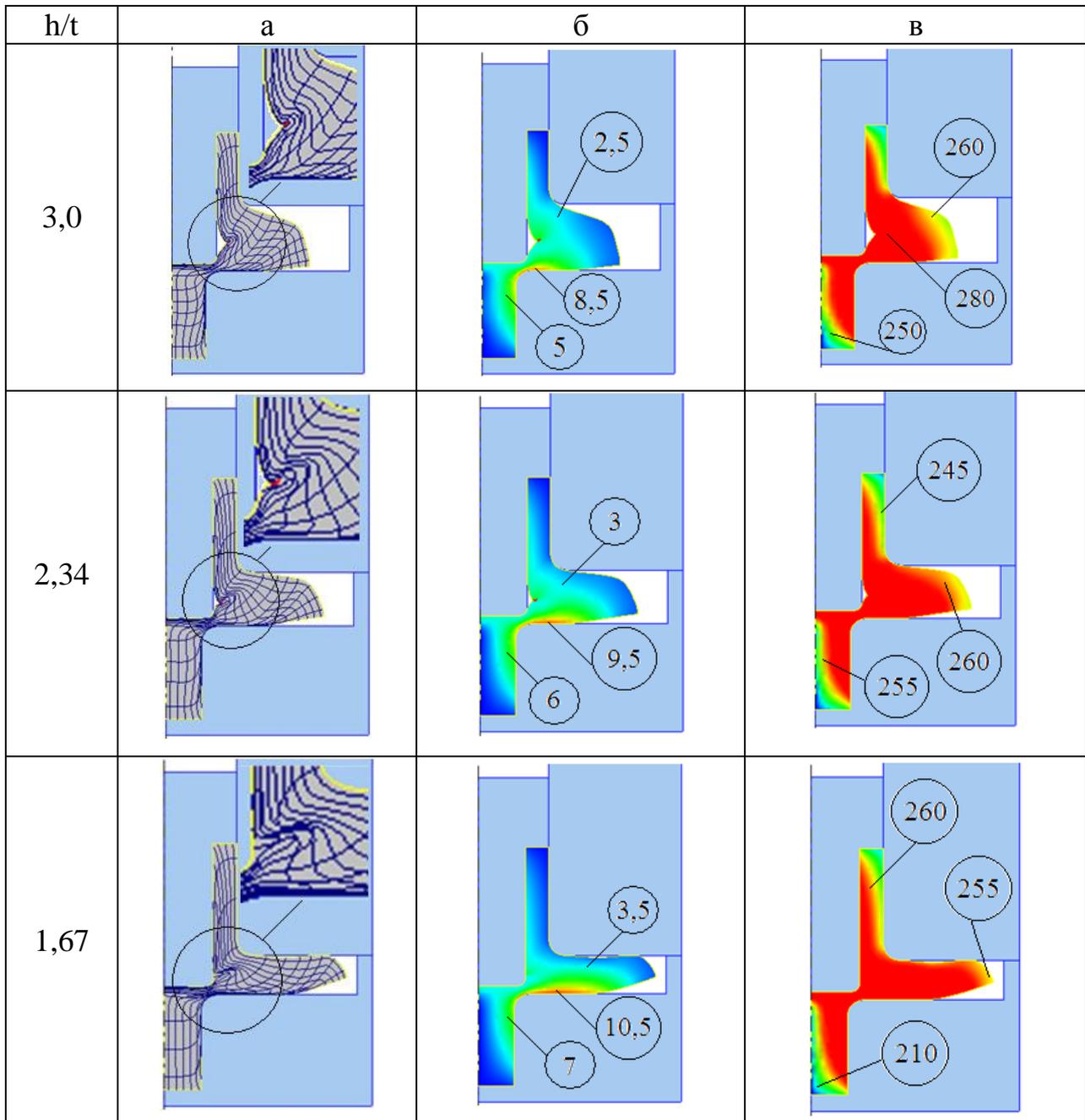


Рис. 2 – Моделирование процесса выдавливания в разъемных матрицах: а – искажение делительной сетки, б – распределение интенсивности деформаций, в – распределение интенсивности напряжений, МПа по ходу деформирования $S/R_0 = 3,89$

Моделирование процесса радиально-продольного выдавливания в разъемных матрицах показало появление дефектов типа «утяжина» при формировании относительно высоких фланцев. Дефект возникает при приближении деформирующего пуансона к зоне формирования фланца, которой характерна максимальная интенсивность деформаций и большие значения радиальной компоненты. По результатам математических экспериментов построена диаграмма для определения значений геометрических размеров процесса радиально-продольного выдавливания, при которых более вероятно образование отклонений формы в виде утяжин (рис. 3).

Анализ характера изменения распределения интенсивности деформаций и интенсивности напряжений показывает, что значения данных показателей растут по ходу процесса, а наибольшие значения в очаге деформации сосредоточены в переходных зонах у кромок пуансона и матрицы. Максимальные значения деформации в этих зонах возрастают при уменьшении относительной высоты фланца.

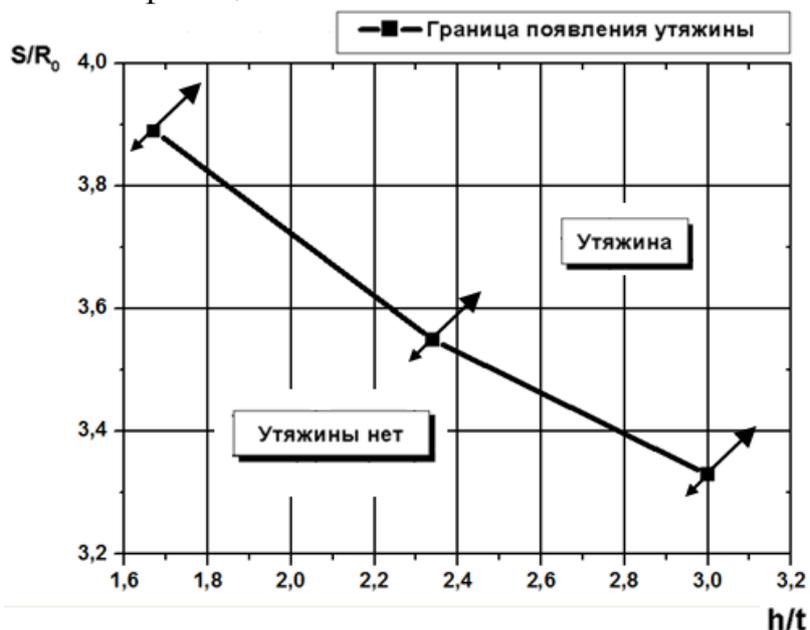


Рис. 3 Диаграмма зависимости появления утяжины от относительного хода деформирующего пуансона (S/R_0) и относительной высоты фланца (h/t)

На диаграмме область, расположенная ниже критической линии соответствует бездефектному выдавливанию деталей. При выборе геометрических параметров процесса, которые попадают в область, расположенную выше критической линии, прогнозируется образование утяжин.

Выводы. Проведено моделирование процесса комбинированного радиально-продольного выдавливания на основе метода конечных элементов с использованием программного продукта QForm 2D. Установлены условия

возникновения отклонений формы деталей в виде утяжин. Построена диаграмма для определения значений геометрических параметров, при которых не возникают дефекты формы в виде утяжин.

Список литературы: 1. Алиева, Л.И. Прогнозирование отклонений формы деталей при холодном выдавливании / Л.И. Алиева, Ю.И. Гуменюк, Д.В. Усманов // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. – Том 8. Пластична деформація металів. Дніпропетровськ: Системні технології, 2005 – С. 515–520. 2. Алиева Л. И. Формоизменение детали в процессах комбинированного радиально-обратного выдавливания / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, Н. С. Грудкина // Обработка материалов давлением: сб. научн. трудов. – Краматорск: ДГМА, 2010. – № 2 (23). – С. 16–19. 3. Aliieva L. Analysis of billet deformation during the combined radial-backward extrusion / L. Aliieva, N. Grudkina, I. Zhibankov // New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering. – Czestochowa: Quick-druk, 2012. – P. 389–396. 4. Алиева Л. И. Оценка и прогнозирование отклонений формы деталей при холодном выдавливании / Л. И. Алиева // Пластическая деформация металлов: Коллективная монография. – Днепрпетровск: НМетАУ, 2014. – С. 353–369. 5. Алиева Л. И. Особенности формоизменения полых деталей с фланцем в процессах комбинированного радиально-обратного выдавливания / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина, Я. Г. Жбанков, К. Крюгер // Обработка материалов давлением: сб. научн. трудов. – Краматорск: ДГМА, 2010. – № 4 (25). – С. 115–120. 6. Алиева Л.И. Прогнозирование дефектообразования при комбинированном выдавливании в разъемных матрицах / Л.И. Алиева, И.С. Алиев, П.Б. Абхари, К.В. Гончарук // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. Часть 1. – Тула: ТулГУ, 2014. – С. 63–68.

Bibliography (transliterated): 1. Aliieva, L.I. Prognozirovanie otkloneniy formy detaley pri holodnom vyidavlivanii L.I. Aliieva, Yu.I. Gumenyuk, D.V. Usmanov SuchasnI problemi metalurgiyi. NaukovI vIstI. – Том 8. Plastichna deformatsIya metallv. DnIpropetrovsk: SistemnI tehnologiyi, 2005 – P. 515–520. 2. Aliieva L. I. Formoizmenenie detali v protsessah kombinirovannogo radialno-obratnogo vyidavlivaniya L. I. Aliieva, Ya. G. Zhibankov, N. P. Grudkina Obrabotka materialov davleniem: sb. nauchn. trudov. – Kramatorsk: DGMA, 2010. – No 2 (23). – P. 16–19. 3. Aliieva L. Analysis of billet deformation during the combined radial-backward extrusion L. Aliieva, N. Grudkina, I. Zhibankov New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering. – Czestochowa: Quick-druk, 2012. – P. 389–396. 4. Aliieva L. I. Otsenka i prognozirovanie otkloneniy formy detaley pri holodnom vyidavlivanii L. I. Aliieva Plasticheskaya deformatsiya metallov: Kollektivnaya monografiya. – Dnepropetrovsk: NMetAU, 2014. – P. 353–369. 5. Aliieva L. I. Osobennosti formoizmeneniya polyih detaley s flantsem v protsessah kombinirovannogo radialno-obratnogo vyidavlivaniya L. I. Aliieva, N. P. Grudkina, Ya. G. Zhibankov, K. Kryuger Obrabotka materialov davleniem: sb. nauchn. trudov. – Kramatorsk: DGMA, 2010. – No 4 (25). – P. 115–120. 6. Aliieva L.I. Prognozirovaniya defektoobrazovaniya pri kombinirovannom vyidavlivanii v raz'emnyih matritsah L.I. Aliieva, I.P. Aliiev, P.B. Abhari, K.V. Goncharuk Izvestiya Tul'skogo gosudarstvenno universiteta. Tehnicheskie nauki. Chast 1 – Tula: TulGU, 2014. – P. 63–68.

Поступила (received) 31.10.2014

УДК 621.762

Г. А. БАГЛЮК, докт. техн. наук, заст. директора, ІПМ НАН України;

О. І. ТОЛОЧИН, канд. техн. наук, ст. наук. співр., ІПМ НАН України;

О. В. ТОЛОЧИНА, аспірант. ІПМ НАН України;

Р. В. ЯКОВЕНКО, канд. техн. наук; наук. співр. ІПМ НАН України, Київ

ВПЛИВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ РЕЖИМІВ ГАРЯЧОГО ШТАМПУВАННЯ НА СТРУКТУРУ ТА ВЛАСТИВОСТІ ПОРОШКОВИХ ІНТЕРМЕТАЛІДІВ Fe₃Al

Приведені результати дослідження можливостей застосування технології гарячого штампування пористих заготовок (ГШПЗ) для одержання Fe₃Al інтерметалідів і впливу режимів штампування та наступної термічної обробки на структуру і властивості останніх. Порошки Fe₃Al інтерметаліду одержували термічним синтезом при 1000°C у вакуумі із суміші елементарних порошоків Fe і Al. Гаряче штампування спресованих заготовок проводили при 1000, 1050, 1100 і 1150°C і піддавали гарячештамповані зразки додатковому спіканню у вакуумі в діапазоні температур 1100÷1450°C. Спікання гарячештампованих зразків призводить до збільшення міцності і тріщиностійкості матеріалів, тоді як твердість гарячештампованих інтерметалідів знижується після спікання останніх.

Ключові слова: інтерметалід, алюмінід заліза, порошок, гаряче штампування, спікання, структура, міцність.

Вступ. Інтерметаліди системи Fe-Al стають все більш привабливими для сучасної промисловості внаслідок унікального сполучення їх фізичних, хімічних та механічних властивостей, таких як низька густина, висока корозійна стійкість, жаростійкість і жароміцність при прийнятних властивостях міцності як при кімнатній, так і підвищених температурах [1–3]. При цьому, зі збільшенням концентрації алюмінію в сплаві знижується густина матеріалу, а стійкість до окислювання зростає [3]. Це визначає можливість широкого використання Fe-Al інтерметалідів з підвищеним вмістом алюмінію як конструкційних матеріалів для роботи при підвищених температурах і в агресивних середовищах. Однак, широке промислове застосування таких матеріалів, одержуваних методами ливарного переділу, в даний час обмежено внаслідок властивої їм підвищеної крихкості, низькими характеристиками пластичності та ударної в'язкості при кімнатній температурі [4].

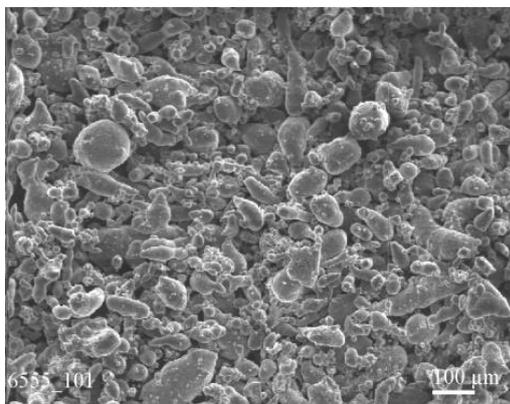
В той же час, з'явився цілий ряд робіт, які вказують на перспективність використання для одержання виробів з Fe-Al інтерметалідів методів порошкової металургії, які включають гаряче ізостатичне пресування, екструзію, інжекційне формування, гаряче штампування або гаряче пресування [2, 3, 5, 6], електроіскрове спікання [7, 8] в тому числі в сполученні з механічним легуванням [3, 8]. Проте, обмеженість інформації в цій області призводить до необхідності проведення комплексних досліджень з розробки

нових ефективних технологій одержання виробів з Fe-Al інтерметалідів та вивчення впливу технологічних режимів виготовлення на структуру і властивості одержуваних матеріалів.

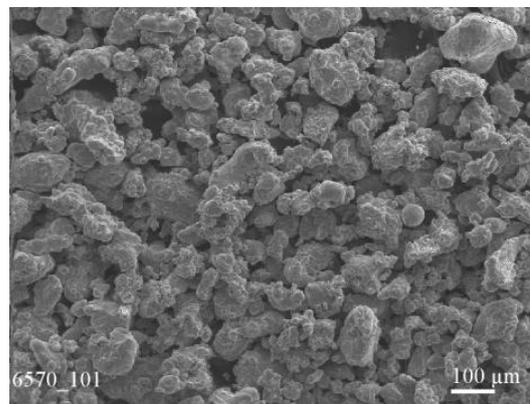
Метою даної роботи було дослідження можливостей застосування технології гарячого штампування пористих заготовок (ГШПЗ) для одержання Fe₃Al інтерметалідів та впливу режимів штампування і наступної термічної обробки на структуру і властивості останніх.

Методика експерименту. Вихідні порошки заліза ПЖР-3.200.28 з розміром часток 80–160 мкм і алюмінію ПА-4 з розміром часток 30–70 мкм (рис. 1) у співвідношенні (мас. %) 86 Fe + 14 Al змішувалися в барабанному змішувачі протягом 60 хв. у спирті.

Термічний синтез порошків Fe₃Al інтерметаліду із суміші елементарних порошків Fe і Al проводили при температурі 1000°C с ізотермічною витримкою 60 хв. у вакуумі 10⁻³ мм. рт. ст. У результаті синтезу одержували пористу губку, яку потім розмелювали і з отриманих порошків сплаву при 600 МПа пресували пористі заготовки для наступного гарячого штампування. Заготовки нагрівали потім у проточному аргоні до 1000, 1050, 1100 і 1150°C и здійснювали гаряче штампування в напівзакритому штампі (рис. 2) на гвинтовому дугостаторном пресі.



а



б

Рис. 1 – Вихідні порошки: а – алюмінію та б – заліза

Гарячештамповані зразки розділялися на чотири групи, одна з яких не піддавалася подальшій термічній обробці, а три інші піддавали додатковому спіканню у вакуумі у відповідності з наступними режимам:

- I: спікання при 1100°C с витримкою 180 хв.;
- II: спікання при 1300°C с витримкою 10 хв.;
- III: спікання при 1450°C с витримкою 10 хв.

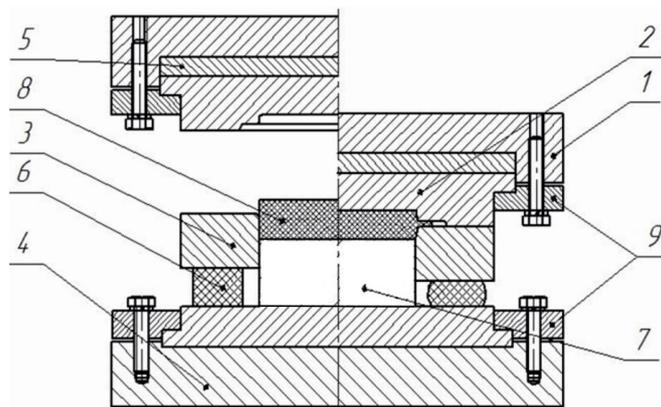


Рис. 2 – Конструктивна схема штаму для гарячого штампування пористих заготовок:
1 – верхня плита; 2 – верхня напівматриця; 3 – нижня напівматриця; 4 – нижня плита;
5 – підкладна плита, 6 – пружний елемент; 7 – упор; 8 – заготовка; 9 – фланець

Після здійснення кожної з технологічних операцій на отриманих зразках усіх чотирьох серій досліджували густину (гідростатичним методом), питомий електроопір (методом виміру спадання напруги), твердість по Вікерсу з навантаженням 100 Н, міцність при вигині на зразках розміром 6×4×35 мм і відстанню між опорами 20 мм; тріщиностійкість визначали на зразках розміром 6×4×20 мм із відстанню між опорами 10 мм. Тріщину в зразок вводили електроіскровим методом дротом діаметром 0,1 мм. Випробовування на вигин і тріщиностійкість проводили на машині Ceramtest system. Рентгено-фазовий аналіз зразків здійснювали на приладі ДРОН-3М у Co-K α випромінюванні. Структуру матеріалу досліджували на скануючому електронному мікроскопі JEOL Superprobe 733 після травлення 10 %-ним розчином азотної кислоти

Результати експериментів та їх обговорення. Результати рентгенофазового аналізу зразків, отриманих після різних технологічних етапів, показали, що синтез із суміші порошоків Fe + 14 % Al при температурі 1000°C призводить до утворення інтерметаліду із упорядкованою структурою типу B2, яка характерна для фази FeAl, з міжплощинною відстанню [9], що складає 2,044 Å. Понадструктурних ліній, що характеризують структуру типу D0₃, і вільних алюмінію і заліза в синтезованому зразку не виявлено. Ідентичний фазовий склад мають і гарячештамовані з температури 1000°÷1150°C зразки.

Застосування наступного спікання штамованих зразків дозволяє забезпечити упорядкування структури інтерметаліду по типі D0₃ і появу фази Fe₃Al, яка на рентгенограмах відзначається наявністю понадструктурних ліній.

Густина зразків після штампування з 1000°C складала близько 6,62 г/см³ і з подальшим збільшенням температури практично не змінюється (рис. 3). Наступне спікання при температурах 1100° та 1300°C призвело до деякого зниження густини, що більш помітно для зразків, відштамованих при більш

низьких температурах. Підвищення пористості може бути пов'язане з деякою дегазацією зразків при спіканні їхній у вакуумі після штампування, а також із процесом упорядкування структури з типу В2 до типу D0₃. Спікання ущільнених зразків при 1450°C призвело до збільшення щільності до 6,71÷6,72 г/см³ для всіх температур штампування, що відповідає теоретичній густині інтерметаліду Fe₃Al.

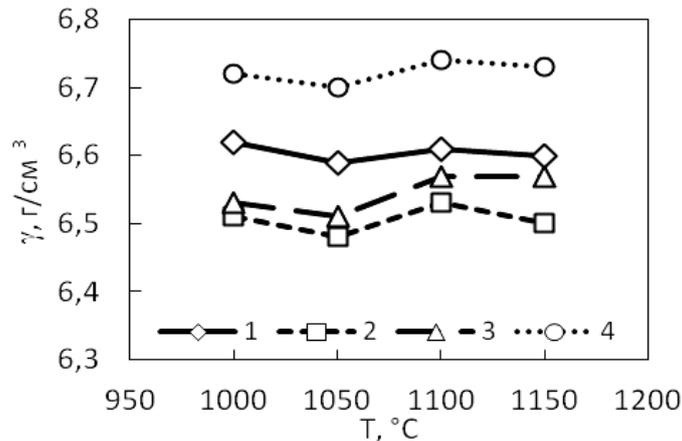


Рис. 3 – Залежність густини зразків від температури штампування і температури подальшого спікання: 1 – гаряче штампування (ГШ); 2 – ГШ + спікання при 1100°C; 3 – ГШ + спікання при 1300°C, 4 – ГШ + спікання при 1450°C

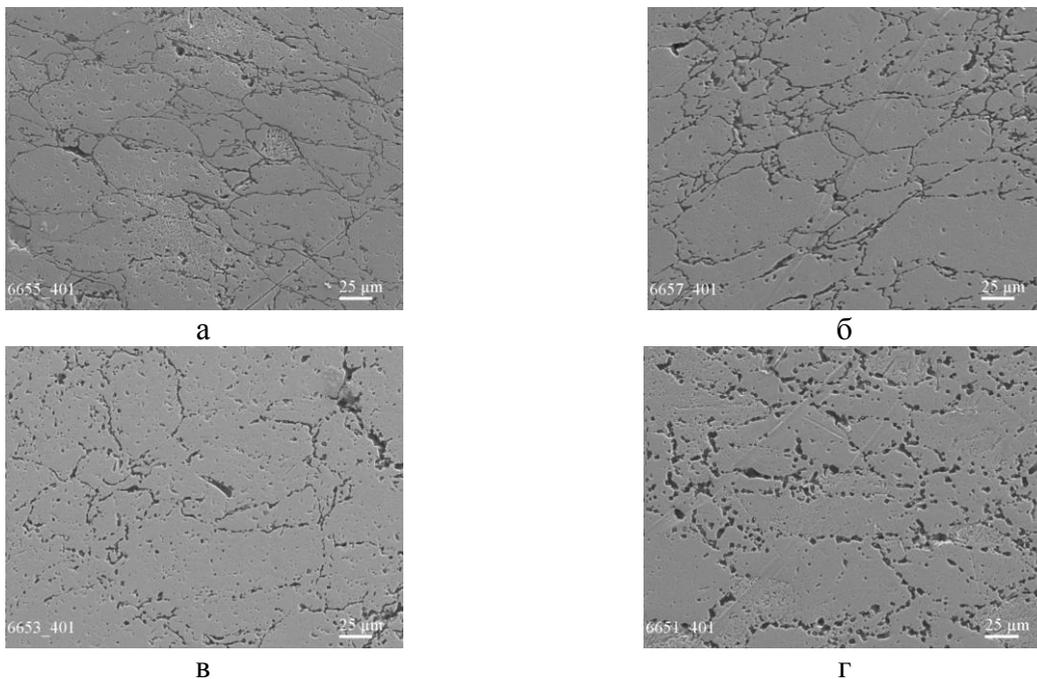


Рис. 4 – Структура зразків після штампування: а – з 1100°C і наступного спікання: б – при 1100°, в – 1300° та г – 1450°C

Аналіз мікроструктури гарячештампованих зразків не показав помітного впливу на неї температури штампування, тоді як їх наступне спікання призвело

до істотного підвищення ступеня міжчасткового зрощування: у суцільній сітці крихких міжчасткових контактів у гарячештапованому інтерметаліді (рис. 4, а) спостерігаються елементи міжчасткового зрощування вже після спікання при відносно низькій температурі 1100°C (рис. 4, б), а з підвищенням температури спікання сітка помітно перетворюється в розривну (рис. 4, в, г). Підвищення температури спікання призводить також до деякого укрупнення структури. Крім того, помітно, що границі в штапованому інтерметаліді до і після спікання по різному витравилися, що може вказувати на їх різну якість і склад домішок на границях зерен.

Якість границь та ступінь контактної взаємодії між частками в матеріалі побічно відбиває характеристика питомого електроопору. Як показали результати досліджень (рис. 5), гарячештаповані зразки показали деяке зниження електроопору зі збільшенням температури штапування з 1000÷1050°C до 1100÷1150°C, що може бути викликано підвищенням ступеня адгезійної взаємодії між частками при більш високих температурах. Однак при температурі штапування 1050°C спостерігається деяке збільшення питомого електроопору інтерметаліду, однієї з причин чого може бути підвищена пористість отриманих після ГШ з 1050°C зразків (рис. 3). При цьому, дефект, що привів до підвищеного значення питомого електроопору інтерметаліду після штапування з 1050°C, не виправляється наступним спіканням навіть при температурі 1450°C.

Спікання попередньо ущільнених штапуванням зразків показує зниження електроопору з 129÷132 мкОм·см до 112÷116 мкОм·см (відповідно для відштапованого інтерметаліду до і після спікання). Причиною такого зниження електроопору може бути як поліпшення якості границь у матеріалі, так і зменшення їх загальної довжини (див. рис. 4).

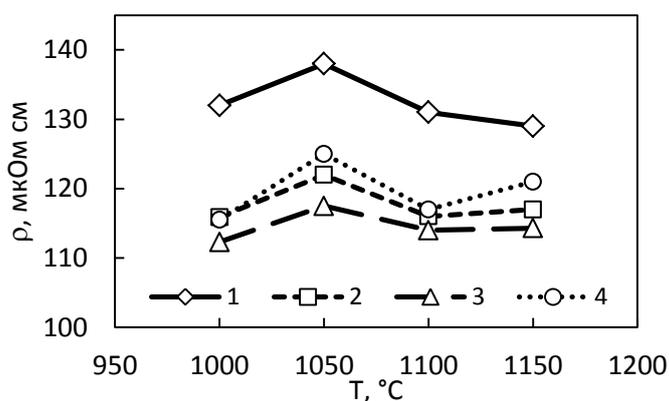


Рис. 5 – Залежність питомого електроопору зразків від температури штапування: 1 – для гарячештапованих та в подальшому спечених при: 2 – 1100°; 3 – 1300° і 4 – 1450°C

До якості міжчасткових границь порошкового тіла значною мірою чуттєва і характеристики міцності та тріщиностійкості матеріалу. Так, їх випробування на вигин показали, що міцність гарячештампованих зразків, які не піддавалися подальшому спіканню, виявилася на рівні лише 400 МПа і практично не залежала від температури штампування (рис. 6, а). Спікання штампованих зразків при температурі 1100°C на протязі 180 хв. привело до збільшення міцності до 620÷700 МПа, а підвищення температури спікання до 1300°÷1450°C підвищило рівень міцності матеріалів вже до 900÷1050 МПа. Очевидно, зазначений ріст міцності пов'язаний зі зміною стану границь за рахунок поліпшення адгезії між частками і зменшенням довжини таких границь, що особливо помітно для більш високих температур спікання.

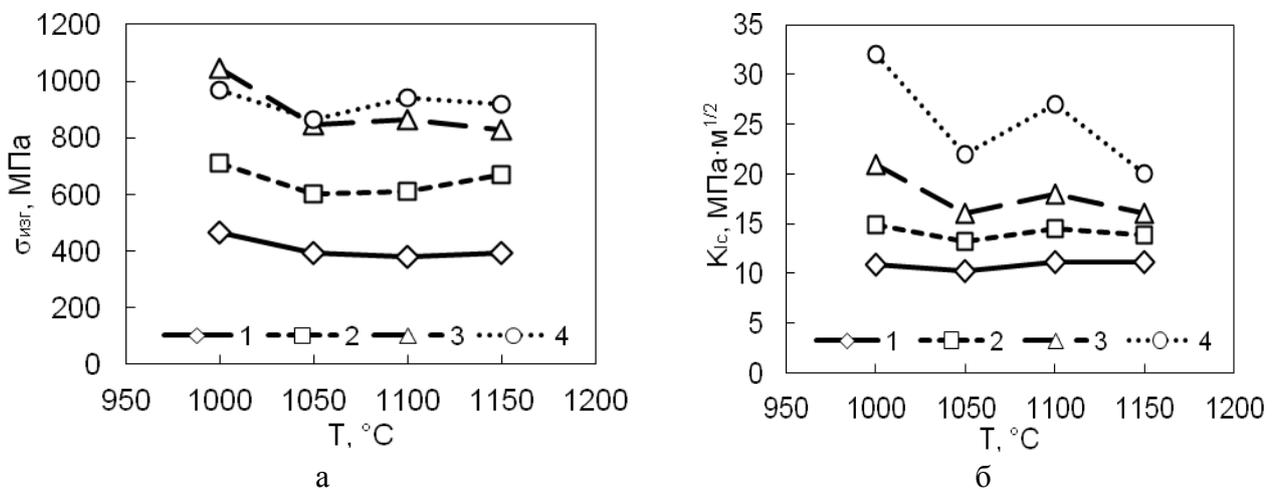


Рис. 6 – Залежність міцності: а – на вигин і б – тріщиностійкості від температури штампування: 1 – ГШ; 2 – ГШ + спікання при 1100°C; 3 – ГШ + спікання при 1300°C; 4 – ГШ + спікання при 1450°C

Важливою характеристикою, яка може оцінювати міцність границь і показує здатність структури матеріалу чинити опір просуванню тріщини, є тріщиностійкість. Крім того, інтерметаліди відносяться до матеріалів з низькою пластичністю, і саме тріщиностійкість найбільшою мірою описує поведіння крихких матеріалів при навантаженні.

Оцінка тріщиностійкості гарячештампованих зразків показала, що вони мають значення K_{1C} на рівні 10÷11 МПа·м^{1/2} для всього інтервалу температур штампування 1000÷1150°C (рис. 6, б). Наступне спікання дозволило підвищити дану характеристику і зі збільшенням температури спікання, спостерігається помітний ріст тріщиностійкості до 14÷15 МПа·м^{1/2} після спікання при 1100°C, до 17–20 МПа·м^{1/2} – при 1300°C та до 22–33 МПа·м^{1/2} – при 1450°C, що пов'язано зі значним поліпшенням якості міжчасткових границь.

На відміну від попередніх характеристик інтерметаліду, де не спостерігалось значного впливу на них температури штампування, оцінка значень твердості вказує на ріст останньої зі збільшенням температури деформації. У випадку ж подальшого спікання штампованих зразків відбувається зниження твердості (рис. 7).

В отличие от предыдущих характеристик интерметаллида, где не наблюдалось влияния температуры штамповки, оценка значений твердости указывает на рост последней с увеличением температуры деформации. В случае же дальнейшего спекания штампованных образцов происходит снижение твердости (рис. 6).

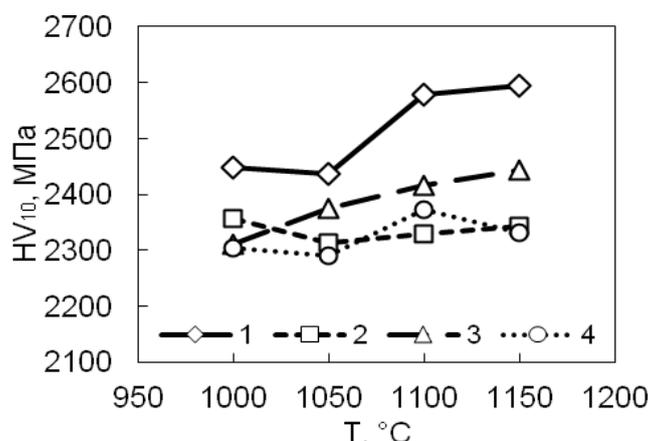


Рис. 7 – Залежність твердості по Вікерсу від температури штампування: 1 – ГШ; 2 – ГШ + спікання 1100°C; 3 – ГШ + спікання 1300°C, 4 – ГШ + спікання 1450°C

Висновки. 1) Термічний синтез суміші порошків Fe + 14 % Al при 1000°C призводить до утворення інтерметаліду з упорядкованою структурою, характерною для фази FeAl, що зберігається і після гарячого штампування. Застосування наступного спікання гарячештампованих зразків дозволяє забезпечити упорядкування структури інтерметаліду з формуванням переважної фази Fe₃Al.

2) Температура штампування у досліджуваному температурному діапазоні не викликає істотного впливу на структуру одержуваного інтерметаліду, тоді як його наступне спікання призводить до помітного підвищення ступеня міжчасткового зрощування. Суцільна сітка крихких міжчасткових контактів у гарячештампованому матеріалі з підвищенням температури спікання до 1300÷1450°C перетворюється в розривну. Підвищення температури спікання викликає також деяке огрубіння структури.

3) Спікання гарячештампованих зразків приводить до збільшення міцності і тріщиностійкості матеріалів, значення яких зростають зі збільшенням температури спікання, тоді як твердість гарячештампованих інтерметалідів знижується після спікання останніх.

Список літератури: 1. *Martinez M., Viguier B., Maugis P., Lacaze J.* Relation between composition, microstructure and oxidation in iron aluminides // *Intermetallics*. – 2006. – Vol. 14, No. 10–11. – P. 1214÷1220. 2. *Deevi S. C., Sikka V. K.* Nickel and iron aluminides: An overview on properties, processing, and applications // *Intermetallics*. – 1996. – Vol. 4, No. 5. – P. 357÷375. 3. *Song H., Wu Y., Tang C., Yuan S., Gong Q., Liang J.* Microstructure and Mechanical Properties of FeAl Intermetallics Prepared by Mechanical Alloying and Hot-Pressing // *Tsinghua science and technology*. – 2009. – Vol. 14, No. 3. – P. 300÷306. 4. *Cohron J. W., Lin Y., Zee R. H., George E. P.* Room-temperature mechanical behavior of FeAl: Effects of stoichiometry, environment, and boron addition // *Acta Mater.* – 1998. – Vol. 46, No. 17. – P. 6245÷6256. 5. *Wang J., Xing J., Qiu Z., Zhi X., Cao L.* Effect of fabrication methods on microstructure and mechanical properties of Fe₃Al-based alloys // *Journal of Alloys and Compounds*. – 2009. – Vol. 488. – P. 117÷122. 6. *Szczepanik S., Godlewska E., Mania R.* Materiały Fe-Al otrzymane z proszków // *Kompozyty (Composites)*. – 2002. – Vol. 2, No. 4. – P. 242–248. 7. *Grosdidier T., Ji G., Bernard F., Gaffet E., Munir Z. A., Launois S.* Synthesis of bulk FeAl nanostructured materials by HVOF spray forming and spark plasma sintering // *Intermetallics*. – 2006. – Vol. 14, No.10/11. – P. 1208÷1213. 8. *He Q., Jia C., Meng J.* Influence of iron powder particle size on the microstructure and properties of Fe₃Al intermetallics prepared by mechanical alloying and spark plasma sintering // *Materials Science and Engineering A*. – 2006. – Vol. 428, No. 1-2. – P. 314–318.

Надійшла (received) 25.10.2014

УДК 621.967.3 : 621.98.04

П. В. БОРОВИК, канд. техн. наук, доц., докторант, ДГМА, Краматорск;
М. Е. СЕЛЕЗНЕВ, аспірант, ДонГТУ, Алчевск

ОЦЕНКА СКОРОСТИ РЕЗКИ ЛИСТА ДИСКОВЫМИ НОЖАМИ

На базе метода конечных элементов и программного комплекса ABAQUS выполнено моделирование процесса резки листов дисковыми ножами на примере четырех марок стали (сталь 20, 65Г, 75, 15ХСНД) и проведен теоретический анализ влияния силовых и кинематических параметров на скорость резки. Разработан алгоритм расчета скорости резки листов дисковыми ножами. Определена величина установившейся скорости резки при отсутствии сил внешнего сопротивления, а также выполнена оценка влияния коэффициента трения и сил внешнего сопротивления на величину скорости.

Ключевые слова: скорость резки, лист, дисковые ножи, силы внешнего сопротивления.

Введение. Возрастание спроса на продукцию листопрокатного производства повышает актуальность работ, направленных на совершенствование процесса производства, а также повышения качества горячекатаного толстого листа и расширения технологических возможностей существующего и вновь проектируемого оборудования.

Известны схемы расположения оборудования листовых прокатных станов [1–3], в которых операция резки производится на дисковых ножницах. При этом с целью расширения сортамента, процесс резки может осуществляться в холодном и горячем состоянии [4].

Анализ последних исследований и литературы. Одним из недостатков в работе известных дисковых ножниц является возможность появления серповидности листа при резке, что снижает качество готовой продукции. В практике проектирования дисковых ножниц существует ряд технических решений направленных, в том числе, на устранение данного явления [5–7].

Эффективное внедрение различных технических решений требует развития и совершенствования методов расчета энергосиловых и кинематических параметров процесса резки дисковыми ножами. При этом, учитывая организационные и финансовые сложности экспериментальных исследований, а также стремительное развитие подходов теоретических исследований и рост возможностей современной вычислительной техники, целесообразным является применение математического моделирования данного процесса на базе метода конечных элементов (МКЭ) [8], что позволит расширить представление о протекании процесса.

Цель исследования, постановка проблемы. Целью данной работы является теоретический анализ на базе метода конечных элементов процесса резки дисковыми ножами толстолистовых раскатов и разработка алгоритма расчета скорости его движения.

Материалы исследований. В основу данной работы были положены теоретические исследования процесса резки дисковыми ножами на базе конечно-элементной математической модели в среде программного комплекса ABAQUS предложенной в работе [9].

Для трех марок стали 20, 65Г и 75 при температуре разрезаемого металла 700°С, в ходе моделирования толщина разрезаемого листа составила 50 мм, ширина листа – 1200 мм, ширина отрезаемой кромки – 50 мм, диаметры дисков ножей – 1000 мм, толщина ножей – 100 мм, диаметр роликов – 100 мм. Также моделировали еще одну марку стали (15ХСНД) в холодном состоянии с пределом прочности $\sigma_b = 530$ МПа, при толщине разрезаемого листа 35 мм.

Учитывая мировой опыт проектирования и эксплуатации ножниц, в рассматриваемой модели ось центров дисков ножей наклонена на 9° по направлению движения листа в процессе резки. Кроме того, верхний диск повернут относительно вертикали на 30' так, чтобы по мере движения листа расстояние между дисками увеличивалось. И, наконец, относительно горизонтальной оси вдоль движения листа верхний диск наклонен на 2,5°, что способствует снижению усилия и уменьшению величины прикромочного утонения (утяжки).

Окружная скорость роликов рольгангов и дисков ножей составляла 0,4 м/с. Листу, в начальный момент времени, также была задана скорость движения 0,4 м/с.

В качестве примера на рис. 1 представлено напряженно-деформированное состояние листа по результатам моделирования для стали 65Г.

Опираясь на результаты проводившихся ранее исследований [4] для определения предельных нагрузок процесс моделирования был разделен на два этапа. Вначале в течение одной секунды моделируемого процесса лист перемещался в условиях свободного (без дополнительного внешнего сопротивления) движения до наступления установившегося состояния процесса. Затем на торцевую поверхность листа воздействовали нагрузкой Q_f , противоположной по направлению и линейно возрастающей во времени, до полного выталкивания листа из ножей, что в реальных условиях может соответствовать «бурению» листа или кромки в процессе резки.

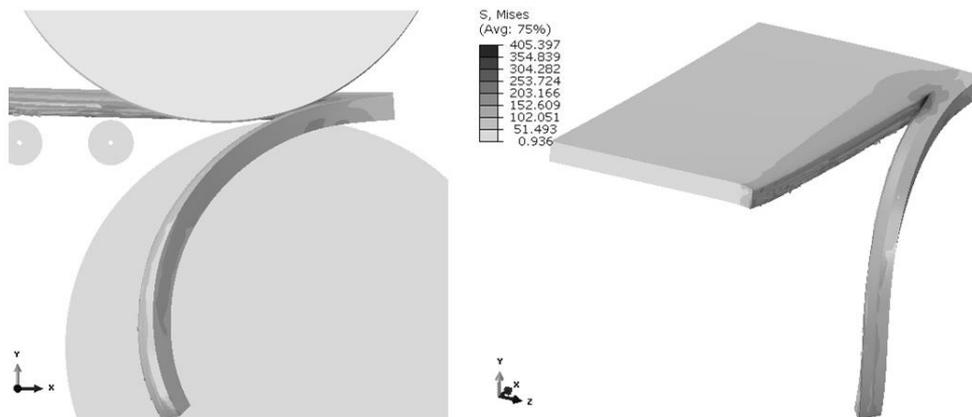


Рис. 1 – Напряженно-деформированное состояние листа по результатам моделирования на примере стали 65Г

Результаты исследований. По результатам моделирования были получены зависимости силовых и кинематических параметров, а именно моментов и сил на верхнем и нижнем ножах, а также линейной скорости листа.

Полученные зависимости были использованы при последующем анализе и разработке алгоритма расчета скорости движения листа.

Следует отметить, что при реализации процесса резки толстых листов дисковыми ножами момент на верхнем ноже всегда меньше момента на нижнем ноже [4], а их величина и соотношение существенно зависят, прежде всего, от силы внешнего сопротивления Q_f .

Это объясняется тем, что на контакте между верхним ножом и отрезаемой кромкой имеют место зоны опережения и отставания, размер которых зависит от силы внешнего сопротивления Q_f , что полностью подтверждается результатами моделирования (рис. 2) и экспериментальными данными [4].

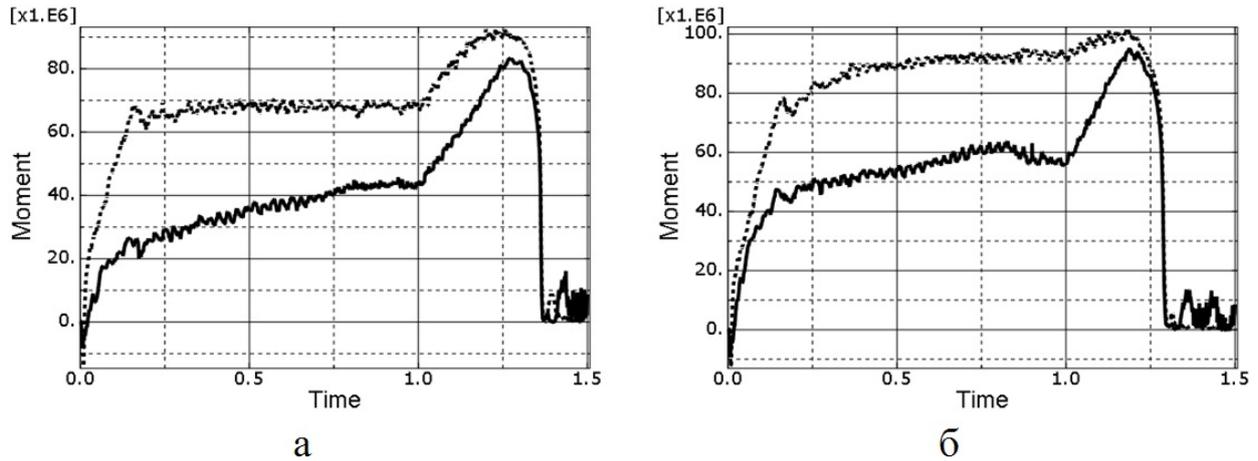


Рис. 2 – Зависимость момента резки (Нмм) на верхнем (—) и нижнем (---) ножах: а – для стали 20 и б – 65Г

В связи с этим, при расчете величин моментов на верхнем и нижнем ноже, следует использовать понятия приведенных значений коэффициентов трения (рис. 3), которые по результатам моделирования были получены как:

$$f_1 = \frac{M_1}{R \cdot N_1} \text{ и } f_2 = \frac{M_2}{R \cdot N_2}, \quad (1)$$

где M_1 и M_2 – соответственно крутящий момент на верхнем и нижнем ноже;

R – радиус диска ножа;

N_1 и N_2 – соответственно радиальные силы на верхнем и нижнем ноже.

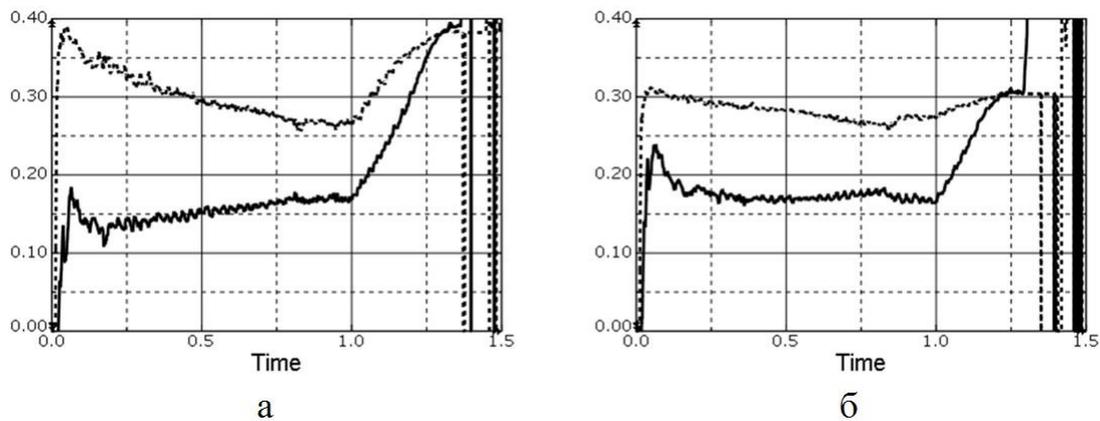


Рис. 3 – Зависимость приведенных значений коэффициентов трения на верхнем (—) и нижнем (---) ножах для стали: а – 20 и б – 65Г

Очевидно, что мощность, расходуемую на резку и движение (втягивание) листа парой ножей можно определить из следующего выражения:

$$W_{\Sigma} = (M_1 + M_2) \frac{V_o}{R}, \quad (2)$$

где V_o – окружная скорость ножа.

В то же время, рассматривая линейное движение листа в ножах суммарную мощность можно представить, как сумму:

$$W_{\Sigma} = W_a + W_s, \quad (3)$$

где W_a и W_s – соответственно мощность активных (втягивающих) сил и сил скольжения, спроецированных на горизонталь:

$$W_a = F_a V_l = (N_1 \cos(\gamma_1) f_1 + N_2 \cos(\gamma_2) f_2) V_l = (N_{1y} f_1 + N_{2y} f_2) V_l, \quad (4)$$

$$W_s = F_s V_l = N_2 \cos(\gamma_2) f_{ск} V_l = N_{2y} f_{ск} V_l, \quad (5)$$

где γ_1 и γ_2 – соответственно углы, определяющие направление радиальных сил на верхнем и нижнем ноже по отношению к вертикальной оси диска;

N_{1y} и N_{2y} – соответственно вертикальные компоненты радиальных сил на верхнем и нижнем ноже;

$f_{ск}$ – коэффициент скольжения:

$$f_{ск} = \frac{V_o - V_l}{V_l} f_2 (a + bf + cf^2), \quad (6)$$

где f – коэффициент трения, который для моделируемых условий составил: сталь 20 – 0,546; сталь 65Г и 75 – 0,42; сталь 15ХСНД – 0,3;

a, b, c – коэффициенты регрессии, которые по результатам моделирования, для указанного диапазона коэффициента трения, составили: $a = 2,76$; $b = -3,44$; $c = 4,69$.

Углы направления радиальных сил находят, как:

$$\gamma_1 = \arctg(N_{1x}/N_{1y}) \text{ и } \gamma_2 = \arctg(N_{2x}/N_{2y}), \quad (7)$$

где N_{1x} и N_{2x} – соответственно горизонтальные компоненты радиальных сил на верхнем и нижнем ноже.

При этом величина внешнего сопротивления определяется из условия равновесия:

$$Q_f = N_{2x} - N_{1x}. \quad (8)$$

Окончательно, приравняв (2) и (3) с использованием (4) и (5), после несложных преобразований получим уравнение для скорости движения листа:

$$V_l = \frac{N_1 f_1 + N_2 f_2 [1 - \cos(\gamma_2) (a + bf + cf^2)]}{N_1 f_1 \cos(\gamma_1) + N_2 f_2 \cos(\gamma_2) [1 - (a + bf + cf^2)]} V_o. \quad (9)$$

На рис. 4, в качестве сравнения, представлены зависимости скорости движения листа по результатам моделирования МКЭ и по уравнению (9) с использованием расчетных зависимостей, полученных при моделировании МКЭ. Разница между полученными результатами не превысила 3%.

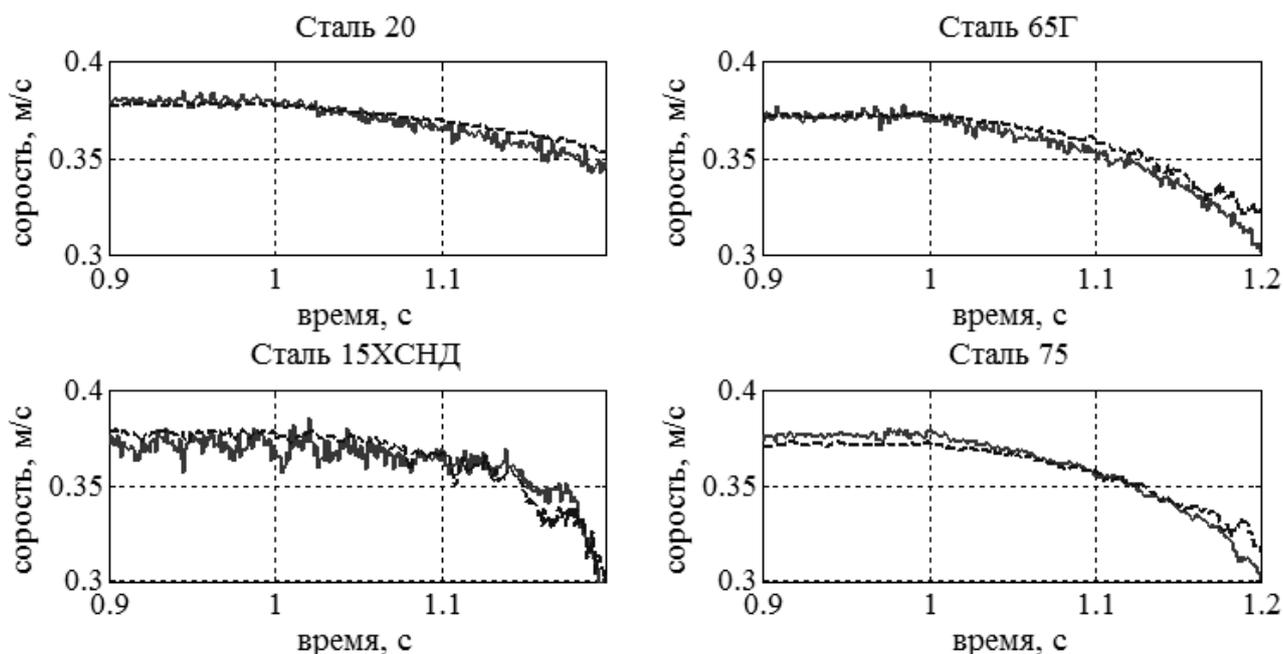


Рис. 4 – Зависимости скорости движения листа по результатам моделирования МКЭ(—) и по уравнению (9) (---) для различных условий реализации процесса

Таким образом, можно утверждать, что предложенный алгоритм расчета скорости движения листа при резке дисковыми ножами может быть использован при инженерных и проектно-конструкторских расчетах процесса резки толстых листов дисковыми ножами.

Выводы. Полученные результаты подтверждают, что скорость резки листов дисковыми ножами ниже окружной скорости ножей и существенно зависит от сил внешнего сопротивления. При этом величина коэффициента трения мало влияет на установившуюся скорость листа, при отсутствии сил внешнего сопротивления, которая в моделируемых условиях составила $(0,91...0,95)V_0$, однако при наличии сил внешнего сопротивления с уменьшением коэффициента трения скорость листа снижается более интенсивно.

Список литературы: 1. Коновалов Ю. В. Справочник прокатчика. Справочное пособие в 2-х т. / Ю. В. Коновалов. – М. : Теплотехник, 2008. – Книга 1: Производство горячекатаных листов и полос. – 2008. – 640 с. 2. Ginzburg V. B. Flat-rolled steel processes: Advanced Technologies / V. B. Ginzburg. – CRC Press, 2009. – 372 p. 3. Лукашин Н. Д. Конструкция и расчет машин и агрегатов металлургических заводов: учебник для вузов / Н. Д. Лукашин, Л. С. Кохан, А. М. Якушев – М.: ИКЦ «Академкнига», 2003. – 456 с. 4. Боровик П. В. Совершенствование технологии и оборудования процесса продольной резки толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах : дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук, спец. 05.03.05 / Боровик П. В. – Краматорск, 2008. – 225 с. 5. Пат. 25865 Україна, МПК В23D19/00. Ножиці дискові з подавальними роликками / Гриценко С. А., Калашиников А. А., Багнов В. П. та ін.; заявник і патентовласник ЗАТ «Новокраматорський машинобудівний завод». – №200703913; заявл. 10.04.07; опубл. 27.08.08, Бюл. №13. 6. Пат. 63571 Україна, МПК В23D19/00. Дискові ножиці / Боровик П. В., Селезньов М. Є.; заявник і патентовласник Донбаський гірничо–металургійний інститут. – №201103732; заявл. 28.03.11; опубл. 10.10.11, Бюл.

№19. **7.** Пат. 72820 Україна, МПК В23D19/00. Спосіб розташування дискових ножиць в потоці прокатного стану / *Боровік П. В., Селезньов М. Є.*; заявник і патентовласник Донбаський гірничо-металургійний інститут. – №201202702; заявл. 06.03.12; опубл. 27.08.12, Бюл. №16. **8.** *Liu G. R. The Finite Element Method: A Practical Course / G. R. Liu, S. S. Quek.* – 2003. – 348 с. **9.** *Боровік П. В.* Математическое моделирование процесса резки толстолистовых раскатов в горячем состоянии на дисковых ножницах / *П. В. Боровік // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Луганськ: Вид-во СХУ ім. В. Даля, – 2013. – №1(14). – С. 69–76.*

Bibliography (transliterated): **1.** *Konovalov Ju. V. Spravochnik prokatchika. Spravochnoe posobie v 2-h t. Ju. V. Konovalov.* – Moscow. : Teplotehnik, 2008. – Kniga 1: Proizvodstvo gorjachekatannyh listov i polos. – 2008. – 640 P. **2.** *Ginzburg V. B. Flat-rolled steel processes: Advanced Technologies V. B. Ginzburg.* – CRC Press, 2009. – 372 p. **3.** *Lukashin N. D. Konstrukcija i raschet mashin i agregatov metallurgicheskikh zavodov: uchebnyk dlja vuzov N. D. Lukashin, L. S. Kohan, A. M. Jakushev* – Moscow: ІКС «Академіка», 2003. – 456 P. **4.** *Borovik P. V. Sovershenstvovanie tehnologii i oborudovanija processa prodol'noj rezki tolstyh gorjachekatannyh listov na diskovyh nozhnicah : diP. na soiskanie uchen. stepeni kand. tehn. nauk, spec. 05.03.05 Borovik Pavel Vladimirovich.* – Kramatorsk, 2008. – 225 P. **5.** Пат. 25865 Україна, МПК В23D1900. Nozhyci diskovi z podaval'nymy rolykami *Grycenko S. A., Kalashnikov A. A., Bagnov V. P. ta in.*; заявник і патентовласник ЗАТ «Novokramators'kyj mashynobudivnyj zavod». – №200703913; заявл. 10.04.07; опубл. 27.08.08, Вжл. №13. **6.** Пат. 63571 Україна, МПК В23D1900. Diskovi nozhyci *Borovik P. V., Selez'ov M. Je.*; заявник і патентовласник Donbas'kyj girnycho-metalurgijnyj instytut. – №201103732; заявл. 28.03.11; опубл. 10.10.11, Вжл. №19. **7.** Пат. 72820 Україна, МПК В23D1900. Sposib roztashuvannja diskovyh nozhyc' v potoci prokatnogo stanu *Borovik P. V., Selez'ov M. Je.*; заявник і патентовласник Donbas'kyj girnycho-metalurgijnyj instytut. – №201202702; заявл. 06.03.12; опубл. 27.08.12, Вжл. №16. **8.** *Liu G. R. The Finite Element Method: A Practical Course G. R. Liu, P. P. Quek.* – 2003. – 348 P. **9.** *Borovik P. V. Matematicheskoe modelirovanie processa rezki tolstolistovyh raskatov v gorjachem sostojanii na diskovyh nozhnicah P. V. Borovik Resursozberigajuchi tehnologii' vyrobnictva ta obrobky tyskom materialiv u mashynobuduvanni: Zb. nauk. pr. – Lugansk: Vyd-vo SNU im. V. Dalja, – 2013, – №1(14). – P. 69–76.*

Поступила (received) 25.10.2014

УДК 621.923

Т. М. БРИЖАН, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь;
С. А. ДИТИНЕНКО, канд. техн. наук, ХНЭУ, Харьков

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ РАЗВЕРТЫВАНИИ ОТВЕРСТИЙ

В работе предложена математическая модель определения составляющих силы резания при развертывании отверстий с позиции косоугольного резания, что позволило обеспечить высокую сходимость расчетных и экспериментальных данных. Теоретически и экспериментально обоснована возможность существенного снижения тангенциальной и радиальной составляющих силы резания за счет создания наклонных зубьев на развертке, что способствует повышению точности обработки отверстий. Показано значительное влияние интенсивности трения на передней поверхности зуба развертки на силы резания при развертывании отверстия.

Ключевые слова: развертывание отверстий, зубья развертки, механическая обработка, точность обработки, сила резания, коэффициент усадки стружки.

Введение. Изготовление высокоточных отверстий в деталях машин является одной из наиболее сложных задач в технологии машиностроения. Поэтому решению этой задачи постоянно уделяется большое внимание. В настоящее время существует достаточно большое количество эффективных методов обработки отверстий, одним из которых является развертывание. Однако в полной мере не раскрыты физические закономерности и технологические возможности высокоточной обработки отверстий. Отсутствует формализованная математическая теория обработки высокоточных отверстий, основанная на аналитическом представлении силы резания и образующихся при этом погрешностей обработки. В связи с этим, в работе решается актуальная задача разработки эффективного процесса развертывания отверстий.

Анализ последних достижений и литературы. В работах [1 – 3] показано, что точность обработки отверстий обусловлена главным образом возникающими в технологической системе упругими перемещениями и интенсивными колебаниями. Установлено [4], что чем меньше сила резания, тем меньше погрешности обработки отверстия. Поэтому решение задачи повышения точности обработки отверстия в процессе развертывания связано, в первую очередь, с уменьшением силовой напряженности процесса резания. Это требует аналитического описания составляющих силы резания при развертывании отверстия и определения условий их уменьшения.

Цель работы, постановка проблемы. Целью работы является теоретическое обоснование условий повышения точности обработки при развертывании отверстий на основе аналитического определения параметров силовой напряженности процесса развертывания.

Материалы исследования. Известно, что процесс развертывания отверстий подчиняется законам косоугольного резания. Поэтому при определении условий повышения точности обработки отверстия необходимо расчет составляющих силы резания производить с учетом дополнительного движения образующейся стружки вдоль режущего лезвия инструмента и образующейся при этом дополнительной силы трения, которая применительно к процессу продольного точения (рис. 1, а) имеет вид: $P_{тр} = P_z \cdot f$, где P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н; f – коэффициент трения обрабатываемого и инструментального материалов.

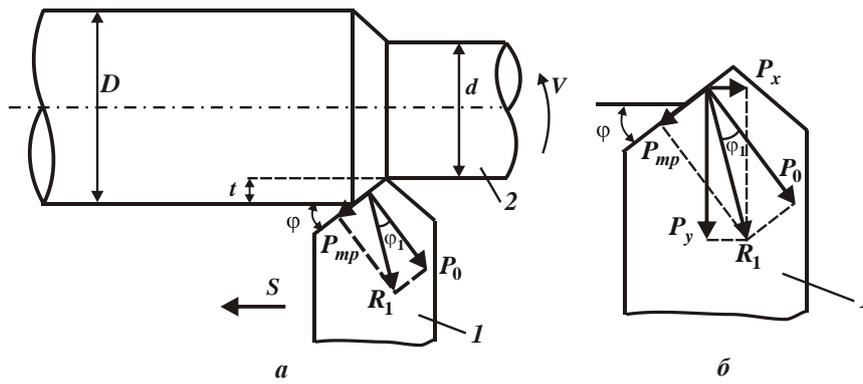


Рис. 1 – Процесс развёртывания отверстий: а – расчетная схема параметров продольного точения и б – схема расположения составляющих силы резания: 1 – резец; 2 – деталь

Исходя из этого, суммарную силу резания при продольном точении следует рассматривать функцией от трех составляющих: P_z , $P_{тр}$ и $P_0 = P_z / K_{рез}$, которые направлены вдоль трех взаимно перпендикулярных осей (рис. 1,а). Тогда радиальная P_y и осевая P_x составляющие силы резания, а также суммарная составляющая силы резания R_1 определяются зависимостями (рис. 1,б): $P_y = P_0 \cdot \cos \varphi + P_{тр} \cdot \sin \varphi$; $P_x = P_0 \cdot \sin \varphi - P_{тр} \cdot \cos \varphi$; $R_1 = \sqrt{P_0^2 + P_{тр}^2}$, где φ – главный угол резца в плане; $K_{рез}$ – коэффициент резания.

Угол φ_1 между силами R_1 и P_0 определяется из соотношения: $\operatorname{tg} \varphi_1 = P_{тр} / P_0 = f \cdot K_{рез}$. Радиальная P_y и осевая P_x составляющие силы резания выражаются: $P_y = R_1 \cdot \cos(\varphi - \varphi_1)$; $P_x = R_1 \cdot \sin(\varphi - \varphi_1)$.

Угол $(\varphi - \varphi_1)$, по сути, определяет угол схода стружки и может быть установлен из тригонометрического соотношения: $P_x / P_y = \operatorname{tg}(\varphi - \varphi_1)$.

Как видно, уменьшить P_y и повысить точность обработки можно уменьшением силы R_1 и угла φ_1 за счет уменьшения силы трения $P_{тр}$. Полученная зависимость соответствует зависимости, полученной проф. Соколовским А.П. [5]: $P_x / P_y = \operatorname{tg}(\varphi \pm \eta_{xy})$, где η_{xy} – угол, являющийся проекцией угла схода стружки на координатную плоскость ХУ. Для проверки теоретического решения использованы экспериментальные значения радиальной P_y и осевой P_x составляющих силы резания, установленные при продольном значении (рис. 2).

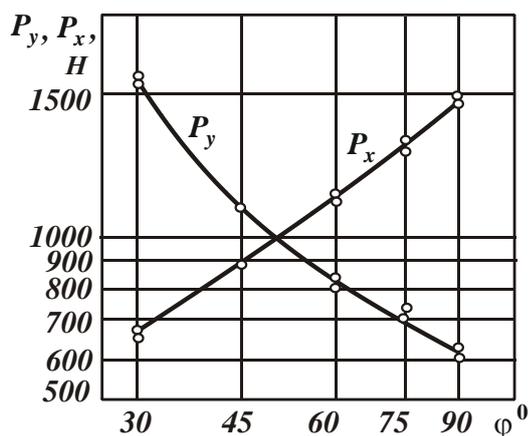


Рис. 2 – Влияние угла φ на P_y и P_x при точении (сталь 40; $t = 3$ мм; $S = 0,6$ мм/об.)

Как следует из табл. 1, угол φ_1 не равен нулю, поэтому угол $(\varphi - \varphi_1)$ меньше главного угла резца в плане φ . Это указывает на присутствие силы трения $P_{тр}$ в процессе стружкообразования и свидетельствует о правильности расчета составляющих силы резания при продольном точении и достоверности зависимости $P_x / P_y = \text{tg}(\varphi - \varphi_1)$. Следовательно, в расчетах необходимо учитывать силу трения $P_{тр}$, действующую вдоль режущего лезвия резца.

Таблица 1 – Расчетные значения $P_x / P_y = \text{tg}(\varphi - \varphi_1)$ и углов $(\varphi - \varphi_1)$, φ_1

φ , град	30	45	60	75	90
P_x / P_y	0,44	0,8	1,32	1,88	2,35
$(\varphi - \varphi_1)$, град	24	39	53	62	67
φ_1 , град	6	6	7	13	13

При развертывании отверстия, исходя из рис. 3 (с учетом угла наклона зубьев развертки ω и тангенциальной P_{z0} составляющей силы резания при $\omega = 0$), составляющие силы резания, возникающей на зубе развертки, опишутся:

$$\begin{aligned}
 P_z &= P_{z0} \cdot \cos \omega + P_{тр} \cdot \cos \varphi \cdot \sin \omega - P_0 \cdot \sin \varphi \cdot \sin \omega = \\
 &= P_{z0} \cdot \left[\cos \omega + \left(f \cdot \cos \varphi - \frac{\sin \varphi}{K_{рез}} \right) \cdot \sin \omega \right]; \tag{1}
 \end{aligned}$$

$$P_y = P_0 \cdot \cos \varphi + P_{тр} \cdot \sin \varphi = P_{z0} \cdot \left(\frac{\cos \varphi}{K_{рез}} + f \cdot \sin \varphi \right); \tag{2}$$

$$\begin{aligned}
 P_x &= P_{z0} \cdot \sin \omega - P_{\text{тр}} \cdot \cos \varphi \cdot \cos \omega + P_0 \cdot \sin \varphi \cdot \cos \omega = \\
 &= P_{z0} \cdot \left[\sin \omega + \left(\frac{\sin \varphi}{K_{\text{рез}}} - f \cdot \cos \varphi \right) \cdot \sin \omega \right].
 \end{aligned} \quad (3)$$

С учетом участия в резании n зубьев развертки и соотношений $P_{z0} = \sigma \cdot S \cdot t = \sigma_{\text{сж}} \cdot S \cdot t \cdot \frac{(K_L - \sin \gamma_1)}{\cos \gamma_1}$ [6] (σ – условное напряжение резания, Н/м²; S – подача, м/об.; t – глубина резания, м; $\sigma_{\text{сж}}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²; K_L – коэффициент усадки стружки; n_1 – условное количество зубьев развертки, которые непосредственно участвуют в формировании радиальной P_y составляющей силы резания, устанавливается расчетно-экспериментальным путем; $\Delta t = t_1 - t_2$; t_1, t_2 – максимальное и минимальное значения глубины резания, м), зависимости (1–3) примут вид:

$$P_z = n \cdot \sigma_{\text{сж}} \cdot S \cdot t \cdot \frac{(K_L - \sin \gamma_1)}{\cos \gamma_1} \cdot \left[\cos \omega + \left(f \cdot \cos \varphi - \frac{\sin \varphi}{K_{\text{рез}}} \right) \cdot \sin \omega \right]; \quad (4)$$

$$P_y = n_1 \cdot \sigma_{\text{сж}} \cdot S \cdot \Delta t \cdot \frac{(K_L - \sin \gamma_1)}{\cos \gamma_1} \cdot \left(\frac{\cos \varphi}{K_{\text{рез}}} + f \cdot \sin \varphi \right); \quad (5)$$

$$P_x = n \cdot \sigma_{\text{сж}} \cdot S \cdot t \cdot \frac{(K_L - \sin \gamma_1)}{\cos \gamma_1} \cdot \left[\sin \omega + \left(\frac{\sin \varphi}{K_{\text{рез}}} - f \cdot \cos \varphi \right) \cdot \sin \omega \right]. \quad (6)$$

Фактический передний угол зуба развертки γ_1 определяется: $\cos \gamma_1 = \cos \gamma \cdot \cos \omega_1$, где γ – номинальный передний угол зуба развертки; ω_1 – угол, определяемый зависимостью [2]: $P_x = (0,2 \dots 0,4) \cdot P_z \cdot \text{tg} \omega$.

Коэффициент резания $K_{\text{рез}}$ устанавливается из уравнения:

$$\frac{(K_L - \sin \gamma_1)}{\cos \gamma_1} = \frac{1}{K_{\text{рез}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2} \right). \quad (7)$$

Из зависимости (4) следует, что с увеличением угла ω тангенциальная составляющая силы резания P_z уменьшается (т.к. второе слагаемое зависимости меньше первого слагаемого), радиальная составляющая силы резания P_y остается неизменной, а осевая составляющая силы резания P_x

увеличивается. Изменение радиальной составляющей силы резания P_y будет обусловлено изменением величин P_{z0} и $K_{рез}$ в зависимости от угла ω .

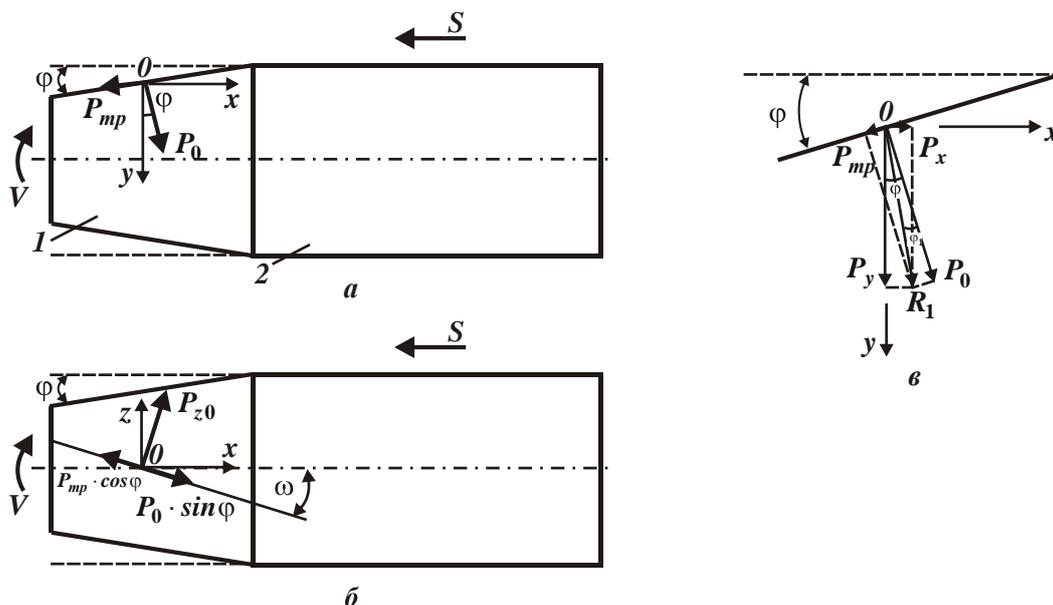


Рис. 3 – Проекция составляющих силы резания при разворачивании отверстия:
а, в – в плоскостях uox и б – zox : 1 – заборная часть развертки; 2 – калибрующая часть развертки

Результаты исследований. Используя зависимости (4) – (6), в табл. 2 приведены расчетные значения параметров ω_1 , γ_1 , $\sigma/\sigma_{сж}$, $K_{рез}$, P_z , P_y , P_x , P_z/P_x . Как видно, с увеличением ω составляющие силы резания P_z и P_y уменьшаются, а P_x увеличивается, что способствует повышению точности обработки. Установлено, что при угле $\omega = 45^\circ$ отличие расчетных и экспериментальных значений P_z , P_y , P_x не превышает 10 %.

Таблица 2 – Расчетные значения ω_1 , γ_1 , $\sigma/\sigma_{сж}$, $K_{рез}$, P_z , P_y , P_x , P_z/P_x

ω , град.	0	11	30	45
K_L	4,2	3,1	2,3	2,1
ω_1 , град.	0	4	13	22
γ_1 , град.	5	6	13	22
$\sigma/\sigma_{сж}$	4,2	3,037	2,13	1,86
$K_{рез}$	0,5	0,74	1,2	1,5
P_z , Н	402,7	288,4	192,8	150,3
P_y , Н	268,4	135,6	60,4	38,2
P_x , Н	44	44,1	75	102,2
P_z/P_x	9,15	6,54	2,57	1,47

На рис. 4 приведенные расчетные и экспериментальные значения отношения P_z/P_x . Как видно, с увеличением угла наклона зубьев развертки ω отношение P_z/P_x непрерывно уменьшается, приближаясь к единичному значению. При этом расхождение расчетных и экспериментальных значений отношения P_z/P_x для условий $\omega=0$ и $\omega=45^\circ$ незначительно и составляет не более 10 %. Это свидетельствует о правильности выполненных расчетов P_z и P_x .

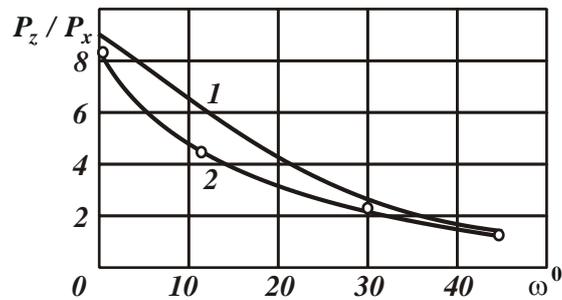


Рис. 4 – Зависимости отношения P_z/P_x от ω : 1 – расчетная и 2 – экспериментальная

Выводы. В работе предложена математическая модель определения составляющих силы резания при развертывании отверстий с позиции косоугольного резания, что позволило обеспечить высокую сходимость расчетных и экспериментальных данных. Теоретически и экспериментально обоснована возможность существенного снижения тангенциальной и радиальной составляющих силы резания за счет создания наклонных зубьев на развертке, что способствует повышению точности обработки отверстий.

Список литературы: 1. Маталин А.А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А.А. Маталин. – М.: Машиностроение, 1970. – 390 с. 2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с. 3. Колев К.С. Точность обработки и режимы резания / К.С. Колев, Л.М. Горчаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 144 с. 4. Технологія машино– та приладобудування: підручник / О.В. Якимов, В.І. Марчук, П.А. Лінчевський та ін. – Луцьк: Ред.-вид. відділ ЛДТУ, 2005. – 712 с. 5. Соколовский А.П. Расчеты точности обработки на металлорежущих станках / А.П. Соколовский. – М.–Л.: Машгиз, 1952. – 286 с. 6. Новіков Ф.В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей : монографія / Ф.В. Новіков, І.О. Рябенков. – Х.: Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.

Bibliography (transliterated): 1. Matalin A.A. Tochnost mekhanicheskoy obrabotki i proektirovanie tekhnologicheskikh protsessov A.A. Matalin. – Moscow: Mashinostroenie, 1970. – 390 p. 2. Bobrov V.F. Osnovy teorii rezaniya metallov V.F. Bobrov. – Moscow: Mashinostroenie, 1975. – 343 p. 3. Kolev K.S. Tochnost obrabotki i rezhimy rezaniya K.S. Kolev, L.M. Gorchakov. – Moscow: Mashinostroenie, 1976. – 144 p. 4. Tekhnologiya mashino– ta priladobuduvannya: pidruchnik O.V. Yakimov, V.I. Marchuk, P.A. Linchevskii ta in. – Lutsk: Red.-vyd. viddil LDTU, 2005. – 712 p. 5. Sokolovskiy A.P. Raschety tochnosti obrabotki na metallorazhushikh stankakh A.P. Sokolovskiy. – Moscow–Leningrad: Mashgiz, 1952. – 286 p. 6. Novikov F.V. Teoretichni osnovy mekhanichnoi obrobki vysokotochnykh detalei: monografiia F.V. Novikov, I.O. Riabenkov. – Khrskov: Vyd. KNEU, 2013. – 352 p.

Поступила (received) 23.10.2014р.

УДК 621.735

В. А. ГРИНКЕВИЧ, докт. техн. наук, проф., Национальная металлургическая академия Украины;

В. Л. ЧУХЛЕБ, канд. техн. наук, доц., Национальная металлургическая академия Украины;

Г. БАНАШЕК, канд. техн. наук, доц., Политехника Ченстоховская, г. Ченстохова Польша;

А. В. АШКЕЛЯНЕЦ, канд. техн. наук, доц., Национальная металлургическая академия Украины, Днепропетровск

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КУЗНЕЧНОЙ ОПЕРАЦИИ ПРОТЯЖКИ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ СХЕМЫ ДЕФОРМАЦИИ «ПРОХОДАМИ»

В статье рассмотрены результаты математического моделирования пластического формоизменения при выполнении кузнечной операции протяжки на молоте при использовании схемы деформации «проходами». Выполнен анализ влияния параметров напряженно-деформированного состояния и температуры на качество получаемой кованной поковки. Установлено, что избежать несимметричного распределения параметров напряженно-деформированного состояния возможно за счет предварительно наведенного неравномерного распределения этих же величин предварительным деформированием, т.е. подготовкой заготовки перед протяжкой.

Ключевые слова: поковка, свойства, зависимость, ковка, заготовка, инструмент, качество.

Введение. Кузнечная операция «протяжка» является одной из наиболее используемых при производстве кованных поволоков. При этом существует масса исследований, которые проводят ее анализ по настолько многим аспектам, что и казалось бы еще нового можно добавить к ее рассмотрению. В частности, в [1] показаны результаты компьютерных расчетов напряжений, возникающих в поковках квадратного поперечного сечения при протяжке. Показано, что схема напряженного состояния способствует появлению внутренних разрушений в поковках при ковке. При этом в работе [2] рассматриваются вопросы влияния технологических факторов на течение металла при кузнечной протяжке бойками, обеспечивающими дополнительные деформации сдвига в поперечной плоскости заготовки. Проведенное планирование эксперимента для образцов с координатной решеткой позволило выявить среди этих факторов наиболее существенные и получить уравнение, описывающее их связь с углом закручивания волокна относительно продольной оси заготовки. Результатами этих и других работ являются работы по оптимизации всего процесса протяжки [3] и разработка в целом в [4] системы управления качеством проектирования технологических процессовковки.

Однако, как это часто случается, при множестве мнений до сих пор нет однозначного ответа – как все же ее вести для получения наиболее качественного продукта – поковки. Существует несколько схем протяжки (кузнечной вытяжки). Каждая из них реализуется при использовании основных технологических параметров. Такими параметрами являются:

- величина подачи (как абсолютная, так и относительная);
- фактор формы заготовки;
- величина единичного обжатия;
- величина укова при деформации;
- способ приложения деформирующей силы и т.д.

Задачей данного исследования является оценка результатов математического моделирования процесса протяжки при свободной ковке на молоте с применением бойков плоской формы.

Цель работы состоит в том, что все приведенные факторы реализуются на каком-то одном оборудовании с одновременным выбором схемы протяжки (в которой и реализуются все приведенные параметры). Здесь необходимо отметить, что разнообразие всех схем протяжки обычно сводится к одной, которую и реализует сам кузнец на рабочем месте. На данном этапе исследований мы не можем однозначно указать кузнецу, какую все же схему протяжки необходимо предпочесть в том или ином случае. Это связано с тем, что уровень механизации и автоматизации процессаковки все еще находится в руках самого кузнеца, который и выбирает ту схему протяжки, которая ему знакома. В связи с этим возникает необходимость на основе знаний различия применения различных схем протяжки обоснованно предлагать одну из них для получения требуемого качества кованного изделия. В этой работе целью исследования ставилось определение показателей напряженно-деформированного состояния при реализации схемы протяжки «проходами» путем математического моделирования в программном продукте «FORGE2008», которые практически невозможно получить проведением непосредственного экспериментального исследования в производственных условиях.

Для дальнейшего теоретического исследования формоизменения металла была выбрана программа компьютерного моделирования «Forge2008» фирмы «Transvalor» (Франция). Исследования проводились совместно с сотрудниками Ченстоховского политехнического университета в рамках договора о сотрудничестве с НМетАУ.

Описание модели процесса формоизменения при моделировании поставленной задачи: используется закон трения Амонтона; принимается

теория пластического течения несжимаемых сред Сен-Венана–Леви–Мизеса; задача считается трехмерной.

Для получения решения в программе «Forge 3» используется условие стационарности функционала смешанного вариационного принципа:

$$J = \frac{1}{2} \int_V \sigma_S \dot{\varepsilon}_j dV + \int_V \sigma \dot{\varepsilon}_0 dV - \int_F \sigma_\tau u_\tau dF, \quad (1)$$

где $\sigma_S(\varepsilon_i, \varepsilon_j, t)$ – зависимость напряжения текучести σ_S от интенсивности скорости деформации ε_i , интенсивности деформации ε_j , и температуры t ; V – объем металла; σ_τ и u_τ – напряжение трения и скорость скольжения металла по инструменту; F – поверхность контакта металла с инструментом.

Зависимость $\sigma_S(\varepsilon_i, \varepsilon_j, t)$ выбирается для конкретных материалов из литературных данных или по результатам пластометрических испытаний.

В программе используются конечные элементы в виде тетраэдров с линейной аппроксимацией среднего напряжения и кусочно-линейной аппроксимацией скорости (по угловым узлам элемента и узлу в центре тяжести элемента) [5].

В качестве исходных данных были выбраны следующие показатели: температура нагрева заготовки: $T=1200^\circ\text{C}$; температура инструмента: $T=20^\circ\text{C}$; размеры заготовки: $H_3=20$ мм, $B_3=20$ мм; $L_3 = 100$ мм; скорость опускания инструмента: $V=6$ м/с; марка стали заготовки: Ст. 20.

Следует отметить, что самой простой по форме и самой же используемой формой бойков является форма плоских бойков. Для возможности исключения такого параметра, как неравномерность деформации, которая обусловлена различием формы инструмента и формы заготовки, то в качестве исходной была выбрана заготовка с квадратным сечением, т.е. форма инструмента и заготовки были подобны и прямолинейны в начале формоизменения при протяжке. Далее определяющим параметром является величина подачи, которая также была выбрана в интервале рекомендуемой и составляла 0,4 от ширины бойка. Следующим параметром из заявленных была степень единичного обжатия. Эти параметры и были выбраны в качестве исходных. Теперь рассмотрим результаты математического моделирования протяжки и параметры напряженно-деформированного состояния и распределения температуры по проходам.

Перейдем к рассмотрению и анализу параметров напряженно-деформированного состояния. Таких параметров, как распределение относительной истинной (логарифмической) деформации и распределение нормальных напряжений, возникающих в поперечном и продольном сечениях заготовки по переходам и обжатиям. Для полноты картины мы рассмотрим

также зоны распределения температур по этим же сечениям. Тут следует отметить, что при моделировании принимался равномерный прогрев заготовки, и начальная температура металла перед деформацией составляла 1180 °С.

Первый проход. Всего было 3 обжатия (рис.1 и 2).

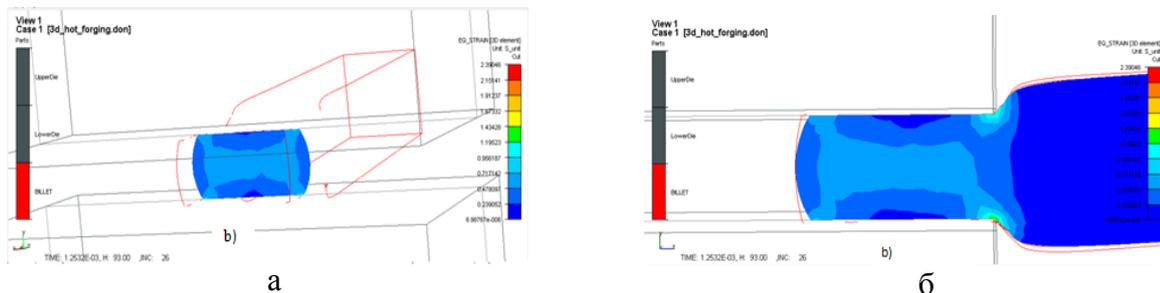


Рис. 1 – Распределение деформаций в 1 проходе и 1 обжатии:
а – в поперечном сечении. б – в продольном сечении

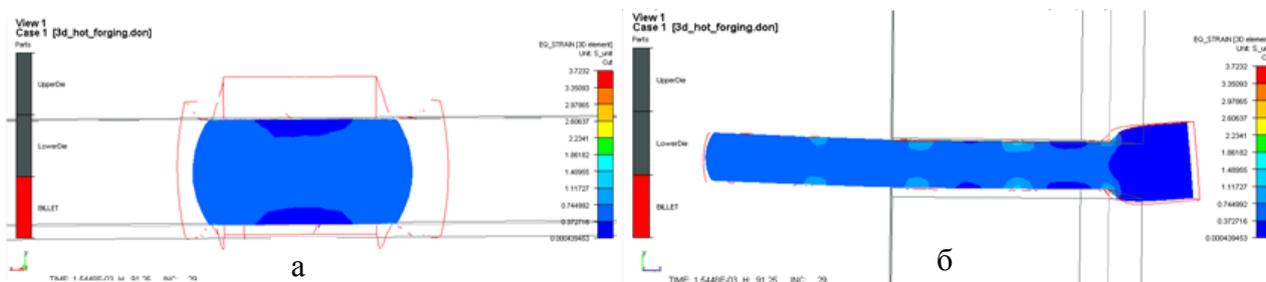


Рис. 2 – Распределение деформаций в 1 проходе и 3 обжатии:
а – в поперечном сечении. б – в продольном сечении

Второй проход (первое обжатие после кантовки на 90°). Всего было 5 обжатий (рис. 3).

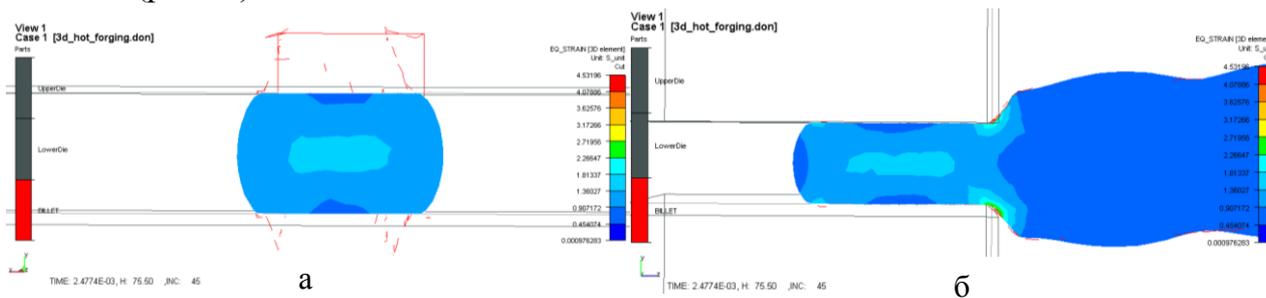


Рис. 3 – Распределение деформаций во 2 проходе и 1 обжатии:
а – в поперечном сечении. б – в продольном сечении

Третий проход. Всего было 6 обжатий (рис.4).

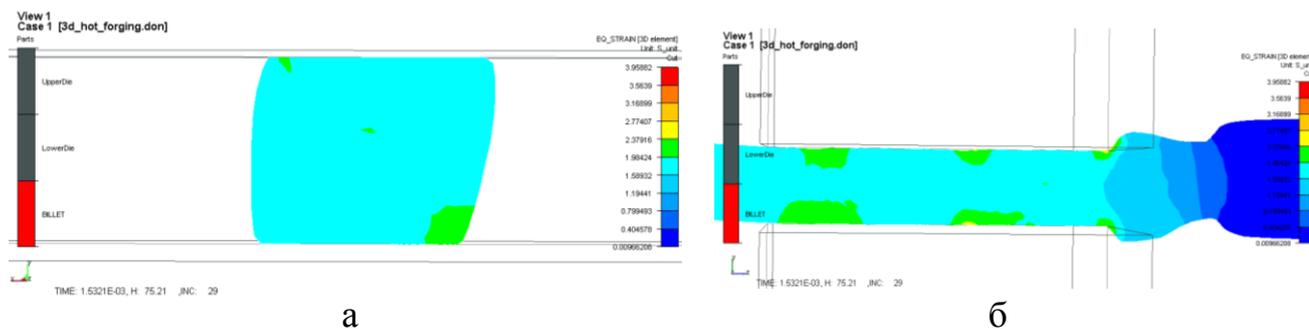


Рис. 4 – Распределение деформаций в 3 проходе и 6 обжати: а – в поперечном сечении.
б – в продольном сечении.

По полученным параметрам напряженно-деформированного состояния (нормальных напряжений и логарифмической деформации) и температуры по проходам (с учетом промежуточной кантовки между проходами на 90°) можно проследить изменение указанных параметров. Можно отметить, что при первом обжати в первом проходе наблюдается все процессы, которые характерны для простого процесса осадки, но с наличием одной внешней зоны со стороны заднего конца. Видна характерная зона прилипания и зональное распределение деформаций с максимальной деформацией в центральных слоях заготовки. Такое распределение, как известно, с одной стороны характеризует значительную неравномерность деформации, но, с другой стороны, обеспечивает максимальную проработку центральной (наиболее дефектной) части заготовки. Эта же тенденция наблюдается и в последующих обжатиях этого прохода. Тут прослеживается также наличие остаточных напряжений и деформаций в уже продеформированном металле, что наиболее прослеживается в продольном сечении заготовки.

Во втором проходе следует разделить рассмотрение первого и последующих обжатий. Напомню, что после последнего обжати заготовка кантуется на 90° и обжати начинаются с переднего конца заготовки. При первом обжати во втором проходе происходит такие же явления, которые были характерны для первого обжати первого прохода, т.е. практически мы продолжаем наблюдать осадку. Различия начинают прослеживаться на последующих обжатиях второго прохода. Это связано с тем, что мы должны не забывать, что мы уже имеем предварительно продеформированный металл, но и это не главное. Главное то, что кроме неравномерности деформации обусловленной наличием трения на контакте (от этого мы не можем избавиться), но еще вступает и второй фактор обуславливающий неравномерность деформации, а именно различие формы инструмента и заготовки. Это является следствием того, что заготовка была продеформированна и скантована и на боковой поверхности мы имеем то же,

что и простом процессе осадки – бочкообразность боковой поверхности. И это обуславливает то, что у нас резко изменяется и теряет симметричность распределение напряжений, деформаций и температуры в поперечном сечении. При этом в продольном направлении распределение всех исследуемых параметров имеет схожий характер с первым проходом.

Наибольший интерес представляет последний третий проход. Мы опять после второго прохода выполняем кантовку на 90° . И теперь начинаются те явления, которые характерны именно для операции протяжки, а именно в поперечном сечении получается, как бы кручение заготовки относительно центральной зоны. Заготовку начинает крутить. Возникает неравномерность деформации, которая характерна именно для протяжки (такое распределение деформации при осадке вы практически никогда не можете получить – да оно и нежелательно). Наблюдается кручение заготовки и необходима правка – иначе поковка приобретает явно нелинейный характер. Что именно и делается в производственных условиях. Но чем это чревато для напряженно-деформированного состояния? А именно тем, что несмотря на полученную прямолинейную форму поковки (в производственных условиях после правки) в сечении заготовки мы получаем явно выраженное неравномерное распределение напряжений и деформаций, которое в довершение всего не имеет оси симметрии, т.е. явно выраженную анизотропию (если коснуться свойств металла и его качества). Это же подтверждает распределение указанных величин в продольном направлении.

Выводы. Значение кузнечной операции протяжки сложно переоценить – это одна из основных операцийковки. И она является единственной операциейковки, которая позволяет путем последовательных обжатий заготовки выполнять значительные вытяжки поперечного сечения при одновременном увеличении длины заготовки. Но в поперечном и продольном сечении наблюдается кручение заготовки (которое в принципе исправимо правкой заготовки), которое приводит к значительной неравномерности деформации, обусловленной не только наличием трения на инструменте, но и возникающего различия формы инструмента и заготовки (при начальном их соответствии) вследствие характерной для протяжки кантовки предварительно протянутой заготовки. Избежать настолько выраженного и несимметричного распределения параметров напряженно-деформированного состояния возможно за счет предварительно наведенного неравномерного распределения этих же величин предварительным деформированием, т.е. подготовкой заготовки перед протяжкой. Эта подготовка состоит уже в использовании известной схемы деформации с предварительной осадкой. Основная задача дальнейших

исследований состоит в том, чтобы рассматривать и определять оптимальное сочетание параметров осадки и последующей протяжки для получения качественной кованной поковки.

Список литературы: 1. Фомичев А.Ф., Юргенсон Э.Е., Салиенко А.Е., Стыров В.В. Исследование возможности возникновения внутренних разрушений в поковках при кузнечной протяжке // *Металлообработка*. – № 2. – 2007. – с. 27–28. 2. Залесский В. И., Тюрин В. А., Экарев М. С. Влияние дополнительного сдвига при кузнечной протяжке на распределение деформаций в заготовке // *Труды Московского института стали и сплавов: Научные труды МИСиС*. – М.: Metallurgia. – Вып. 113: Новые технологические процессы обработки металлов давлением: Сб. статей / МИСиС – М.: Metallurgia, 1979. – с.76–81. 3. Назарьян В.А., Маракушина О.М. Оптимизация процесса кузнечной протяжки // *Кузнечно-штамповочное производство*. – №4. – 1998. – с. 22–30. 4. Система управления качеством проектирования технологических процессовковки // Трубин В.Н. и др. / М. – Машиностроение. – 1984. – 234с. 5. Forge 3 – a general tool for practical optimization of forging sequence of complex three-dimensional parts in industry / *Chenot J. L., Fourment L., Coupez T., Ducloux R., Wey E.* // *Forging and Related Technology*. – Birmingham, (UK). – 1998. – P. 113–122.

Bibliography (transliterated): 1. Fomichev A.F., Yurgenson `E.E., Salienko A.E., Styrov V.V. Issledovanie vozmozhnosti vzniknoveniya vnutrennih razrushenij v pokovkah pri kuznechnoj protyazhke *MetallООbrabotka*. – No 2. – 2007. – P. 27–28. 2. Zaleskij V. I., Tyurin V. A., `Ekarev M. S. Vliyanie dopolnitelnogo sdviga pri kuznechnoj protyazhke na raspredelenie deformacij v zagotovke *Trudy Moskovskogo instituta stali i splavov: Nauchnye trudy MISiP*. – Moskow: Metallurgiya. – Vyp. 113: Novye tehnologicheskie processy obrabotki metallov davleniem: Sb. statej MISiS – Moskow: Metallurgiya, 1979. – P.76-81. 3. Nazar'yan V.A., Marakushina O.M. Optimizaciya processa kuznechnoj protyazhki *Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo*. – No4. – 1998. – P. 22-30. 4. Sistema upravleniya kachestvom proektirovaniya tehnologicheskikh processov kovki Trubin V.N. i dr. *Moskow – Mashinostroenie*. – 1984. – 234P. 5. Forge 3 – a general tool for practical optimization of forging sequence of complex three-dimensional parts in industry *Chenot J. L., Fourment L., Coupez T., Ducloux R., Wey E.* *Forging and Related Technology*. – Birmingham, (UK). – 1998. – P. 113–122.

Поступила (received) 28.10.2014

УДК 621.7

Я. Г. ЖБАНКОВ, канд. техн. наук, доц., ДГМА, Краматорск

МОДЕЛИРОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЙ МИКРОСТРУКТУРЫ МЕТАЛЛА В ПРОЦЕССЕ ГОРЯЧЕГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

Предложен метод моделирования микроструктуры металла в процессе горячего пластического деформирования. На основе метода конечных элементов проведено моделирование процесса осадки заготовки плоскими плитами. Получено распределение величины размера зерна в поперечном сечении поковки полученной осадкой. Анализ результатов расчета позволяет сделать вывод о том, что в поковке полученной осадкой в области зоны затрудненных деформаций зерно металла будет крупнее нежели в центральной части поковки.

Ключевые слова: микроструктура, деформирования, моделирование, рекристаллизация, методика, осадка, метод конечных элементов.

Введение. Получение качественных изделий является одним из основных направлений развития современного производства. Особенно это важно для

изделий специального назначения, изделий подверженных повышенным нагрузкам.

Анализ современного состояния проблемы. В тяжелом машиностроении к большинству деталей предъявляются повышенные требования по надежности, которые заключаются в высокой прочности, износостойкости и долговечности. Эти параметры в свою очередь зависят от химического состава материала, из которого они изготавливаются и от структуры металла. Основное влияние на структуру металла, безусловно, оказывает термическая обработка, однако и пластическая деформация имеет большое значение, что подтверждается многочисленными исследованиями [1–4]. Посредством пластической деформации при определенных условиях можно существенно влиять на размер зерна металла, на распределение карбидов и других включений в структуре металла, на наличие или отсутствие пор в металле.

Актуальность проблемы. При изготовлении крупногабаритных изделий ковкой из слитков, технологический процесс необходимо организовывать таким образом, чтобы деформационный и температурный режим максимально способствовали получению качественного изделия, т.е. получению необходимой структуры металла. Вследствие чего большое влияние приобретает возможность моделирование преобразований в микроструктуре металла.

Результаты исследования. Для описания изменений микроструктуры металла во время горячей обработки давлением используется ряд зависимостей. Зависимости, описывающие изменение микроструктуры во время статической рекристаллизации, метадинамической и динамической и зависимости для описания роста зерна без рекристаллизации.

Статическая рекристаллизация протекает в том случае если интенсивность деформации в металле меньше критической ε_c . Критическая деформация обычно является функцией от пиковой деформации ε_p , т.е. деформации при которой напряжение течения металла принимает максимальное значение. Значение ε_p обычно определяется экспериментально и, как правило, является функцией скорости деформации, температуры и начального размера зерна металла.

$$\varepsilon_p = a_1 d_0^{n_1} \dot{\varepsilon}^{m_1} \exp\left(\frac{Q_1}{RT}\right) + c_1; \quad \varepsilon_c = a_2 \varepsilon_p.$$

Для описания зависимости между объемом рекристаллизованной фракции металла и временем рекристаллизации используют уравнение Avrami:

$$X_{srx} = 1 - \exp \left[-\beta_s \left(\frac{t}{t_{0.5}} \right)^{K_s} \right]; t_{0.5} = a_3 d^{h_3} \varepsilon^{n_3} \dot{\varepsilon}^{m_3} \exp \left(\frac{Q_3}{RT} \right).$$

где $t_{0.5}$ обозначает время, за которое протекает 50% рекристаллизации. Размер зерна после рекристаллизации является функцией начального размера зерна, деформации, скорости деформации и температуры.

$$d_{srx} = a_6 d_0^{h_6} \varepsilon^{n_6} \dot{\varepsilon}^{m_6} \exp \left(\frac{Q_6}{RT} \right) + c_6.$$

Метадинамическая рекристаллизация протекает в том случае если полученная металлом деформация больше критической ε_c . Метадинамическая рекристаллизация моделируется также как и статическая, но с некоторым отличием в константах материала.

$$X_{mrx} = 1 - \exp \left[-\beta_m \left(\frac{t}{t_{0.5}} \right)^{K_m} \right]; t_{0.5} = a_4 d^{h_4} \varepsilon^{n_4} \dot{\varepsilon}^{m_4} \exp \left(\frac{Q_4}{RT} \right);$$

$$d_{mrx} = a_7 d_0^{h_7} \varepsilon^{n_7} \dot{\varepsilon}^{m_7} \exp \left(\frac{Q_7}{RT} \right) + c_7.$$

Динамическая рекристаллизация по своей сути комплексный процесс во время, которого происходит одновременная генерация и аннигиляция дислокаций рекристаллизацией. Динамическая рекристаллизация моделируется феноменологически как функция деформации при фиксированных температуре и скорости деформации. В данном случае также используется уравнение Avrami для описания зависимости объема рекристаллизованной фракции металла от интенсивности деформации.

$$X_{drx} = 1 - \exp \left[-\beta_d \left(\frac{\varepsilon - a_{10} \varepsilon_p}{\varepsilon_{0.5}} \right)^{K_d} \right]; \varepsilon_{0.5} = a_5 d_0^{n_5} \dot{\varepsilon}^{m_5} \exp \left(\frac{Q_5}{RT} \right) + c_5.$$

где $\varepsilon_{0.5}$ обозначает деформацию, при которой протекает 50% рекристаллизации. Размер зерна при динамической рекристаллизации определяется по следующей зависимости:

$$d_{drx} = a_8 d_0^{h_8} \varepsilon^{n_8} \dot{\varepsilon}^{m_8} \exp \left(\frac{Q_8}{RT} \right) + c_8.$$

Моделирование роста зерен выполняется в том объеме металла, который не имеет деформации, т.е. либо до горячей деформации либо после того как рекристаллизация завершилась. С этой целью используется классическая феноменологическая зависимость описывающая рост зерна:

$$d_{gg} = \left[d_0^m + a_9 t \exp \left(\frac{-Q_9}{RT} \right) \right]^{1/m}.$$

В работе [5] приведена модель изменения размера зерна в процессе горячей пластической деформации стали Mn18Cr18N. Модель учитывает

динамическую, статическую и метадинамическую рекристаллизацию, а также рост зерен во время выдержки.

Соотношения, описывающие динамическую рекристаллизацию следующие. Параметр Zener-Holloman:

$$Z = \dot{\varepsilon} \cdot \exp\left(\frac{Q}{R \cdot T}\right),$$

где Q – энергия активации (478,6 кДж/моль); R – газовая постоянная (8,314 Дж/моль*К); T – температура деформации, К; $\dot{\varepsilon}$ – скорость деформации, с⁻¹.

Критическая степень деформации, при достижении которой начинается динамическая рекристаллизация:

$$\varepsilon_c = 3.7 \cdot 10^{-5} \cdot d^{0.071} \cdot Z^{0.2},$$

где d – исходный размер зерна (350 мкм).

Степень деформации, при которой рекристаллизуется 50% деформируемого металла:

$$\varepsilon_{0.5} = 2 \cdot 10^{-4} \cdot d^{0.117} \cdot \dot{\varepsilon}^{0.103} \cdot \exp\left(\frac{89748}{R \cdot T}\right).$$

Размер зерна после завершения динамической рекристаллизации:

$$d_{drx} = 1.159 \cdot 10^6 \cdot Z^{-0.277}.$$

Объем динамически рекристаллизовавшегося металла:

$$X_{drx} = 1 - \exp\left(-0.693 \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_c}{\varepsilon_{0.5}}\right)^{1.6}\right),$$

где ε – интенсивность деформации.

Соотношения, описывающие статическую рекристаллизацию следующие.

Время протекания половины статической рекристаллизации:

$$t_{0.5} = 8.47 \cdot 10^{-16} \cdot d^{1.99} \cdot \varepsilon^{-3.323} \cdot \exp\left(\frac{249300}{R \cdot T}\right).$$

Часть металла прошедшая статическую рекристаллизацию (в долях от 1):

$$X_{srx} = 1 - \exp\left(-0.693 \cdot \left(\frac{t}{t_{0.5}}\right)^{1.702}\right).$$

Размер зерна после завершения статической рекристаллизации:

$$d_{srx} = 2.98 \cdot 10^5 \cdot d^{0.79} \cdot \varepsilon^{-1.74} \cdot \exp\left(-\frac{158500}{R \cdot T}\right).$$

Когда рекристаллизация завершается, т.е. объем рекристаллизовавшейся части металла составляет 0,95 и выше, начинается рост зерен, за счет уменьшения площади их границ в единице объема. Функция для определения роста зерна следующая:

$$d_t^{5.9} - d_0^{5.9} = 2.2 \cdot 10^{26} \cdot t \cdot \exp\left(-\frac{486809}{R \cdot T}\right).$$

В работе проведено моделирование процесса осадки заготовки плоскими плитами методом конечных элементов. Исходная заготовка диаметром 1000 мм, высотой 1500 мм, материал заготовки сталь Mn18Cr18N, начальная

температура 1100 °С. Температура инструмента 200 °С, коэффициент трения по закону Зибеля 0,35, скорость перемещения инструмента 20 мм/с. Осадку заготовки проводили на 60%.

В результате моделирования получены поля распределения интенсивности логарифмических деформаций и скорости деформации по поперечному сечению заготовки (рис. 1).

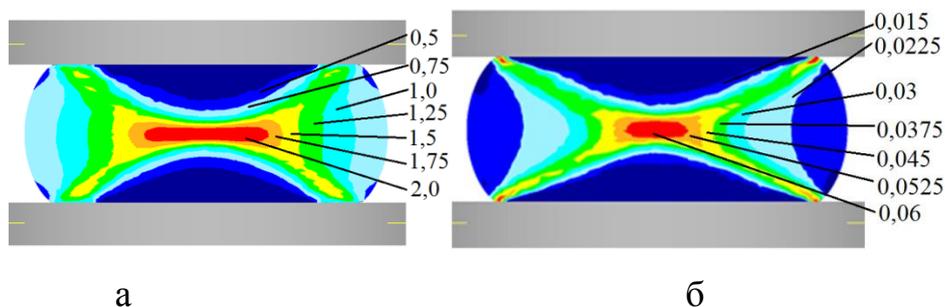


Рис. 1 – Результаты моделирования процесса осадки: а – поля распределения интенсивности логарифмических деформаций (ε_i) и б – скорости деформации ($\dot{\varepsilon}_i$) в поперечном сечении заготовки

Для точек указанных на рисунке 2 проведен расчет изменения микроструктуры металла. Для расчета рассматривалась четверть заготовки.

В табл. 1 приведены результаты расчета. Расчеты проводились по формулам приведенным выше. Анализ результатов расчета позволяет сделать вывод о том, что в поковке полученной осадкой в области зоны затрудненных деформаций зерно металла будет крупнее, нежели в центральной части поковки. Размер зерна отличается в 2,5-3 раза, что говорит об анизотропии механических свойств металла.

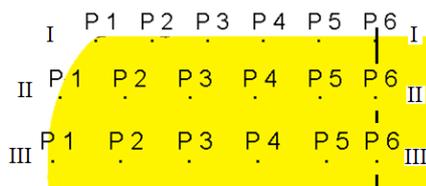


Рис. 2 – Схема расположения отслеживаемых точек в поперечном сечении заготовки

Таблица. Результаты расчета размеров зерна в отслеживаемых точках заготовки

No	I-I				II-II				III-III			
	ε_i	$\dot{\varepsilon}_i, c^{-1}$	$T, ^\circ C$	m, МКМ	ε_i	$\dot{\varepsilon}_i, c^{-1}$	$T, ^\circ C$	m, МКМ	ε_i	$\dot{\varepsilon}_i, c^{-1}$	$T, ^\circ C$	m, МКМ
P1	0,61	0,037	1100	101	0,52	0,0076	1100	107	0,57	0,009	1100	103
P2	0,94	0,0002	1000	308	0,77	0,013	1100	101	0,8	0,012	1100	128
P3	0,04	0,0002	1000	260	1,17	0,03	1100	108	1,09	0,017	1100	117
P4	0,006	0,0002	1000	266	0,74	0,025	1100	111	1,6	0,027	1100	103
P5	0,0014	0,0001	1000	269	0,35	0,009	1100	154	2,15	0,048	1100	101
P6	0,0001	0,0001	1000	317	0,23	0,0001	1100	370	2,4	0,059	1100	101

Выводы. Предложена методика расчета микроструктуры металла в процессе горячего пластического деформирования. Проведен расчет микроструктуры поковки из стали Mn18Cr18N полученной осадкой. Установлено, что разность размеров зерна в поковке достигает до 3 раз.

Список литературы: 1. *Dobrzański L.A.* Influence of hot-working conditions on a structure of high-manganese austenitic steels / *L.A. Dobrzański, A. Grajcar, W. Borek* // Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering. – VOLUME 29. ISSUE 2. August 2008, pp. 139–142. 2. *Mirzadeha H.* EBSD study of a hot deformed austenitic stainless steel / *H. Mirzadeha, J.M. Cabreraa, A. Najafizadehb, P.R. Calvillo* // Materials Science and Engineering A 538 (2012) pp. 236–245. 3. *Xuyue Yang* Isochronal Annealing Behavior of Magnesium Alloy AZ31 after Hot Deformation / *Xuyue Yang, Hiromi Miura, Taku Sakai* // Materials Transactions, Vol. 46, No. 12 (2005) pp. 2981 to 2987. 4. *Барыкин Н.П.* Влияние технологических параметров радиально-сдвиговой прокатки на структуру стали 45 / *Н.П. Барыкин, Н.В. Лопатин* // Кузнечно-штамповочное производство, 2007, №4 – С. 17–20. 5. *Wen-wu HE* Simulation and Analysis on Microstructure Evolution of Large Generator Retaining Ring during Multi-fire Forging / *Wen-wu HE, Jian-sheng LIU, Hui-qin CHEN, Hui-guang Guo* // Advanced Materials Research Vols. 97-101 (2010) pp 176–181

Bibliography (transliterated): *Dobrzański L.A.* Influence of hot-working conditions on a structure of high-manganese austenitic steels *L.A. Dobrzański, A. Grajcar, W. Borek* Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering. – VOLUME 29. ISSUE 2. August 2008, p. 139–142. 2. *Mirzadeha H.* EBSD study of a hot deformed austenitic stainless steel *H. Mirzadeha, J.M. Cabreraa, A. Najafizadehb, P.R. Calvillo* Materials Science and Engineering A 538 (2012) p. 236–245. 3. *Xuyue Yang* Isochronal Annealing Behavior of Magnesium Alloy AZ31 after Hot Deformation *Xuyue Yang, Hiromi Miura, Taku Sakai* Materials Transactions, Vol. 46, No. 12 (2005) pp. 2981 to 2987. 4. *Bary'kin N.P.* Vliyanie texnologicheskix parametrov radial'no-sdvigovoj prokatki na strukturu stali 45 *N.P. Bary'kin, N.V. Lopatin* Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo, 2007, No4 – P. 17–20. 5. *Wen-wu HE* Simulation and Analysis on Microstructure Evolution of Large Generator Retaining Ring during Multi-fire Forging *Wen-wu HE, Jian-sheng LIU, Hui-qin CHEN, Hui-guang Guo* Advanced Materials Research Vols. 97-101 (2010) p. 176–181.

Поступила (received) 28.10.2014

УДК. 621.771.63

А. С. ЗАБАРА, аспирант НТУ «ХПІ»

МЕТОДИКА ТРЕХМЕРНОГО МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ ЗАМКНУТОГО СЕЧЕНИЯ

В статье разработана методика трехмерного математического моделирования гнутых профилей замкнутого сечения методом осадки трубной заготовки, обеспечивающая получение качественных профилей. Модель методом конечных элементов позволяет рассчитать геометрию формоизменения трубной заготовки по всем проходам, определить параметры напряженно-деформированного состояния трубы в любой точке и в любой момент времени.

Ключевые слова: гнутый профиль замкнутого сечения, калибровка, конечно-элементная модель, осадка трубы.

Введение. Современный уровень развития строительства в Украине требует применения новых высокоэкономичных профилей. Одним из видов таких профилей являются гнутые профили замкнутого сечения.

В литературе отсутствуют данные, позволяющие разработать технологию производства гнутых профилей замкнутого сечения, поэтому для расширения сортамента производимых в Украине профилей, необходимо выполнить анализ процесса формообразования, который обеспечит создание технических основ для организации их производства [1].

Ansys Ls-dyna позволяет моделировать процесс формообразования гнутых профилей замкнутого сечения, при этом отсутствуют ограничения по форме и размерам заготовки в отличие от теоритических расчетов.

Моделирование процессов ОМД в программе Ansys Ls-dyna позволяет определить все необходимые параметры напряженно-деформированном состоянии металла в любой точке и в любой момент времени [2].

Реализация указанной методики значима и актуальна, поскольку позволит повысить как объемы производства, так и потребления в стране и, тем самым, конкурентоспособность отечественной экономики.

Анализ последних исследований и литературы. Анализ научно-технической литературы показал, что при изготовлении гнутых профилей замкнутого сечения мало данных о напряженно-деформированном состоянии металла при осадке трубной заготовки в универсальных четырехвалковых калибрах. Установлено, что определение напряженно-деформированного состояния сводится к трехмерному математическому описанию процесса [3].

В работах выполненных ранее [3-4], при математическом моделировании процесса формообразования гнутых профилей замкнутого сечения с помощью программного продукта DEFORM, каждый проход рассчитывался отдельно. Использование программного продукта Ansys Ls-dyna, позволяет моделировать непрерывный процесс формообразования в трех калибрах, определять более точную геометрии по перечному сечению готового профиля, а также позволяет провести более точный анализ достоверности полученных результатов.

Для выявления уровня достигаемых деформаций и возможной потери устойчивости полок гнутых профилей замкнутого сечения, необходимо провести анализ напряженно-деформированного состояния с использованием программного продукта Ansys Ls-dyna [2]. При осадке исходной трубной заготовки построение математической модели сводится к описанию начальных и граничных условий, а также выбору системы уравнений, описывающих напряженно-деформированное состояние металла.

Цель исследований, постановка проблемы. Цель настоящей работы является разработка методики трехмерного математического моделирования гнутых профилей замкнутого сечения методом осадки трубной заготовки.

В соответствии с поставленной целью в работе решены следующие основные **задачи**:

- выполнено построение расчетной модели трубной заготовки и калибров валков;
- выполнено построение конечно-элементной (КЭ) модели процесса;
- определены контактные параметры процесса, введены ограничения и нагрузки, действующие на модель;
- проведен анализ результатов исследований.

Построение расчетной модели трубной заготовки и калибров валков. Для лучшей наглядности и достоверности получаемых результатов, а также для получения более точной геометрии по перечному сечению готового профиля, моделировали непрерывный процесс формообразования ГПЗС одновременно во всех универсальных четырехвалковых клетях стана.

Исходя из принятых размеров и упрощений физической модели создается геометрическая модель, состоящая из набора объемов связанных между собой.

Моделирование начиналось с построения исходной трубной заготовки и прокатных роликов.

Построение исходной трубной заготовки выполнялось путем вытягивания окружности заданного радиуса и заданным центром.

Для построения геометрии твердотельной модели калибров, разрабатывался макрос, содержащий команды программного пакета Ansys Ls-dyna (операции вытягивания, вращения и копирования), что позволило выполнить параметрическое моделирование калибров валков путем объединения макросов в единую программу.

Сечение калибра строили таким образом, чтобы поверхность была ограничена четырьмя линиями. Это делалось для дальнейшего построения упорядоченной КЭ сетки с целью получения более точных результатов.

Построение калибров выполнялось путем пересечения поверхностей кругов заданного радиуса с заданным центром. Полученные поверхности калибров вращались вокруг соответствующей оси, тем самым превращаясь в объемы.

Конечно-элементная (КЭ) модель процесса. Необходимые типы элемента выбираем из библиотеки типов элемента в Ansys Ls-dyna. Анализ научно-технической литературы показал, что при решении трехмерных задач ОМД в большинстве используются типы элемента Solid 164 и Shell 163 [2].

Для моделирования процесса формообразования ГПЗС выбираем тип элемента Shell 163. Такой тип элемента позволяет уменьшить время расчета и устойчив к воздействию больших деформаций. Тип элемента Shell 163 представляет собой 3-х или 4-х узловой трехмерный оболочечный элемент с возможностями определения мембранных свойств.

Для трубной заготовки модель материала – билинейный изотропный. Билинейная изотропная модель материала используется для описания упругопластических деформаций. Кривая модели состоит из двух элементов – упругой составляющей и пластической составляющей.

Для роликов модель материала – твердый материал. Используется для определения твердого (недеформированного) материала.

Создание КЭ сетки возможно в виде тетраэдров или параллелепипедов. Учитывая, что тип элемента Shell 163, тело исходной трубной заготовки и тела роликов представляют собой оболочку, то есть толщина значительно меньше других размеров (длина, диаметр), применяем параллелепипеды.

Для исходной трубной заготовки разбиение создавали таким образом, чтобы по толщине умещалось 2 КЭ.

Разбиение поверхностей на КЭ представлено рис. 1.

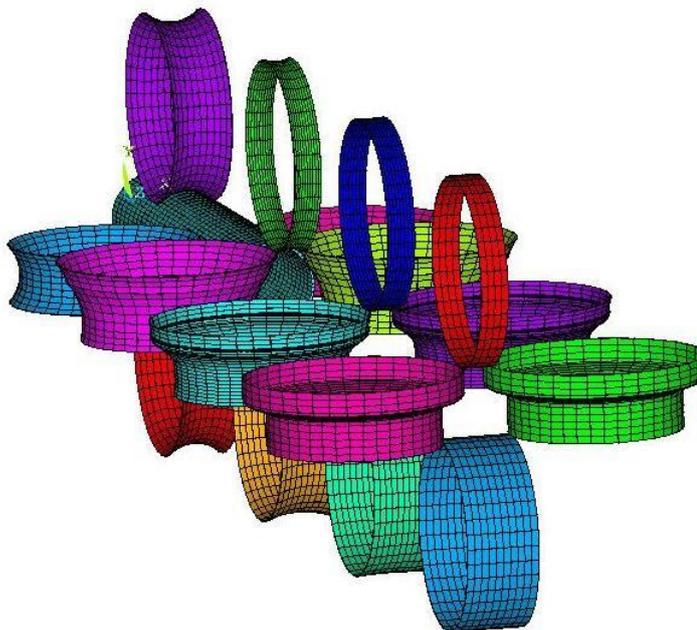


Рис. 1 – Разбиение поверхностей валков и заготовки на КЭ перед началом расчета процесса формообразование гнутого профиля замкнутого сечения

После создания КЭ сетки определяем части. Каждой части соответствует определенный геометрический объект, материал и тип конечного элемента.

Определение контактных параметров процесса, введение ограничений и нагрузок, действующих на модель. Формующие ролики

ограничены от всех перемещений, разрешено только вращение в направлении плоскости процесса формообразования. На исходную плоскую заготовку ограничения не прикладываются. На ролики задавались угловые скорости, соответствующие направлению проката. Движение трубной заготовки через калибры происходит под воздействием сил трения, возникающих в процессе подгибки элементов полок, что полностью соответствует реальному процессу.

Для исключения взаимного проникновения трубной заготовки и формирующих роликов определяем условия контакта.

Условия контактного взаимодействия на базе элемента Shell 163 приняты следующим образом: трубная заготовка – формирующие ролики – Forming surface-to-surface contact (ASTS). Контакт surface-to-surface применяется для произвольно расположенных тел, которые могут иметь большие области контакта и эффективны для тел, которые подвержены большому относительному скольжению друг относительно друга.

Трение между трубной заготовкой и роликами задавали 0,12, что соответствует холодной прокатке стали с эмульсией 0,09-0,13 [5].

Вращение роликов задавали следующим образом. Угловые скорости вращения роликов рассчитывали исходя из условия, что линейная скорость движения профилируемой трубы равна 0,5 м/с:

$$W = v/r$$

где W – угловая скорость вращения роликов рад/с;

v – линейная скорость движения профилируемой трубы, м/мин;

r – радиус ролика по дну калибра, мм.

Принимаем радиус ролика по дну калибра равным 0,11 м. Тогда угловая скорость вращения роликов равна:

$$W = 0,5/0,11 = 4,54 \text{ рад/с.}$$

Результаты исследований. Анализ результатов расчета по разработанной математической модели показал фактическую форму очага деформации, конечное формоизменение гнутых профилей замкнутого сечения на переднем конце, и в установившемся процессе – энергосиловые параметры. На рис. 2–3 показаны поля напряжений и деформаций возникающих при профилировании гнутых профилей замкнутого сечения в 1–3 проходах.

Проанализируем напряженно-деформированное состояние исходной трубной заготовки между переходами. В процессе профилирования происходит формоизменение поперечных сечений заготовки, при этом в универсальных четырехвалковых клетях стана осуществляется выпрямление круглых участков полок профиля.

Полки готового профиля профилируются из круглого состояния заготовки до плоского, то есть кривизна полок профиля уменьшается до нуля, а места изгиба профилируются до радиуса готового профиля. При этом неравномерность деформаций на полках профильной заготовки сводится к минимуму путем равномерного распределения кривизны по наружной поверхности профиля в поперечном сечении заготовки.

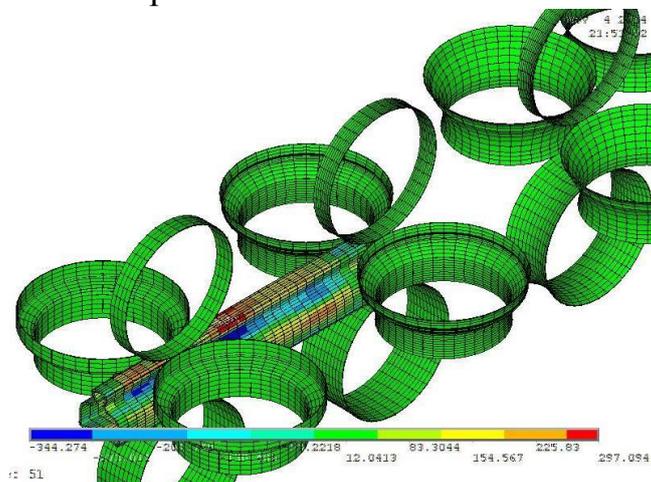


Рис. 2 – Поле продольных напряжений σ_z , при формообразовании гнутого профиля замкнутого сечения. Минимальные и максимальные значения σ_z , МПа: -344 и 297

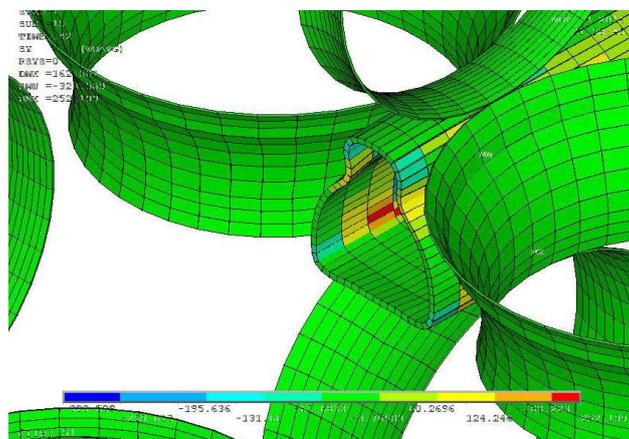


Рис. 3 – Поле напряжений в поперечном сечении σ_y , при формообразовании гнутого профиля замкнутого сечения во втором переходе. Минимальные и максимальные значения σ_y , МПа: -323 и 252

Исходная трубная заготовка подвергается деформации, как на полках, так и в местах изгиба в результате приложения внешних усилий, действующих со стороны валкового инструмента стана по наружной поверхности полок. При этом разгиб полок осуществляется путем контакта заготовки с профилегибочными валками в каждом проходе по наружным поверхностям полок профиля, а подгибаемые участки мест изгиба свободны от контакта.

Деформация трубной заготовки начинается до начала контакта с валками в каждом проходе и заканчивается за осевой плоскостью валков. Данный участок называется участок плавного перехода [5].

При входе трубы в калибр, кромка ее переднего конца соприкасается с вертикальными валками, в заготовке возникают незначительные по величине упругие напряжения. После встречи переднего конца стенки трубы с горизонтальными валками начинается осадка трубы, т.е. процесс формоизменения и образования части очага деформации, которая находится перед осевой плоскостью валков.

Форма поперечного сечения трубы изменяется, приближаясь к конфигурации, определяемой калибром валков данной универсальной четырехвалковой клетки. При этом разгиб полок профиля приводит к тому, что на их наружной поверхности металл в поперечном направлении сжимается, а внутренней поверхности растягивается.

Формообразование угловых зон происходит в условии внеконтактной деформации, то есть, радиус закругления не задан калибровкой. При этом в угловых зонах профиля на их наружной поверхности металл в поперечном направлении растягивается, а внутренней поверхности сжимается.

Таким образом, происходит процесс неравномерного напряженно-деформированного состояния по периметру заготовки, обеспечивающий заданную конфигурацию калибром.

Анализируя напряженно-деформированного состояния можно отметить, что явно выраженные скачки деформаций соответствуют прохождению трубы по проходам, при этом превышает предел перехода в пластическое состояние. Максимальные напряжения возникают на внутренней поверхности углов профиля.

Равномерное распределение кривизны мест изгиба в клетях стана позволило получить качественный готовый профиль за счет исключения дефекта прогибов полок с переформовкой мест изгиба.

Опробование изготовления профиля показало приемлемость разработанной методики трехмерного математического моделирования гнутых профилей замкнутого сечения методом осадки трубной заготовки. Анализ качества полученных профилей подтвердил рациональность принятой методики и режимов формовки.

Выводы. Разработана математическая модель упругопластического напряженно-деформированного состояния металла при профилировании ГПЗС в универсальных четырехвалковых калибрах. Определено напряженно-деформированное состояние металла при профилировании ГПЗС в универсальных четырехвалковых калибрах. Установлено, что при формообразовании ГПЗС происходит процесс неравномерного напряженно-

деформированного состояния по периметру заготовки, обеспечивающий заданную конфигурацию калибром. Установлено, что наиболее нагруженным участком ГПЗС, является угловая зона. Разработанная методика трехмерного математического моделирования гнутых профилей замкнутого сечения внедрена на ООО «Иприс-Профиль» и обеспечивает точное выполнение размеров профилей.

Список литературы: 1 Плеснецов Ю. А. Анализ современного состояния производства и применения профильных труб / Ю. А. Плеснецов, А. С. Забара // Збірник наукових праць [Полтавського національного технічного університету ім. Ю. Кондратюка]. Сер. : Галузеве машинобудування, будівництво . – 2013. – Вип. 2. 2 Илюшкин М.В. Моделирование процессов обработки металлов давлением в программе Ansys/Ls-dyna. Учебное пособие / М.В. Илюшкин – Ульяновск: УлГУ, 2013 – 112 с. 3 Данченко В.Н. Разработка технологической схемы производства прямоугольных труб высокой точности на основе математического моделирования / В.Н. Данченко, В.В. Бояркин, Х. Дыя // Производство проката. 2005. № 2. С. 17-20. 4. Забара А.С. Моделирование процесса формообразования специальных гнутых профилей замкнутого сечения / Забара А.С., Плеснецов Ю.А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012. – № 46 (952). – С. 40-44. 5. Осадчий В.Я. Технология и оборудование трубного производства / Осадчий В.Я., Вавилин А.С., Зимовец В.Г., Коликов А.П. – М.: «Интернет Инжиниринг» 2001 – 608 с.

Bibliography (transliterated): 1 Plesnetsov Yu. A. Analiz sovremennogo sostoyaniya proizvodstva i primeneniya profil'nyh trub Yu. A. Plesnetsov, A. S. Zabara Zbirnik naukovih prac' [Poltavs'kogo nacional'nogo tehnicnogo universitetu im. Yu. Kondratyuka]. Ser.: Galuzeve mashinobuduvannya, budivnictvo . – 2013. – Vip. 2. 2 Ilyushkin M.V. Modelirovanie processov obrabotki metallov davleniem v programme AnsysLs-dyna. Uchebnoe posobie M.V. Ilyushkin – Ul'yanovsk: UIGU, 2013 – 112 p. 3. Danchenko V.N. Razrabotka tehnologicheskoy shemy proizvodstva pryamougol'nyh trub vysokoj tochnosti na osnove matematicheskogo modelirovaniya V.N. Danchenko, V.V. Boyarkin, X. Dyya Proizvodstvo prokata. 2005. No 2. P. 17–20. 4. Zabara A.S. Modelirovanie processa formoobrazovaniya special'nyh gnutyh profilej zamknutogo secheniya Zabara A.S., Plesnetsov Yu.A. Visnik NTU «HPI». Seriya: Novi rishennya v suchasniy tehnologiyah. – Kharkiv: NTU «HPI». – 2012. – No 46 (952). – P. 40–44. 5. Osadchij V.Ya. Tehnologiya i oborudovanie trubnogo proizvodstva Osadchij V.Ya., Vavilin A.S., Zimovec V.G., Kolikov A.P. – Moscow: «Internet Inzhiring» 2001 – 608 p.

Надійшла (received) 09.11.2014

УДК 631.173: 631.312.021: 621.771.8

В. Г. ЗАГОРЯНСКИЙ, канд. техн. наук, доц.,
А. А. ШАПОВАЛ, канд. техн. наук, доц.,
Д. В. МОСЬПАН, канд. техн. наук, доц.,
КрНУ им. М. Остроградского, Кременчуг

К ВОПРОСУ О МИНИМИЗАЦИИ ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ ИЗНОСОСТОЙКОГО ПЛАКИРОВАННОГО ПРОКАТА

В статье уточнен известный расчетный метод (И.А. Рябцев с сотрудниками, ИЭС им. Е.О. Патона) определения деформации плакированного износостойкого проката при закалке. Рассмотрен случай композиции Ст3+У20Х6Т2Д (карбидная износостойкая сталь), применяемой в условиях абразивного изнашивания в сельскохозяйственном машиностроении. Уточнены результаты расчета прогиба биметаллических пластин. В модель расчета прогиба пластин, кроме температуры закалки, введены

дополнительные влияющие параметры. На основе этого метода разработана оптимизационная модель расчета и проведена ее программная реализация в программе Microsoft Excel.

Ключевые слова: износостойкий прокат, двухслойный лист, минимизация деформаций, термическая обработка, радиус кривизны, температура закалки, оптимизация.

Введение. Украина входит в первую десятку мировых экспортеров зерна (главным образом пшеницы и кукурузы), причем две трети экспорта в 2013 году приходилось на страны Азии и ЕС, и всего лишь немногим более 20% – на страны СНГ. Такая диверсификация структуры экспорта зерна, при условии ее сохранения, позволяет предположить, что экспорт зерна и связанной с ним продукции сельского хозяйства будет являться одной из основных статей валютных поступлений страны в ближайшей и долгосрочной перспективе. Из этого следует актуальная задача обеспечения сельского хозяйства высокопроизводительной, имеющей максимальный ресурс и экономичной техникой обработки почвы.

Рабочие органы плугов и других почвообрабатывающих орудий испытывают при работе интенсивное абразивное изнашивание и значительные статические и динамические нагрузки. Это обуславливает применение для их изготовления материалов с высокой износостойкостью и прочностью; при этом исходят из того, что при выборе материалов рабочих органов сельскохозяйственных машин из всего диапазона учитываемых основных факторов наиболее значимыми, как правило, являются прочность и износостойкость [1].

В качестве материала основы серийных рабочих органов почвообрабатывающих машин в настоящее время в Украине применяют стали 45, 65Г и Л53 (специальная лемешная сталь) [2]. После закалки ТВЧ или объемной термообработки эти стали имеют твердость 39...49 HRC, при относительно невысоких показателях прочности ($\sigma_b = 900...1100$ МПа), относительного удлинения ($\delta = 6,5...7,2$ %) и износостойкости [1, 2].

В работе [2], на основе многолетних исследований и анализа результатов хозяйственных (эксплуатационных) испытаний разных типов деталей рабочих органов также указывается, что только за первый год эксплуатации по причине излома (или деформации со следующим изломом) выходят из строя около 40% лемехов и 15% отвалов, 20% лап культиваторов и 30% разных типов дисковых рабочих органов.

Рабочие органы плуга и других почвообрабатывающих орудий по геометрической форме представляют собой плоские или криволинейные клинья [3]. Плоские клинья – лемеха, ножи, лапы культиваторов, зубья борон; криволинейные – сферические диски борон, луцильников, отвалы плугов, окучники. Форма клина характерна для сошников сеялок и сажалок.

Изнашивание рабочих органов сельскохозяйственных машин протекает в условиях динамического и статического внедрения в металл абразивных частиц, содержащихся в почве. На интенсивность абразивного изнашивания влияют состав почв, их влажность, скорость движения рабочего органа, размеры и форма абразивных частиц, содержащихся в почве, степень закреплённости этих частиц в массиве почвы [4].

Свойством самозатачивания лезвий рабочих органов при их эксплуатации обладают (и срок их службы больше, чем у обычных) биметаллические двухслойные рабочие органы, в которых прочность обеспечивает основной слой, а износостойкость – плакирующий слой, нанесённый на основной тем или иным способом [5]. Корпуса плугов с самозатачивающимися лемехами, изготовленными из двухслойной стали применяют для вспашки почв, не засорённых камнями [3]. Во время работы верхний, менее прочный слой (мягкая сталь) изнашивается быстрее, чем нижний износостойкий (легированная износостойкая сталь). Нижний слой обнажается, его кромка изнашивается сверху, поэтому острота лезвия сохраняется.

Эффект самозатачивания зависит от соотношения толщины и износостойкости основного и плакирующего слоев [6, 7]:

$$\omega = \frac{\varepsilon_2 h_2}{\varepsilon_1 h_1}, \quad (1)$$

где ε_2 , h_2 – относительная износостойкость и толщина основного слоя, ε_1 , h_1 – относительная износостойкость и толщина плакирующего слоя.

При обработке плужными лемехами большинства почв $\omega = 1,5$ [7]. Отмечается также, что при $\omega = 1,5$ обеспечивается наилучшее самозатачивание [5].

Имея в виду, что в соответствии с работами последних лет износостойкость материала нельзя оценивать только его твердостью, в связи со сложностью явления абразивного изнашивания [8], в первом приближении примем, что основным критерием абразивного или другого вида механического изнашивания стали можно считать ее твердость.

Анализ последних исследований и литературы. Выбор металла износостойкого плакирующего слоя в многослойном прокате определяется условиями эксплуатации сельскохозяйственного агрегата. Выбор марки стали основного и плакирующего слоев для самозатачивающихся биметаллов определяется соотношением их износостойкости, что вызывает необходимость использовать для плакировки высокоуглеродистые стали, содержащие 1,4...2% углерода, 5...6% хрома и добавки легирующих элементов [9]. Типичные сочетания композиций этой группы: Л53+Х6Ф1 (ГОСТ 15891-70* «Сталь

горячекатаная двухслойная фасонная полосовая для лемехов. Технические условия»), Ст3+Х6Ф1. Нашло применение также сочетание Ст3+сталь У20Х6Т2Д (ДИ-54) (содержание углерода – 2%, хрома – 6%, титана – 2%, меди – 0,6%).

Сталь У20Х6Т2Д относится к сталям карбидного класса; обладает высокой износостойкостью благодаря большому количеству комплексных карбидов, вкрапленных в вязкую и прочную матрицу [9].

Технология получения износостойкой лемешной ленты с местным плакированием сталью У20Х6Т2Д путем прокатки несимметричного пакета предложена в работах [10, 11], конструкция заготовки-пакета для прокатки фасонного профиля с местным плакированием (вставкой из стали У20Х6Т2Д) приведена в работе [11].

Как отмечается в работах [5, 7], данная технология опробована при производстве двухслойного профиля для лемехов плугов общего назначения (Л53+У20Х6Т2Д) и лемехов культиваторов-плоскорезов (сталь 45+У20Х6Т2Д). Биметаллические лемехи с рабочим слоем из стали У20Х6Т2Д, в которых биметалл получен прокаткой, успешно прошли полевые испытания; удельный расход лемехов со сталью У20Х6Т2Д соответствует удельным расходам лемехов из стали 65Г или 60С2, закаленных по лезвию и носку током высокой частоты [2].

Отмечается [5], что промышленное использование данной технологии сдерживается отсутствием проката из стали У20Х6Т2Д, а также необходимого профиля из стали 45 и связанной с этим необходимостью фрезерования паза, который существенно увеличивает трудоемкость способа и затраты материалов.

Высокая износостойкость стали У20Х6Т2Д в двухслойном прокате приобретает после закалки; при этом увеличение содержания остаточного аустенита в структуре и соответствующее искажение проектируемой формы изделия при повышении температуры закалки ограничивает диапазон температур закалки изделий из двухслойного проката значениями 950...1050 °С [7, 10, 12].

На основе положений теплофизики для износостойкого биметаллического проката предложены [12, 10] зависимости для определения радиуса кривизны биметаллической полосы при закалке и соответствующего ему прогиба биметаллической полосы. В выводах к работе [12] (а также в работе [10]) утверждается, что при закалке износостойкого плакированного проката область минимальных деформаций (изгиба) может быть определена расчетным методом по величинам коэффициентов температурного расширения

(зависящих от диапазона температур закалки) сталей слоев, составляющих биметалл. Расчет по методу, приведенному в исходных работах [12, 10] и последующих монографиях [13] показывает некоторую некорректность результатов. Кроме того, на наш взгляд, эту задачу можно также представить в виде оптимизационной модели.

Цель исследования, постановка проблемы. Цель работы – разработка оптимизационной модели, позволяющей минимизировать кривизну износостойкого биметаллического проката при его термической обработке, и программная реализация этой модели.

Материалы исследований. Термическая обработка биметаллического проката вызывает его прогиб. Деформация при нагреве и охлаждении биметаллического проката, который составляют металлы с разными температурными коэффициентами линейного расширения, подчиняется характеру деформации при нагреве и охлаждении термобиметаллов. Закономерность деформации термобиметаллов состоит в том [14], что при нагреве в активном слое (слой с большим температурным коэффициентом линейного расширения) действуют сжимающие напряжения, и он располагается с выпуклой стороны, а пассивный слой (слой с меньшим температурным коэффициентом линейного расширения) – с вогнутой стороны. При охлаждении термобиметаллическая полоса изгибается в противоположную сторону. То есть, при нагреве полоса изгибается концами внутрь в сторону слоя с меньшим температурным коэффициентом линейного расширения.

Если в термобиметаллах используется упругая деформация биметалла, то при термообработке биметаллических листов или полос уровень температурных напряжений может привести к пластической деформации биметаллических листов или полос.

Это необходимо учитывать при выборе режима термической обработки, так как изгиб биметаллических полос и листов при нагреве и охлаждении затрудняет проведение некоторых технологических операций (задачу в валки прокатного стана, транспортировку и др.), что вызывает необходимость правки металла и применения специальной оснастки [15].

Деформация (изгиб) листового биметаллического проката при нагреве и охлаждении при термообработке определяется из следующих положений. При нагревании при термической обработке детали из двухслойного проката относительные удлинения основного и плакирующего слоев на поверхности стыка должны быть одинаковы [12]

$$\alpha_n \Delta T - \frac{P}{E h_n b} - \frac{h_n}{2r} = \alpha_0 \Delta T + \frac{P}{E (h - h_n) b} + \frac{h - h_n}{2r}, \quad (2)$$

где α_0 и α_n – средние значения коэффициентов термического расширения металла основного и плакирующего слоев соответственно в диапазоне температур ΔT от температуры заковки $T_{\text{зак}}$ до комнатной T_n ; r – радиус кривизны биметаллической пластины по нейтральной оси; h – общая толщина биметаллической пластины; h_n – толщина плакирующего слоя (введем для дальнейших расчетов отношение $\gamma = h_n/h$); b – ширина биметаллической пластины; E – модуль упругости (принимая, что $E = E_n = E_0$, где E_n, E_0 – модули упругости металлов слоев); P – результирующее усилие, действующее в двухслойном пакете при нагревании:

$$P = \frac{2(E_n J_n + E_0 J_0)}{rh}, \quad (3)$$

где J_n, J_0 – моменты инерции плакирующего и основного слоев биметаллической пластины.

После подстановки значения P (зависимость (3)) в зависимость (2) и преобразований получается формула (предлагаемая в работах [10, 12, 13]), связывающая радиус кривизны пластины с областью температур заковки биметалла, обеспечивающих его минимальную деформацию:

$$\frac{1}{r} = \frac{6(\alpha_n - \alpha_0)\Delta T\gamma(1-\gamma)}{h} \quad (4)$$

Из формулы (4) следует [13, 15], что кривизну биметалла (и величину его прогиба), вызываемую термической обработкой, можно оценить по разности коэффициентов термического расширения плакирующего и основного слоев, соотношения толщин этих слоев и интервала ΔT температур нагрева под заковку $T_{\text{зак}}$ и нормальной T_n .

Преобразование формулы (4) дает выражение для радиуса кривизны биметаллической пластины

$$r = \frac{h}{6(\alpha_n - \alpha_0)\Delta T h_0 h_n} = \frac{h}{6(\alpha_n - \alpha_0)\Delta T\gamma(1-\gamma)}, \quad (5)$$

где h_0 – толщина основного слоя в биметаллической пластине.

Прогиб биметаллической пластины длиной l определяется с учетом зависимости (5) [12]

$$f = \frac{l^2}{8r} = \frac{0,75l^2(\alpha_n - \alpha_0)\Delta T\gamma(1-\gamma)}{h} \quad (6)$$

Отметим, что заменив дугу двумя хордами, получим выражение (6) в следующем виде (приводится в работе [16])

$$f = \frac{a^2 + 4f^2}{8r}, \quad (7)$$

где a – длина хорды.

Расчет по зависимостям (5) и (6) позволяет определить [13]:

- область температур нагрева и охлаждения при закалке, обеспечивающих минимальные деформации;
- необходимую величину предварительного деформирования биметалла, обеспечивающую получение прямого профиля – предварительный обратный выгиб, изгиб двухслойного элемента в сторону, противоположную изгибу при нагреве.

Таким образом, в соответствии с зависимостью (6), прогиб будет тем меньше, чем больше будет радиус кривизны биметаллического элемента, общая толщина биметаллической полосы, и чем меньше будет длина полосы и отношение γ .

В табл. 1 приведены коэффициенты температурного расширения для сталей 3 и У20Х6Т2Д, а также для стали У20Х6Т2Д значения твердости HRC, относительной износостойкости ε и содержания остаточного аустенита $A_{ост}$ в зависимости от температуры закалки (по графикам, приведенным в работах [10, 12]). Отметим, что закалка с более высоких температур нецелесообразна, так как перегревается сталь основного слоя [12].

Таблица 1. Значения параметров в зависимости от температуры закалки [10, 12]

Параметр	Температура, °С			
	900	950	1000	1050
α_o (Ст3), $\times 10^{-6}$, град $^{-1}$	-	15	15	13,3
$\alpha_{п}$ (У20Х6Т2Д), $\times 10^{-6}$, град $^{-1}$	-	13	16	15,6
$A_{ост}$, %	~0	10	35	60
HRC	63	62	59	49
ε	4,5	4,8	4,4	4,4

Отметим, что правка после термообработки биметаллических деталей, изогнутых плакирующим слоем внутрь, недопустима, так как при этом может разрушиться плакирующий слой.

Таким образом, по результатам работ [10, 12] можно сделать вывод, что проблема сводится к оптимизационной задаче со следующими составляющими:

- постоянные величины: $\alpha_{п}$, α_o , h , h_0 . Здесь следует уточнить, что коэффициенты термического расширения $\alpha_{п}$, α_o не являются постоянными величинами, а зависят от значений переменной задачи ΔT (принимаются их средние значения в диапазоне ΔT);
- переменная величина: ΔT ;

– система ограничений:

$$\begin{cases} \Delta T = T_{\text{зак}} - T_{\text{н}} \geq 0, \\ T_{\text{зак min}} - T_{\text{н}} = 950 \text{ } ^\circ\text{C} - 20 \text{ } ^\circ\text{C} \leq \Delta T \leq T_{\text{зак max}} - T_{\text{н}} = 1050 \text{ } ^\circ\text{C} - 20 \text{ } ^\circ\text{C}, \\ r \geq 0 \end{cases} \quad (8)$$

– целевая функция:

$$f = \frac{l^2}{8r} = \frac{0,75l^2 (\alpha_{\text{н}} - \alpha_0) \Delta T \gamma (1 - \gamma)}{h} \rightarrow 0 \quad (9)$$

Отметим, что расчет по формулам (5), (6) дает несколько иные значения, в том числе знаки, чем приведенные в работах [10,12]. Не приведены в работе [12] также и толщины биметаллического проката, но, судя по значениям прогиба, применялся прокат толщиной $h = 12$ мм. В таком случае, для приведенных в работах [10, 12] значениях отношения h_0/h_n 1:1, 2:1, 3:1 (что соответствует значениям $\gamma = 0,5$; 0,3333 и 0,25), толщины h_n плакирующего слоя будут соответственно 6, 4 и 3 мм.

Как показывают результаты расчетов, приведенные в табл. 2, при каждом соотношении γ минимальный прогиб соответствует температуре закалки 1000°C . Закалка с температуры нагрева 950°C неприемлема, так как знак минус при значении прогиба соответствует изгибу пластин плакирующим слоем внутрь, что делает невозможной дальнейшую правку проката.

Таблица 2. Результаты расчета радиусов кривизны и прогиба биметаллических полос

$T_{\text{зак}},$ $^\circ\text{C}$	$\Delta T,$ $^\circ\text{C}$	$\alpha_{\text{п}}, \times 10^{-6},$ град $^{-1}$	$\alpha_0, \times 10^{-6},$ град $^{-1}$	$\gamma = 0,5$		$\gamma = 0,33333$		$\gamma = 0,25$	
				$r,$ мм	$f,$ мм	$r,$ мм	$f,$ мм	$r,$ мм	$f,$ мм
950	930	13	15	-4301,1	-1,8	-4839,0	-1,6	-5734,8	-1,4
1000	980	16	15	8163,3	1,0	9184,1	0,9	10884,4	0,7
1050	1030	15,8	13,3	3106,8	2,5	3495,3	2,2	4142,4	1,9

Варьирование температур закалки для каждого значения γ с целью нахождения близкого к нулю прогиба f не дает рационального результата.

Примем рациональную длину l полосы, например, 500 мм (в работе [12] прогиб рассчитывался и измерялся на длине 250 мм), по аналогии с требованиями ГОСТ 15891-70* «Сталь горячекатаная двухслойная фасонная полосовая для лемехов. Технические условия», в соответствии с которым длина полосы должна быть кратна 560 мм.

В этом случае варьируемым параметром становится толщина биметалла h , величина которой по расчету приведена в табл. 3.

Таблица 3. Расчетные значения толщины полосы при длине $l = 500$ мм при фиксированных значениях прогиба f

Температура закалки, °С	Прогиб f , мм	$\gamma = 0,5$	$\gamma = 0,3333$	$\gamma = 0,25$
1000	1	45	40	34
1050	1	120	107	90
	2	60	54	45
	3	40	36	30

На рис. приведена экранная копия рабочего листа Microsoft Excel с результатами моделирования задачи для случая прогиба $f = 2$ мм на длине $l = 500$ мм, $\Delta T = 980$ °С, $\gamma = 0,5$.

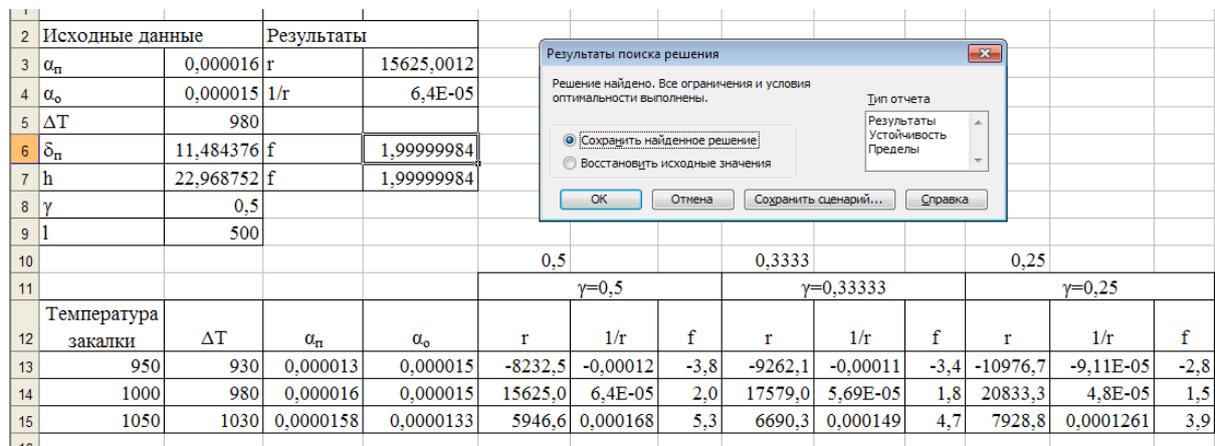


Рис. – Результаты моделирования задачи в программе Microsoft Excel

Выводы. Оптимизация параметров закалки полос износостойкого плакированного проката (Ст3+У20Х6Т2Д) для минимизации их прогиба является непростой задачей, так как следует принять рациональные длину полосы и ее толщину, являющиеся обратными параметрами, достаточно узкий диапазон температур закалки для получения минимального прогиба полосы. Оптимальной является закалка с температуры 1000°С. Моделирование и оптимизация данной задачи успешно решается в программа Microsoft Excel с использованием надстройки Поиск решения.

Список литературы: 1. Машиностроение. Энциклопедия. – Т. IV-16. Сельскохозяйственные машины и оборудование / И.П. Ксенович, Г.П. Варламов, Н.Н. Колчин и др.; Под ред. И.П. Ксеновича. – М.: Машиностроение, 2002. – 72 с. 2. Денисенко М. І. Підвищення експлуатаційної надійності деталей робочих органів ґрунтообробних машин / М. І. Денисенко, В. Д. Войтюк // Науковий вісник Національного університету біоресурсів і природокористування України. – 2011. – № 166. – С. 274–283. 3. Халанский В. М. Сельскохозяйственные машины / В. М. Халанский, И. В. Горбачев. – М.: КолосС, 2004. – 624 с. 4. Виноградов В. Н. Износостойкость сталей и сплавов: Учебное пособие для вузов / В. Н. Виноградов, Г. М. Сорокин. – М.: Нефть и газ, 1994. – 417 с. 5. Шаблій О. Основні напрямки індукційного наплавлення робочих органів сільськогосподарських машин / О. Шаблій, Ч. Пулька, О. Король // Вісник ТДТУ. – 2008. – Т. 13. – №4. – С. 100–109. 6. Рабинович А. Ш. Самозатачивающиеся плужные лемехи и другие почворезущие детали машин /

А. Ш. Рабинович. – М.: ГОСНИТИ, 1962. – 165 с. 7. Рябцев И. А. Применение износостойкого плакированного проката при изготовлении рабочих органов почвообрабатывающих машин / И. А. Рябцев // Теоретические и технологические основы наплавки. Наплавка в машиностроении и ремонте. – К.: ИЭС им Е. О. Патона, 1981. – С. 54–59. 8. Сорокин Г. М. Трибология сталей и сплавов. Учебн. для вузов / Г. М. Сорокин. – М.: ОАО «Издательство «Недра», 2000. – 317 с. 9. Голованенко С. А. Сварка прокаткой биметаллов / С. А. Голованенко. – М.: Metallurgiya, 1977. – 160 с. 10. Рябцев И. А. Износостойкий плакированный прокат / И. А. Рябцев. – К.: Знание, 1982. – 24 с. 11. Рябцев И. А. Технология производства плакированных лемехов культиваторов-плоскорезов / И. А. Рябцев, Х. Х. Розенфельд, А. И. Чин // Конструирование и технология производства сельскохозяйственных машин. – 1984. – Вып. 14. – С. 24–28. 12. Рябцев И. А. Расчет деформации плакированного износостойкого проката при термической обработке / И. А. Рябцев, А. И. Кренделева, В. Г. Васильев, Т. А. Корниенко // Metallovedenie i termicheskaya obrabotka metallov. – 1983. – No 3. – С. 13–15. 13. Трыков Ю. П. Деформация слоистых композитов: Монография / Ю. П. Трыков, В. Г. Шморгун, Л. М. Гуревич. – Волгоград: ВолГТУ, 2001. – 242 с. 14. Прецизионные сплавы. Справочник / Под ред. Б. В. Молотилова. – М.: Metallurgiya, 1974. – 448 с. 15. Кобелев А. Г. Технология слоистых металлов: Учебн. пособие / А. Г. Кобелев, И. Н. Потапов, Е. В. Кузнецов. – М.: Metallurgiya, 1991. – 248 с. 16. Синицын В. Г. Исследование изгиба биметаллических полос при прокатке / В. Г. Синицын, Н. П. Громов // Прецизионные сплавы. Труды ЦНИИЧМ. – Вып. 23. – М.: Metallurgizdat, 1959. – С. 134–149.

Bibliography (transliterated): 1. Mashinostroenie. `Enciklopediya. – T. IV–16. Sel'skohozyajstvennyye mashiny i oborudovanie / I.P. Ksenevich, G.P. Varlamov, N.N. Kolchin i dr.; Pod red. I.P. Ksenevicha. – Moscow: Mashinostroenie, 2002. – 72 p. 2. Denisenko M. I. Pidvischennya ekspluatacijnoi nadijnosti detalej robochih organiv gruntoobrobnih mashin / M. I. Denisenko, V. D. Vojtyuk // Naukovij visnik Nacional'nogo universitetu bioresursiv i prirodozoristuvannya Ukraïni. – 2011. – No 166. – P. 274–283. 3. Halanskij V. M. Sel'skohozyajstvennyye mashiny / V. M. Halanskij, I. V. Gorbachev. – Moscow: KolosS, 2004. – 624 p. 4. Vinogradov V. N. Iznosostojkost' stalej i splavov: Uchebnoe posobie dlya vuzov / V. N. Vinogradov, G. M. Sorokin. – Moscow: Neft' i gaz, 1994. – 417 p. 5. Shabl'ij O. Osnovni napryamki indukcijnogo naplavlennya robochih organiv sil'skogospodars'kih mashin / O. Shabl'ij, Ch. Pul'ka, O. Korol' // Visnik TDTU. – 2008. – T. 13. – No4. – P. 100-109. 6. Rabinovich A. Sh. Samozatachivayuschiesya pluzhnye lemehi i drugie pochvorezhushchie detali mashin / A. Sh. Rabinovich. – Moscow: GOSNITI, 1962. – 165 p. 7. Ryabcev I. A. Primenenie iznosostojkogo plakirovannogo prokata pri izgotovlenii robochih organov pochvoobrabatyvayuschih mashin / I. A. Ryabcev // Teoreticheskie i tehnologicheskie osnovy naplavki. Naplavka v mashinostroenii i remonte. – Kiev: I'ES im E. O. Patona, 1981. – P. 54–59. 8. Sorokin G. M. Tribologiya stalej i splavov. Uchebn. dlya vuzov / G. M. Sorokin. – Moscow: ОАО «Izdatel'stvo «Nedra», 2000. – 317 p. 9. Golovanenko P. A. Svarka prokatkoj bimetallov / S. A. Golovanenko. – Moscow: Metallurgiya, 1977. – 160 P. 10. Ryabcev I. A. Iznosostojkij plakirovannyj prokat / I. A. Ryabcev. – Kiev: Znanie, 1982. – 24 P. 11. Ryabcev I. A. Tehnologiya proizvodstva plakirovannyh lemehov kul'tivatorov-ploskorezov / I. A. Ryabcev, X. X. Rozenfel'd, A. I. Chin // Konstruirovanie i tehnologiya proizvodstva sel'skohozyajstvennyh mashin. – 1984. – Vyp. 14. – P. 24–28. 12. Ryabcev I. A. Raschet deformacii plakirovannogo iznosostojkogo prokata pri termicheskoj obrabotke / I. A. Ryabcev, A. I. Krendeleva, V. G. Vasil'ev, T. A. Kornienko // Metallovedenie i termicheskaya obrabotka metallov. – 1983. – No 3. – P. 13-15. 13. Trykov Yu. P. Deformaciya sloistyh kompozitov: Monografiya / Yu. P. Trykov, V. G. Shmorgun, L. M. Gurevich. – Volgograd: VolGTU, 2001. – 242 p. 14. Precizionnye splavy. Spravochnik / Pod red. B. V. Molotilova. – M.: Metallurgiya, 1974. – 448 p. 15. Kobelev A. G. Tehnologiya sloistyh metallov: Uchebn. posobie / A. G. Kobelev, I. N. Potapov, E. V. Kuznecov. – Moscow: Metallurgiya, 1991. – 248 p. 16. Sinicyn V. G. Issledovanie izgiba bimetallicheskih polos pri prokatke / V. G. Sinicyn, N. P. Gromov // Precizionnye splavy. Trudy CNIICHM. – Vyp. 23. – Moscow: Metallurgizdat, 1959. – P. 134-149.

Поступила (received) 25.09.2014

УДК 621.777.4

О. Ю. ЗАЛЬВОВСКИЙ, студент, НТУ «ХПИ»;

В. И. КУЗЬМЕНКО, канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПИ»

АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ШТАМПОВКИ СТУПЕНЧАТЫХ, КОЛЕНЧАТЫХ И ЭКСЦЕНТРИКОВЫХ ВАЛОВ ВЫСАДКОЙ СО СДВИГОМ

Работа посвящена анализу процессов штамповки: ступенчатых валов с учетом потери устойчивости высаживаемой заготовки, заготовок коленчатых валов штамповкой в открытых штампах, а также путем использования прогрессивных методов обработки металлов давлением. Разработана методика экспериментального анализа и конструкция штампа для исследования процесса. Намечены пути получения заготовки эксцентрикового вала тормозной системы автотракторной техники с использованием операций высадки со сдвигом (изгибом).

Ключевые слова: ступенчатый вал, коленчатый вал, эксцентриковый вал, горячая объемная штамповка, холодная объемная штамповка, качество штамповок, метод конечных элементов, макроструктура.

Введение. Работа посвящена анализу процессов изготовления ступенчатых и эксцентриковых валов из стали и сплавов цветных металлов, широко

Анализ литературы. Детали типа ступенчатый вал (рис.1 а), коленчатый вал и кривошипный вал с эксцентриком (рис.1 б, в) широко представлены в промышленности. Они используются во многих силовых устройствах, в том числе двигателях внутреннего сгорания, дизелях, различных транспортёрах, в тормозных системах и других узлах и агрегатах. Их изготавливают на машиностроительных предприятиях точением из заготовок, полученных разными методами: прокаткой, горячей объемной штамповкой с облоем и без него, холодной объемной штамповкой, а так же литьём [1, 2].



Рис. 1 – Детали типа: а – ступенчатый и б, в – эксцентриковый валы

Очень малые коленчатые валы (например, для компрессоров домашних холодильников) изготавливают непосредственно из прутка, т. е. резанием (рис. 2,

а) без предварительной обработки давлением или с высадкой утолщения (рис. 2, б). Точение из прутка нерационально (рис. 2, а), т.к. приводит к необоснованно высокому расходу металла, значительному увеличению трудоёмкости механической обработки и снижению качества валов из-за перерезания волокон металла. К примеру, эксцентриковый вал – деталь работающая в условиях значительного контактного трения, высоких силовых нагрузок имея цельную волокнистую структуру без надрезов (рис. 2, в), позволит значительно увеличить срок ее эксплуатации.

Весьма перспективно изготовление коленчатых валов литьём из модифицированного чугуна марки ВЧ 50-1,5, так называемого высокопрочного чугуна [2].

Горячая штамповка чаще всего используется для получения заготовок крупных деталей и, прежде всего коленчатых валов, которые являются тяжело нагруженными и во время работы испытывают переменные динамические нагрузки, поэтому они должны быть достаточно жесткими, чтобы под действием рабочих нагрузок обеспечивать необходимую точность движения перемещающихся частей, обладать высоким сопротивлением усталости. Трущиеся поверхности коленчатого вала должны иметь высокую износостойкость. Коленчатые валы отличает ряд конструктивных особенностей, обуславливающих специфику их обработки:

- цилиндрические поверхности не имеют общей оси: коренные шейки расположены на одной оси, а шатунные – на других осях;
- наличие сравнительно больших плоских поверхностей, не являющихся поверхностями вращения;
- наличие различного числа колен, расположенных под определенными углами.

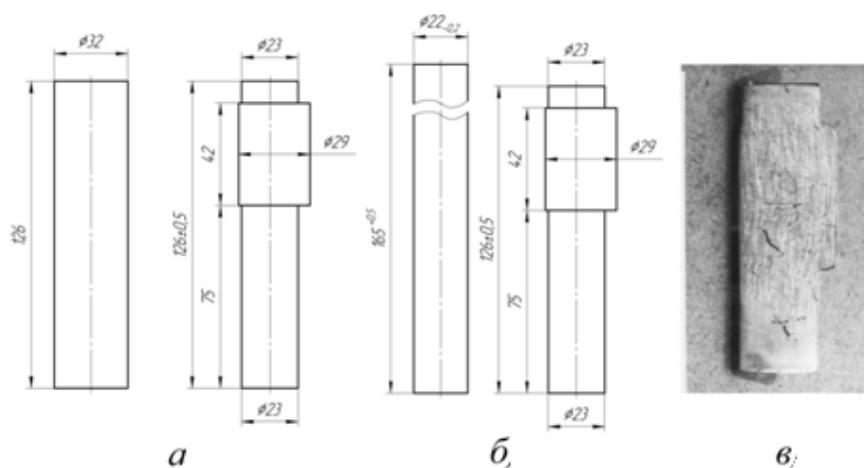


Рис. 2 – Эксцентриковые валы, полученные: а – точением из прутка, б – высадкой утолщения, в – с направленным волокнистым строением

Материал и способы получения заготовок. Коленчатые валы изготавливают из высококачественной углеродистой стали марок 40 и 45 или легированной стали марки 40Х. Марку стали выбирают так, чтобы обеспечивались высокая пластичность и возможность закалки трущихся поверхностей. Для получения заготовок коленчатых валов чаще всего используют обработку металлов давлением, получая поковки. Форма и размеры поковок значительно отличаются от формы и размеров готовых коленчатых валов. Поковки выполняют на паровоздушных штамповочных молотах, кривошипных горячештамповочных прессах и мощных гидравлических прессах. В серийном и крупносерийном производствах заготовки валов второй технологической группы получают горячей штамповкой. Штамповка заготовок включает в себя предварительную и окончательную штамповку, обрезку облоя на обрезном прессе, горячую правку в штампах на молотах. Затем поковки коленчатых валов подвергают термической обработке (нормализации) для снятия внутренних напряжений. Режим нормализации: загрузка в печь при 450°С; нагрев в течение 8 ч до 950 С; выдержка в печи в течение 3 ч при температуре 950°С; охлаждение с печью в течение 3 ч до 640 С; охлаждение на воздухе. После чего очищают их от окалины в дробеструйной камере и делают проверку на ударную вязкость, предел текучести, относительное удлинение и твердость. Затем приступают к механической обработке, включающей два этапа: – предварительный и окончательный [1, 2].

Цель работы. Получение исходных данных для изготовления заготовок ступенчатых валов с использованием современной технологии холодного выдавливания (ХВ). Это позволит по форме и размерам максимально приблизить их к готовой детали при обеспечении высокого качества. Основными операциями ХВ при этом являются прямое выдавливание, редуцирование (в том числе в жестких матрицах) и высадка, которые имеют значительные ограничения по степени деформации при выдавливании и редуцировании и устойчивости заготовки при высадке.



а б в

Рис. 3 – Образцы ступенчатых валов, полученных: а – редуцированием и б – высадкой, в – потеря устойчивости при высадке

Основным преимуществом *холодного редуцирования ступенчатых валов* является высокая производительность, почти полностью устраняется последующая механическая обработка, значительно сокращаются технологические отходы, поверхность изделия получается гладкой и чистой. За счет упрочнения поверхностного слоя детали увеличивается ее твердость, происходит переориентация волокон в продольном направлении, что оказывает благоприятное влияние на предел прочности стали.

Материал исследования. Известен прогрессивный метод получения заготовок коленчатых и эксцентриковых валов в том числе больших размеров сочетанием операций гибки и высадки, который используется для получения коленчатых валов с массой до 20 т и известен как метод RR (Рудольфа Редера [5]).

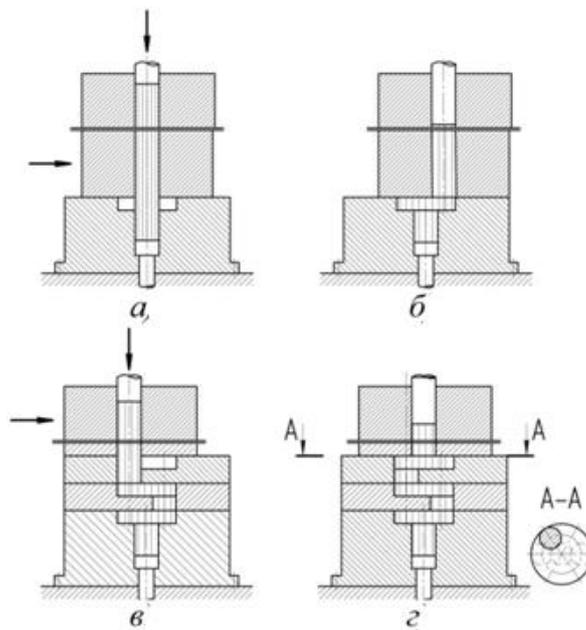


Рис. 4 – Схема переходов штамповки: а – исходная позиция; б – высадка со сдвигом первой щеки; в – высадка второй щеки и первой шатунной шейки со сдвигом; г – высадка третьей щеки и второй шатунной шейки со сдвигом

Реализация этого метода на современном штамповочном оборудовании с использованием прогрессивной штамповой оснастки относится к точной штамповке. Он позволяет получить:

- оптимальную макроструктуру, повторяющую конфигурацию вала и исключаящую перерезание волокон при последующей механической обработке [4];

- значительную экономию металла до 30% в сравнении с традиционными способами получения заготовок коленчатых и кривошипных валов (штамповкой в открытых и закрытых штампах);

– повышение усталостной прочности на 15–20% [6]. Сущность метода гибки с высадкой заключается в формировании кривошипов путём их высадки с одновременной гибкой высаживаемой части.

Также известен способ изготовления деталей типа коленчатых валов путем последовательной штамповки каждого колена высадкой со сдвигом (рис. 4), отличающийся тем, что, с целью повышения качества получаемых деталей, колена вала штампуют выдавливанием металла заготовки в закрытую полость, одновременно сдвигая заготовку в направлении, перпендикулярном направлению выдавливания. Для повышения качества получаемых деталей предлагаемым способом колена вала штампуют выдавливанием металла заготовки в закрытую полость, одновременно сдвигая заготовку в направлении, перпендикулярном направлению выдавливания. [7]

Результаты работы. Данная работа предусматривает использование RR метода штамповки в холодном состоянии, как наиболее приемлемого и рационального для изготовления заготовок эксцентриковых валов. Разработана технология реализации этого метода, предложена методика исследования и конструкция экспериментального штампа (рис. 5).



Рис. 5 – Вариант холодной штамповки со сдвигом

Использование штампа (рис. 6) позволит определить силовые параметры процесса: усилие высадки, усилие высадки со сдвигом; распорное усилие при сдвиге. Это позволит спроектировать штамп рациональной конструкции. Подготовлены исходные данные для проведения численных экспериментов с использованием метода конечных элементов.

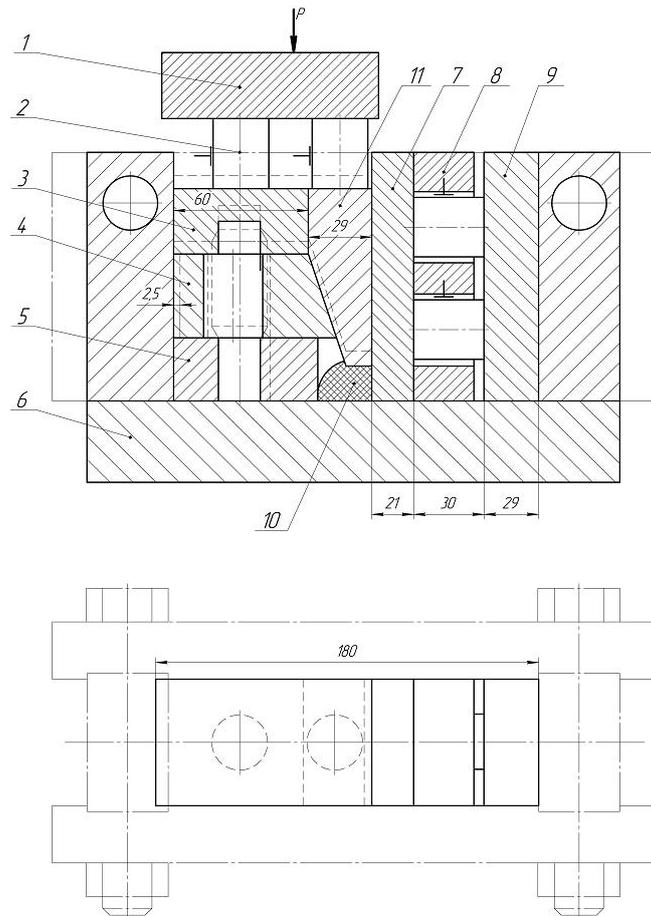


Рис. 6 – Чертеж экспериментального пакета для холодного выдавливания со сдвигом:
 1 – плита верхняя; 2 – толкатель; 3 – матрица верхняя; 4 – матрица подвижная; 5 – матрица нижняя; 6 – плита нижняя; 7 – плита опорная передняя; 8 – сепаратор для установки месдоза; 9 – плита опорная задняя; 10 – клин

Выводы. Авторами проведены анализ и методика исследования процесса с использованием системы конечно-элементного моделирования DEFORM 3D, которая позволит определить его энергетические и силовые параметры, а также выявить величину и характер распределения нагрузок на участках контакта инструмента и заготовки. Использование DEFORM 3D значительно упростит разработку оптимального технологического процесса и конструкции штамповой оснастки. Разработана методика экспериментального анализа и конструкция штампа для исследования процесса.

Список литературы: 1. Б.Л. Беспалов Технология машиностроения. М.: Машиностроение, 1973. – 447 с. 2. Бойков П.И. Прогрессивные методы в машиностроении. Минск: Наука и техника, 1978. – 352 с. 3. Сучков А.Е. Экономия металла в машиностроении при обработке давлением/ А.Е.Сучков. – Минск: Наука и техника, 1971. – 128 с. 4. Штамповка поковок с направленным волокнистым строением / О.А. Банных, В.Ю. Лавриненко, Е.И. Семенов и др. // Вестник машиностроения. 2000. – No 10. – 200 с. 5. Ruget G. Z evolution du procédé RR de fibrage integral dec vilebré-quins Atti. 5° Conv. int. fucinal, Terni, 1970, 503-520, 563-583. 6. Die forget crankshaft production method applied to large products. Zosen, 1970, 15, 7, 36-37. 7. Описание изобретения No 583866 «Способ изготовления деталей типа коленчатых валов» А. Э. Даммер, Г. П. Гусихин, В. Г. Кононов, 1978.

Bibliography (transliterated): 1. *B.L. Bepalov* Tekhnologiya mashinostroyeniya. Moscow: Mashinostroyeniye 1973 god 447s. 2. *Boykov P.I.* Progressivnyye metody v mashinostroyenii. Minsk : Nauka i tekhnika 1978. 352 s. 3. *Suchkov A.E.* Ekonomiya metalla v mashinostroyenii pri obrabotke davleniyem A.E. Suchkov. – Minsk: Nauka i tekhnika, 1971. – 128 p. 4. Shtampovka pokovok s napravlenym voloknistym stroyeniyem O.A. Bannykh, V.Yu. Lavrinenko, Ye.I. Semenov i dr. Vestnik mashinostroyeniya. 2000. No 10. 200 s. 5. *Ruget G.* Z' evolution du procédé RR de fibrage integral dec vilebré-quins Atti. 5^e Conv. int. fucinal, Terni, 1970, 503-520, 563-583. 6. Die forget crankshaft production method applied to large products. Zosen, 1970, 15, 7, 36–37 p. 7. Opisanije izobreteniya No 583866 «Sposob izgotovleniya detaley tipa kolenchatykh valov» A. E. Dammer, G. P. Gusikhin, V. G. Kononov, 1978.

Поступила (received) 24.10.2014

УДК 621.983

В. Л. КАЛЮЖНИЙ, докт. тех. наук, проф., НТУУ «ХПІ»;
І. П. КУЛІКОВ, магістрант, НТУУ «ХПІ»;
Я. С. ОЛЕКСАНДРЕНКО, інженер, НТУУ «ХПІ», Київ

ФОРМА ТА РОЗМІРИ, НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ЗДЕФОРМОВАНИХ ЗАГОТОВОК ПРИ ХОЛОДНІЙ ВІДКРИТІЙ РОЗДАЧІ ТРУБЧАСТИХ ЗАГОТОВОК З РІЗНОЮ ВІДНОСНОЮ ТОВЩИНОЮ

Приведені результати розрахунків методом скінченних елементів холодної відкритої роздачі конусним пуансоном трубчастих заготовок з різною відносною товщиною з нержавіючої сталі. Отримані залежності зусилля роздачі від переміщення пуансону до моменту втрати стійкості стінки циліндричної частини заготовки. Встановлені форма і розміри zdeформованих частин заготовок та розподіли компонент напружено-деформованого стану в них. Розрахований ступінь використання ресурсу пластичності zdeформованого металу. Виявлений розподіл нормальних напружень на поверхні пуансону, яка контактує з заготовкою. Моделюванням отримані всі необхідні дані для проектування технології холодної роздачі

Ключові слова: відкрита роздача, трубчаста заготовка, відносна товщина заготовки, конусний пуансон, метод скінченних елементів, зусилля роздачі, напружено-деформований стан заготовок, коефіцієнт роздачі.

Вступ. Холодна відкрита та закрита роздача конусним пуансоном застосовується для отримання виробів з порожнистих заготовок. Сутність цієї операції полягає в збільшенні поперечних розмірів указаних заготовок за рахунок зменшення її товщини. Вихідні заготовки для роздачі можуть бути отримані відрізанням з труб, витягуванням з листових заготовок, гнуттям листових полос з подальшим зварюванням. В джерелі [1] приведені експериментальні дані по впливу відпалу та відносної товщини заготовки $l = S_0 / D_0$ (S_0 – товщина стінки вихідної заготовки, D_0 – зовнішній діаметр заготовки) на коефіцієнт відкритої роздачі $k_p = D_1 / D_0$ (D_1 – найбільший діаметр zdeформованої частини заготовки) трубчастих заготовок із сталі 10 та

алюмінію, а також вплив відносної товщини на коефіцієнт відкритої роздачі конусним пуансоном заготовок із сталі 15. Наближені дані по визначенню критичного коефіцієнту роздачі з точки зору втрати стійкості стінки заготовки при роздачі викладені в роботах [2, 3]. Експериментальні значення граничних коефіцієнтів роздачі для алюмінієвих сплавів, нержавіючої та середньо вуглецевої сталі і титану приведені в джерелі [4]. В останніх дослідженнях [5, 6] відповідно викладені результати по впливу кута конусу пуансону на силові режими, форму та розміри zdeформованих заготовок і напружено-деформований стан в них при роздачі трубчастих заготовок із нержавіючої сталі та наведені результати по збільшенню коефіцієнту роздачі завдяки використанню пуансону спеціального профілю. Однак, актуальними залишаються задачі встановлення впливу відносної товщини заготовки при відкритій роздачі на силові режими формоутворення, форму та розміри виробів, напружено-деформований стан заготовок та ступінь використання ресурсу пластичності zdeформованого металу. Вказані задачі можна успішно вирішити шляхом створення математичних моделей та проведення розрахункового аналізу з використанням методу скінченних елементів (МСЕ) [7, 8].

Мета роботи. Постановка задачі. Метою роботи є встановлення впливу відносної товщини заготовки на силові режими формоутворення, форму і розміри zdeформованих заготовок та напружено деформований стан в них. Розрахунковий аналіз проводили з використанням пакту програм DEFORM. Метал вважався жорстко-пластичним зі зміцненням, а деформуєчий інструмент абсолютно жорстким. Відкритій роздачі конусним пуансоном з кутом при вершині $\alpha = 50^\circ$ підлягали трубчасті заготовки із нержавіючої сталі з внутрішнім діаметром 35 мм та товщиною стінки $S_0 = 1; 1,5; 2; 2,5; 3; 3,5$ та 4 мм. При цьому величини відносних товщин відповідно приблизно склали 0,03; 0,04; 0,05; 0,06; 0,07; 0,08 та 0,09. Коефіцієнт тертя на контактуючих поверхнях прийнятий $\mu = 0,08$. Процес формоутворення розподілявся на певну кількість кроків навантаження до початку втрати стійкості стінки заготовки. Втрата стійкості починалася, коли по всій довжині циліндричної частини заготовки інтенсивність напружень досягала умовної межі текучості $\sigma_{0,2}$ матеріалу заготовок

Результати досліджень. На рис. 1 приведені залежності зусилля роздачі від переміщення пуансону до моменту втрати стійкості стінок заготовок при формоутворенні трубчастих заготовок з вказаною відотною товщиною. Чим більша відносна товщина, тим більше зусилля роздачі. Збільшення відносної товщини з $S_0 / D_0 = 0,03$ до 0,07 приводить до зростання переміщення пуансону

до моменту втрати стійкості стінки заготовки. Подальше збільшення величини S_0/D_0 практично не впливає на максимальне переміщення пуансону, при якому стінка заготовки втрачає стійкість. Загальні вигляди виробів в розрізі, які отримані із заготовок з різною величиною S_0/D_0 зображені на рис. 2.

Розподіли нормальних напружень на поверхні пуансону, яка контактує з заготовкою, при максимальному зусиллі роздачі приведені на рис. 3. Найбільші значення цих напружень виникають на початку місця контакту пуансону із здеформованою заготовкою. Початок місця контакту при роздачі заготовок з $S_0/D_0=0,03$ виникає на радіусі пуансону 18,5 мм з подальшим збільшенням до величини радіусу 19,8 мм для $S_0/D_0=0,09$. Далі величини нормальних напружень зменшується при збільшенні величини радіусу пуансону.

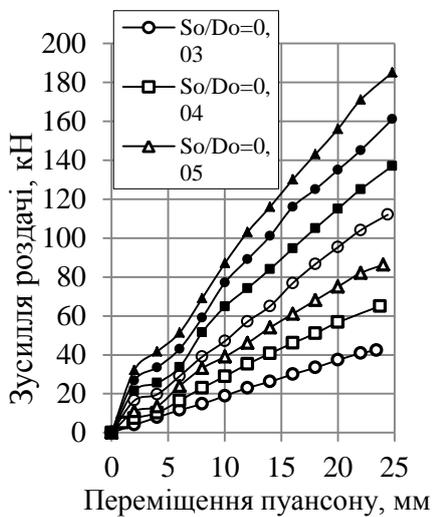
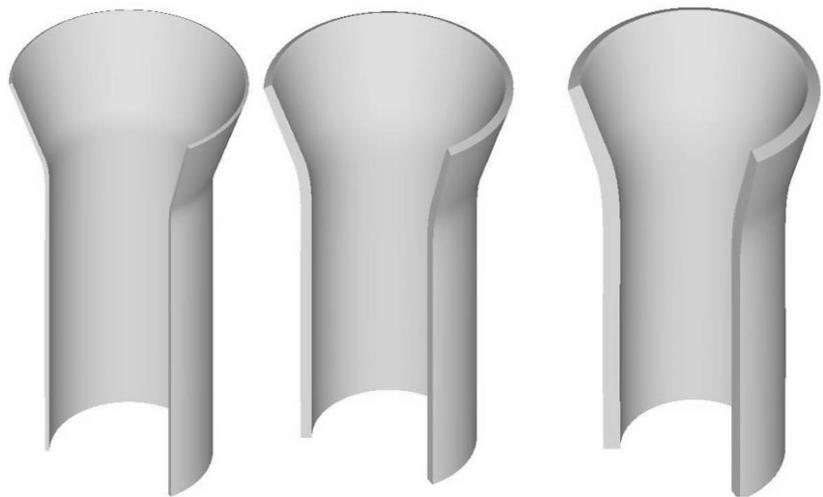


Рис. 1 – Залежність зусилля від переміщення пуансону при роздачі заготовок з різною відносною товщиною S_0/D_0



$S_0/D_0=0,03$

$S_0/D_0=0,06$

$S_0/D_0=0,09$

Рис. 2 – Загальні вигляди виробів в розрізі, які отримані із трубочастих заготовок з різною відносною товщиною S_0/D_0

На рис. 4 показані форма та розміри в міліметрах здеформованих частин заготовок, які отримані роздачею трубочастих заготовок з різною відносною товщиною. Тонкими лініями наведений деформуючий пуансон. Для розглянутих значень S_0/D_0 відбувається потовщення стінки в місці переходу здеформованої частини в циліндричну частину трубочастої заготовки. При збільшенні величини S_0/D_0 величина потовщення зростає. Після роздачі заготовки з $S_0/D_0=0,03$ товщина з 1 мм зростає до 1,03 мм, а після роздачі заготовки $S_0/D_0=0,09$ товщина збільшується з 4 мм до 4,1 мм. При роздачі має місце потоншення здеформованих частин заготовок, причому інтенсивність

потоншення збільшується при зростанні S_0/D_0 . Товщина торців стінок після роздачі для відносних товщин $S_0/D_0=0,03$; 0,06 та 0,09 відповідно зменшилася з 1 до 0,78 мм, з 2,5 до 1,94 мм та з 4 до 3,1 мм.

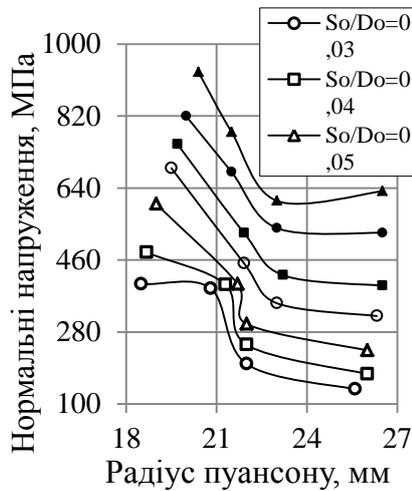


Рис. 3 – Розподіли нормальних напружень на поверхні пуансону при різних величинах

$$S_0/D_0$$

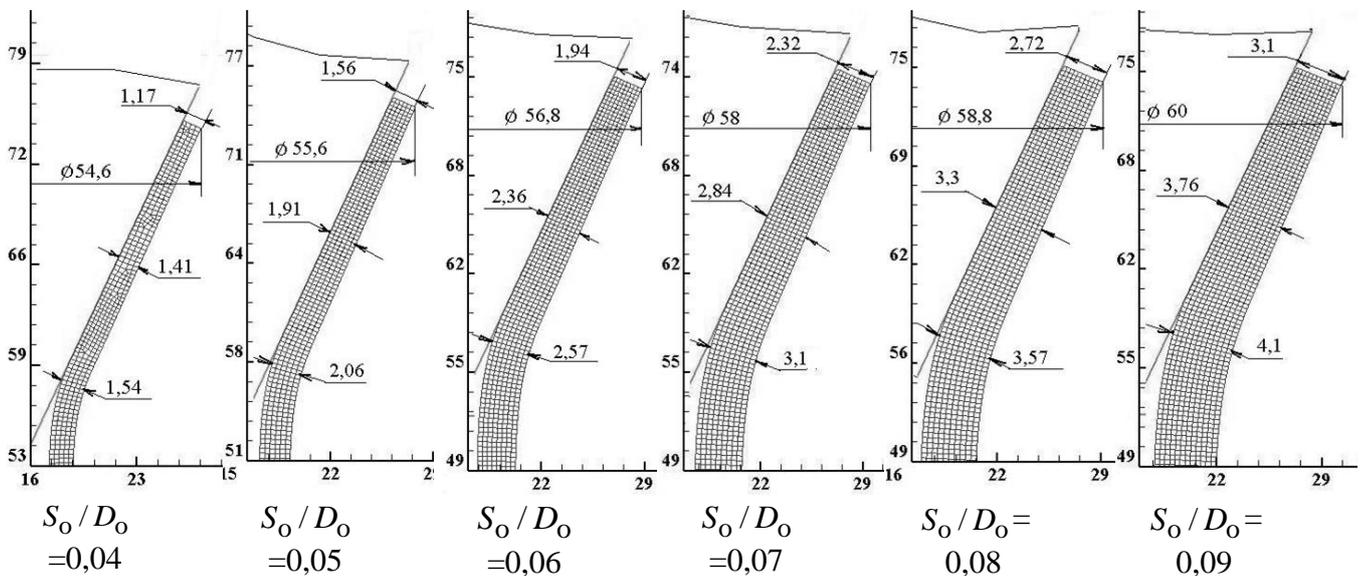


Рис. 4 – Форма та розміри в міліметрах zdeформованих частин заготовок, які отримані роздачею трубчастих заготовок з різною відносною товщиною S_0/D_0

Розподіли радіальних σ_r , осьових σ_z , тангенційних σ_θ та інтенсивності σ_i напружень в zdeформованих частинах заготовок при роздачі заготовок з відносною товщиною $S_0/D_0=0,03$, 0,06 та 0,09 приведені на рис. 5. Стискаючі радіальні напруження величиною $\sigma_r=-25\div-88$ МПа виникають практично по

всій довжині здеформованої частини заготовки для вказаних величин S_0/D_0 . На початку переходу конусної частини в циліндричну має місце зона, в якій виникають радіальні напруження величиною $\sigma_r = -280 \div -340$ МПа, причому зі зростанням величини S_0/D_0 вказана зона збільшується по ширині стінки. В місці переходу конусної частини заготовки в циліндричну виникають розтягувальні радіальні напруження величиною $\sigma_r = 37-100$ МПа. При роздачі стискаючі осьові напруження величиною $\sigma_z = -340 \div -400$ МПа виникають в циліндричній частині заготовки та в місці переходу циліндричної частини в конусну. При цьому, на внутрішніх шарах металу стінки в місці переходу та зовнішніх шарах металу стінки на початку конусної частини заготовки виникають зони з розтягувальними осьовими напруженнями величиною $\sigma_z = 37-100$ МПа. По довжині конусної частини осьові напруження зменшуються по абсолютній величині до торця конусної частини.

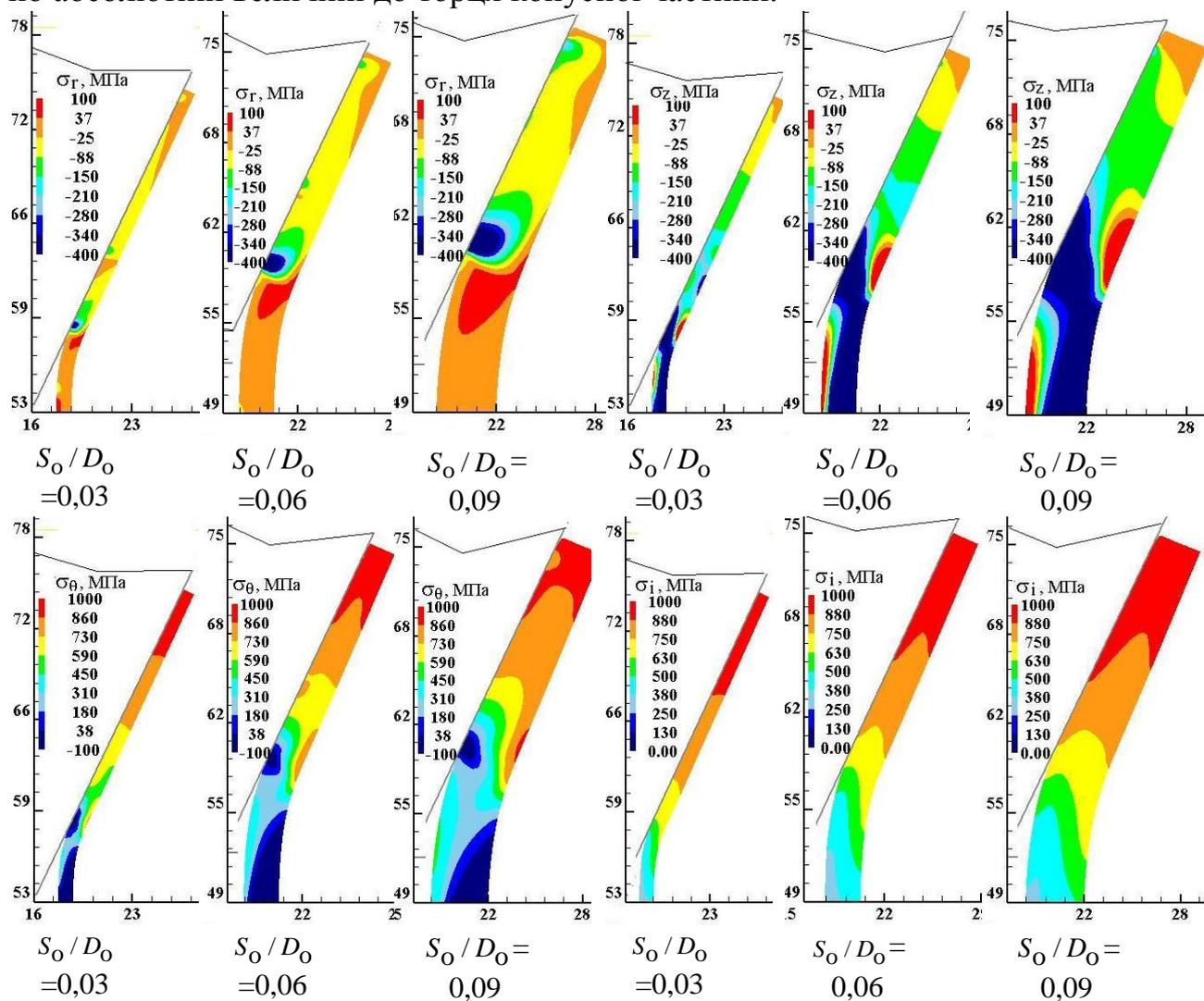


Рис. 5. Розподіли радіальних σ_r , осьових σ_z , тангенційних σ_θ та інтенсивності σ_i напружень в здеформованих частинах заготовок при роздачі заготовок з різною відносною товщиною S_0/D_0

Найбільші розтягувальні тангенційні напруження величиною $\sigma_{\theta}=860\text{--}1000$ МПа зосереджені в області торця стінки конусної частини з подальшим зменшенням по довжині до місця переходу конусної частини в циліндричну для різних значень відносних товщин S_0/D_0 . Розподіли та величини значень інтенсивності напружень σ_i також не залежать від відносної товщини заготовки. На третині довжини стінки конусної частини заготовки інтенсивність напружень досягає величин в межах $\sigma_i=880\text{--}1000$ МПа з подальшим зменшенням до значень $\sigma_i=380\text{--}500$ в місці переходу конусної частини в циліндричну частину заготовки. Величина інтенсивності напружень дозволяє прогнозувати напруження текучості в здеформованому металі.

Розподіли радіальних ε_r , осьових ε_z , тангенційних ε_{θ} та інтенсивності ε_i деформацій в здеформованих частинах заготовок після роздачі трубчастих заготовок з відносною товщиною $S_0/D_0=0,03, 0,06$ та $0,09$ приведені на рис. 6. Вигляд розподілів та величини компонент деформацій практично однакові для всіх розглянутих значень S_0/D_0 . Стискаючі радіальні деформації величиною $\varepsilon_r=-0,24\div-0,3$ виникають в області торця стінки конічної частини з подальшим зменшенням до нульових значень в місці переходу конусної частини в циліндричну заготовки. Аналогічний вигляд має розподіл осьових деформацій ε_z . В області торця стінки величина $\varepsilon_z=-0,15\div-0,2$. По всій довжині конусної частини виникають розтягувальні тангенційні деформації ε_{θ} . В місці переходу циліндричної частини в конусну величини таких деформацій знаходяться в межах $\varepsilon_{\theta}=0,038\text{--}0,11$ з подальшим збільшенням до значень $\varepsilon_{\theta}=0,31\text{--}0,38$ в області торця стінки конусної частини здеформованої заготовки. Аналогічний розподіл має інтенсивність деформацій ε_i з незначною різницею в значеннях. В місці переходу конусної частини в циліндричну отримано $\varepsilon_i=0,063\text{--}0,13$, а в області торця заготовки – $\varepsilon_i=0,44\text{--}0,5$.

Розподіли ступеню використання ресурсу пластичності ψ в здеформованих частинах заготовок після роздачі трубчастих заготовок з відносною товщиною $l=0,03; 0,06$ та $0,09$ зображені на рис. 7. Найбільші значення $\psi=0,83\text{--}0,95$ в здеформованому металі виникають в області торця стінки конусної частини заготовки. При цьому, розмір вказаної області зменшується зі збільшенням величини S_0/D_0 . По розподілу ψ можна зробити висновок, що для вказаного матеріалу трубчастих заготовок застосування закритої роздачі для збільшення коефіцієнта роздачі не приведе до бажаного результату без проведення попереднього відпалу вихідних заготовок.

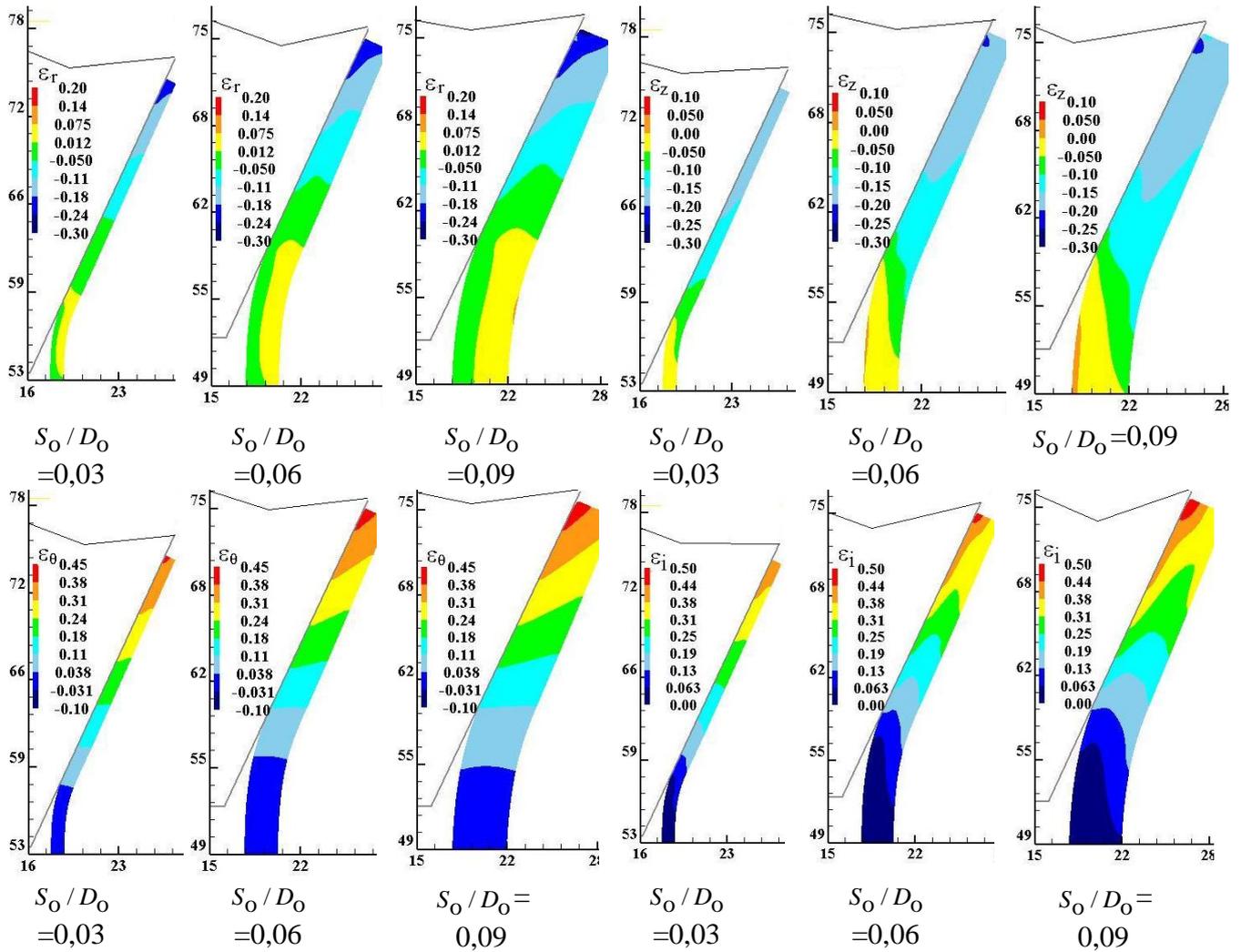


Рис. 6 – Розподіли радіальних ϵ_r , осьових ϵ_z , тангенційних ϵ_θ та інтенсивності ϵ_i деформацій в zdeформованих частинах заготовок при роздачі заготовок з різною відносною товщиною S_0/D_0

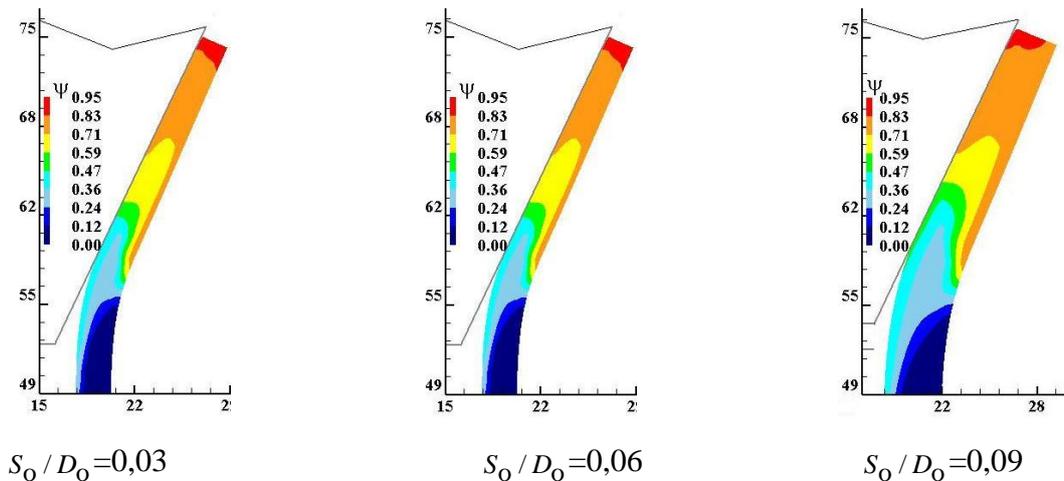


Рис. 7 – Розподіли ступеню використання ресурсу пластичності ψ в zdeформованих частинах заготовок після роздачі трубчастих заготовок з різною величиною S_0/D_0

Таким чином, проведений розрахунковий аналіз дозволив встановити всі необхідні дані для проектування технології холодної роздачі трубчастих заготовок: зусилля та роботу деформації для вибору ковальсько-пресового обладнання; розподіл питомих зусиль на пуансоні – для проектування штампного оснащення; форму та розміри здеформованих заготовок – для оцінки якості виробів.

Висновки. Методом скінченних елементів проведений розрахунковий аналіз відкритої роздачі конусним пуансоном трубчастих заготовок з різною відносною товщиною з нержавіючої сталі. Встановлені залежності зусилля роздачі від переміщення пуансону, розподіли нормальних напружень на поверхні пуансону, яка контактує з заготовкою, форма та розміри здеформованих заготовок, напружено-деформований стан в них та ступінь використання ресурсу пластичності здеформованого металу. Отримані всі необхідні дані для проектування технології холодної роздачі трубчастих заготовок з нержавіючої сталі.

Список літератури: 1. Романовский В. П. Справочник по холодной штамповке. 6-е изд., перераб. и доп. / В. П. Романовский . – Ленингр. отд-ние: Машиностроение. 1979. – 520 с. 2. Аверкиев Ю. А. Холодная штамповка / Ю. А. Аверкиев. Издательство Ростовского университета , 1984. – 288 с. 3. Аверкиев Ю. А. Технология холодной штамповки / Ю. А. Аверкиев., А. Ю. Аверкиев. – М: Машиностроение, 1989. – 304 с. 4. Ковка и штамповка: Справочник: В 4 т. Т. 4. Листовая штамповка / Под ред. А.Д. Матвеева; Ред. совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. – М.: Машиностроение, 1985–1987. – 544 с. 5. Калюжний В.Л. Вплив кута конусу пуансону на силові режими і якість виробів при роздачі трубчастих заготовок із сталі 12Х18Н10Т / В.Л. Калюжний, В.В. Піманов, Я.С. Олександренко // Вісник НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43. – С. 120–126. 6. Калюжний О.В. Інтенсифікація холодної роздачі трубчастих заготовок конічним пуансоном / О.В. Калюжний // Вісник НТУ «ХПІ», Серія «Нові рішення в сучасних технологіях». – 2013. – № 43. – С. 84–90. 7. Калюжний О.В. Холодне штампування виробу з двома фланцями із листової заготовки шляхом використання операцій витягування, роздачі і витягування / О.В. Калюжний // Збірник наукових праць (галузеве машинобудування, будівництво), Полтава. НТУ, Вип. 2(37), 2013. – С. 105–109. 8. Калюжний В.Л. Двохстороння роздача трубчастої заготовки з подальшим утворенням плоского фланця // В.Л. Калюжний, В.В., Піманов, Я.С. Олександренко / Пластическая деформация металлов: Коллективная монография. Днепропетровск: Акцент ПП, 2014. – 370 с.

Bibliography (transliterated): 1. Romanovskiy V. P. Spravochnik po holodnoy shtampovke. 6-e izd., pererab. i dop. V. P. Romanovskiy . – Leningr. otd-nie: Mashinostroenie. 1979. – 520 p. 2. Averkiev Yu. A. Holodnaya shtampovka Yu. A. Averkiev. Izdatelstvo Rostovskogo universiteta , 1984. – 288 p. 3. Averkiev Yu. A. Tehnologiya holodnoy shtampovki Yu. A. Averkiev., A. Yu. Averkiev. – Moscow: Mashinostroenie, 1989. – 304 p. 4. Kovka i shtampovka: Spravochnik: V 4 t. T. 4. Listovaya shtampovka Pod red. A.D. Matveeva; Red. sovet: E.I. Semenov (pred.) i dr. – M.: Mashinostroenie, 1985–1987. – 544 p. 5. Kalyuzhniy V.L. Vpliv kuta konusu puansonu na silovI rezhimi I yakIst virobIv pri rozdachI trubchastih zagotovok Iz stalI 12H18N10T V.L. Kalyuzhniy, V.V. Pimanov, Ya.S. Oleksandrenko VIsnik NTU «HPI». – 2013. – No 43. – P. 120–126. 6. Kalyuzhniy O.V. IntensifkatsIya holodnoYi rozdachI trubchastih zagotovok konIchnim puansonom O.V. Kalyuzhniy VIsnik NTU «HPI», SerIya «NovI rishennya v suchasnih tehnologIyah». – 2013. – No43. – P. 84–90. 7. Kalyuzhniy O.V. Holodne shtampuvannya virobu z dvoma flantsyami Iz listovoYi zagotovki shlyahom vikoristannya operatsly vityaguvannya, rozdachI i vityaguvannya O.V. Kalyuzhniy ZbIrnik naukovih prats (galuzeve mashinobuduvannya, budIvnitstvo), Poltava. NTU, Vip. 2(37), 2013. – P. 105-109. 8. Kalyuzhniy V.L. Dvohstoronnya rozdachIa trubchastoyi

zagotovki z podalshim utvorennyam ploskogo flantsya V.L. Kalyuzhniy, V.V. PImanov, Ya.S. Oleksandrenko Plasticheskaya deformatsiya metallov: Kollektivnaya monografiya. Dnepropetrovsk: Aktsent PP, 2014. – 370 p.

Надійшла (received) 28.10.2014

УДК 621.983

О. В. КАЛЮЖНИЙ, канд. техн. наук, доц., НТУУ «КПІ», Київ

НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНІЙ СТАН ЗАГОТОВОК ПРИ РОЗДАЧІ ТРУБЧАСТИХ ЗАГОТОВОК ТРАДИЦІЙНИМ КОНУСНИМ ПУАНСОНОМ ТА ПУАНСОНОМ СПЕЦІАЛЬНОГО ПРОФІЛЮ

Приведені результати розрахунків методом скінченних елементів відкритої та закритої роздачі трубчастих заготовок з нержавіючої сталі традиційним конусним пуансоном і пуансоном спеціального профілю. Деформуюча поверхня пуансону спеціального профілю утворена перетином кіл постійного діаметру, центри яких розташовані з відповідним кроком під кутом до вісі пуансону. Використання такого пуансону забезпечує зниження впливу сил тертя при роздачі та збільшення коефіцієнту роздачі. Виконане порівняння силових режимів та напружено-деформованого стану заготовок при відкритій роздачі традиційним конусним пуансоном та пуансоном спеціального профілю. Проведені експериментальні дослідження підтвердили результати розрахунків.

Ключові слова: відкрита та закрита роздача, трубчаста заготовка, конусний пуансон і пуансон спеціального профілю, метод скінченних елементів, зусилля роздачі, напружено-деформований стан заготовок, коефіцієнт роздачі.

Вступ. Холодна відкрита та закрита роздача трубчастих заготовок використовується для виготовлення перехідників для трубопроводів різної конфігурації, трубчастих заготовок з одним та двома фланцями. Причому, фланці можуть бути перпендикулярні до вісі заготовки та розташовані під певним кутом. Технологія роздачі та штампове оснащення в основному розробляються на базі виробничого досвіду та експериментальних даних [1–4]. Сучасне виробництво деталей методами холодної роздачі ставить задачі зниження собівартості виготовлення виробів, що робить продукцію конкурентоспроможною. На формоутворення при роздачі та коефіцієнт роздачі $k_p = D_1 / D_0$ (D_1 – найбільший діаметр здеформованої частини заготовки, D_0 – зовнішній діаметр вихідної трубчастої заготовки) впливають відносна товщина заготовки $l = S_0 / D_0$ (S_0 – товщина вихідної заготовки) та кут конусу пуансону α . В джерелі [5] з використанням методу скінченних елементів (МСЕ) вивчено вплив кута α конусу пуансону на силові режими роздачі, формозміну металу, напружено-деформований стан заготовок та ступінь використання ресурсу пластичності здеформованого металу. Одним із методів інтенсифікації холодної роздачі є використання пуансону спеціального профілю, деформуюча

поверхня якого утворена перетином кіл однакового діаметру, центри яких з однаковим кроком розташовані під кутом α до вісі пуансону [6]. Така деформуюча поверхня зменшує вплив сил тертя на зусилля роздачі та підвищує коефіцієнт роздачі k_p . Актуальними залишаються задачі визначення напружено-деформованого стану заготовок при роздачі пуансоном спеціального профілю.

Мета роботи. Постановка задачі. Метою роботи є виконання порівняльного аналізу з використанням МСЕ роздачі трубчастих заготовок традиційним конусним пуансоном і пуансоном спеціального профілю та встановлення впливу форми пуансону на напружено-деформований стан заготовок. Таку задачу можна вирішити створенням математичних моделей з використанням методу скінченних елементів (МСЕ), які враховують комплексний вплив конструктивних факторів (геометричну форму пуансонів), технологічних факторів (відносну товщину заготовки, коефіцієнту тертя, швидкість деформування, локальний вигляд осередку деформації в заготовці) та фізико механічних факторів (діаграму істинних напружень та діаграму пластичності металу). Традиційний конусний пуансон та пуансон спеціального профілю зображені на рис. 1. Традиційний конусний пуансон мав кут конусу $\alpha = 20^\circ$. Діаметри кіл d та крок t центрів їх розташування під кутом $\alpha = 20^\circ$ для пуансону спеціального профілю необхідно встановити моделюванням з умови забезпечення рівної по довжині здеформованої частини заготовки. Роздачі підлягали заготовки з нержавіючої сталі 12Х18Н10Т зовнішнім діаметром $D_0 = 39$ міліметрів (мм), висотою $H_0 = 80$ мм та товщиною стінки $S_0 = 1,5$ мм. Коефіцієнт тертя в розрахунках був $\mu = 0,08$.

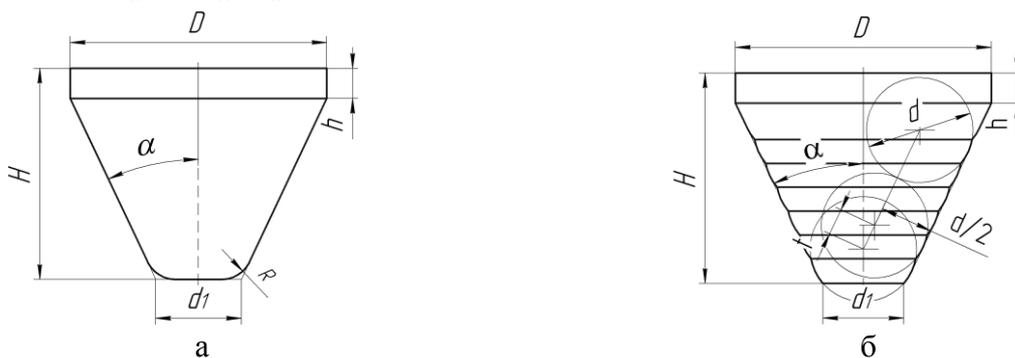


Рис. 1 – Пуансони для роздачі: а – традиційний конусний пуансон, б – пуансон спеціального профілю

Результати досліджень. Був проведений порівняльний розрахунковий аналіз з використанням програми DEFORM відкритої та закритої роздачі трубчастої заготовки вищенаведених розмірів традиційним конусним

пуансоном та пуансоном спеціального профілю. При закритій роздачі на бокову поверхню заготовки діяв жорсткий упор, який зміщувався одночасно з пуансоном. Для роздачі пуансоном спеціального профілю встановлено, що діаметри кіл $D=35$ мм та крок центрів їх розташування $t=5$ мм під кутом $\alpha=20^\circ$ забезпечують отримання рівної по довжині zdeформованої частини заготовки. При відкритій роздачі має місце втрата стійкості стінки на циліндричній частині заготовки (рис. 2), тому розрахунки закінчували на початку втрати стійкості стінки.

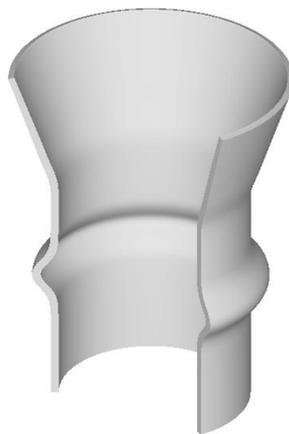


Рис. 2 – Втрата стійкості стінки заготовки

Залежності зусилля роздачі від переміщення пуансону для розглянутих варіантів роздач трубчастих заготовок зображені на рис. 3. При відкритій роздачі традиційним конусним пуансоном та пуансоном спеціального профілю максимальне значення зусилля на початку втрати стійкості стінки складає 63 кН, яке отримане при переміщеннях 27 та 34 мм відповідно. При закритій роздачі пуансоном спеціального профілю величина зусилля досягає 100 кН а переміщення – 50 мм. При цьому, при закритій роздачі максимальна величина переміщення пуансону обмежувалася по причині початку руйнування торця zdeформованої частини заготовки, що буде показано нижче.

Форми та розміри в міліметрах zdeформованих частин заготовок, які отримані після відкритої та закритої роздачі, приведені на рис. 4. По першій схемі роздачі коефіцієнт роздачі для традиційного пуансону склав $k_p=1,4$, для пуансону спеціального профілю – $k_p=1,5$. По другій схемі – $k_p=1,7$. Використання пуансону спеціального профілю при роздачі дозволяє збільшити коефіцієнт роздачі в порівнянні з деформуванням традиційним конусним пуансоном, що пов'язано зі зменшенням сил тертя при формоутворенні. При трьох схемах роздачі має місце потоншення стінок по довжині zdeформованих частин заготовок. Товщина торця стінки після відкритої роздачі традиційним пуансоном вказана товщина 1,18 мм, зпрофільованим пуансоном – 1,16 мм, а

після закритої роздачі – 1,09 мм. Потовщення стінки в місці переходу zdeформованої частини в циліндричну з вихідної товщини $S_0=1,5$ для наведених варіантів роздач змінюється до величини 1,55, 1,56 та 1,6 мм відповідно.

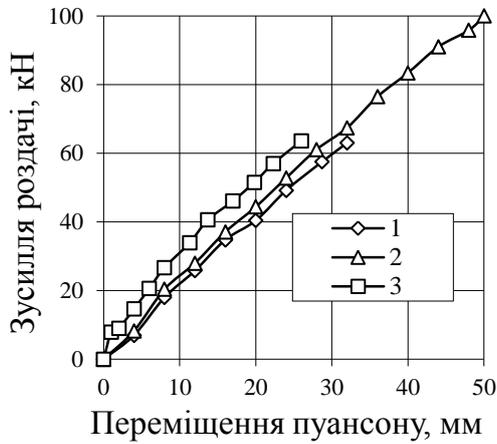


Рис. 3 – Залежності зусилля роздачі від переміщення пуансону:
1 – відкрита роздача традиційним пуансоном, 2 і 3 – закрыта роздача традиційним пуансоном та пуансоном спеціального профілю відповідно

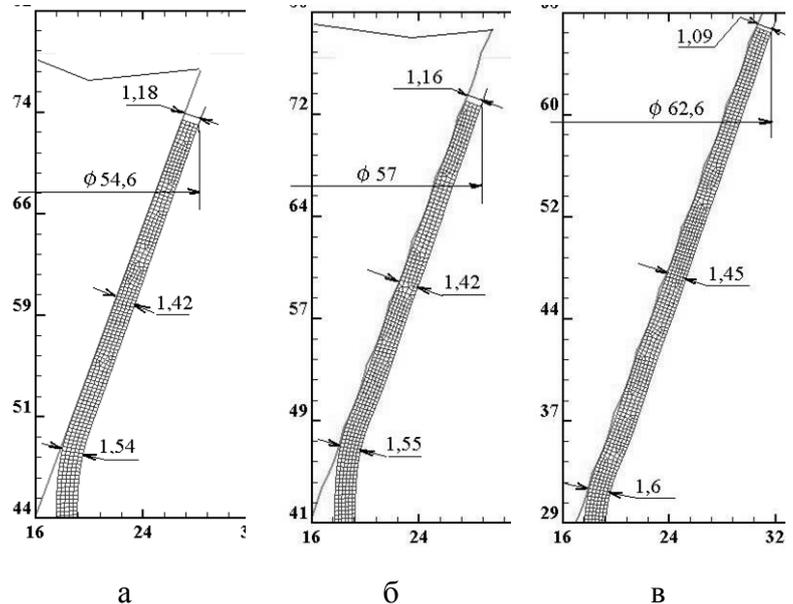


Рис. 4 – Форма та розміри в міліметрах здеформованих частин заготовок: а – після відкритої традиційним пуансоном, б і в – після відкритої та закритої роздачі пуансоном спеціального профілю відповідно

Розподіли радіальних σ_r , осьових σ_z , тангенційних σ_θ , дотичних τ_{rz} напружень та інтенсивності σ_i напружень в здеформованих частинах заготовок при найбільшому зусиллі деформування при відкритій роздачі традиційним конусним пуансоном приведені на рис. 5. Стискаючі радіальні напруження величиною $\sigma_r=-25\div-88$ МПа займають практично весь об'єм здеформованої частини заготовки. Осьові напруження на торці заготовки відсутні, а потім змінюються по довжині здеформованої частини від $\sigma_z=-88$ МПа до $\sigma_z=-400$ МПа в місці переходу здеформованої частини в циліндричну. По всій довжині здеформованої частини виникають розтягуювальні тангенційні напруження, найбільші значення яких $\sigma_\theta=820-1000$ МПа знаходяться в області торця здеформованої частини виникають розтягуювальні тангенційні напруження, найбільші значення яких $\sigma_\theta=820-1000$ МПа знаходяться в області торця заготовки. Дотичні напруження знаходяться в межах $\tau_{rz}=200\div-250$ МПа. Інтенсивність напружень змінюється в здеформованій частині від величини $\sigma_i=410$ МПа на початку переходу в циліндричну частину до $\sigma_i=960$ МПа в зоні торця заготовки.

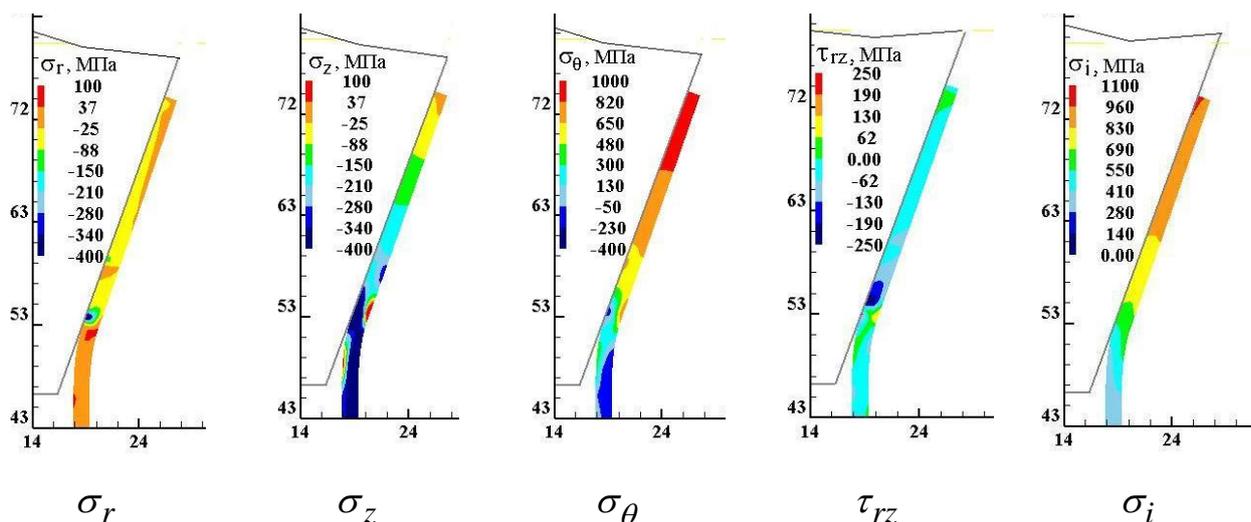


Рис. 5 – Розподіли радіальних σ_r , осьових σ_z , тангенційних σ_θ , дотичних τ_{rz} та інтенсивності σ_i напружень в здеформованих частинах заготовок при відкритій роздачі традиційним конусним пуансоном. Розміри по вісях в міліметрах

Розподіли радіальних ε_r , осьових ε_z , тангенційних ε_θ , інтенсивності ε_i деформацій та ступеню використання ресурсу пластичності ψ в здеформованих частинах заготовок після відкритої роздачі традиційним пуансоном зображені на рис. 6. По довжині здеформованої частини виникають стискаючі радіальні деформації, величини яких знаходяться в межах $\varepsilon_r = -0,05 \div 0,21$. Аналогічний розподіл та величину мають осьові деформації ε_z . В здеформованій частині виникають розтягувальні тангенційні деформації, які змінюються від величини $\varepsilon_\theta = 0,1$ в місці переходу в циліндричну частину до $\varepsilon_\theta = 0,38$ в зоні торця заготовки. Ступінь використання ресурсу пластичності досягає максимального значення $\psi = 0,83-0,95$ в зоні торця заготовки.

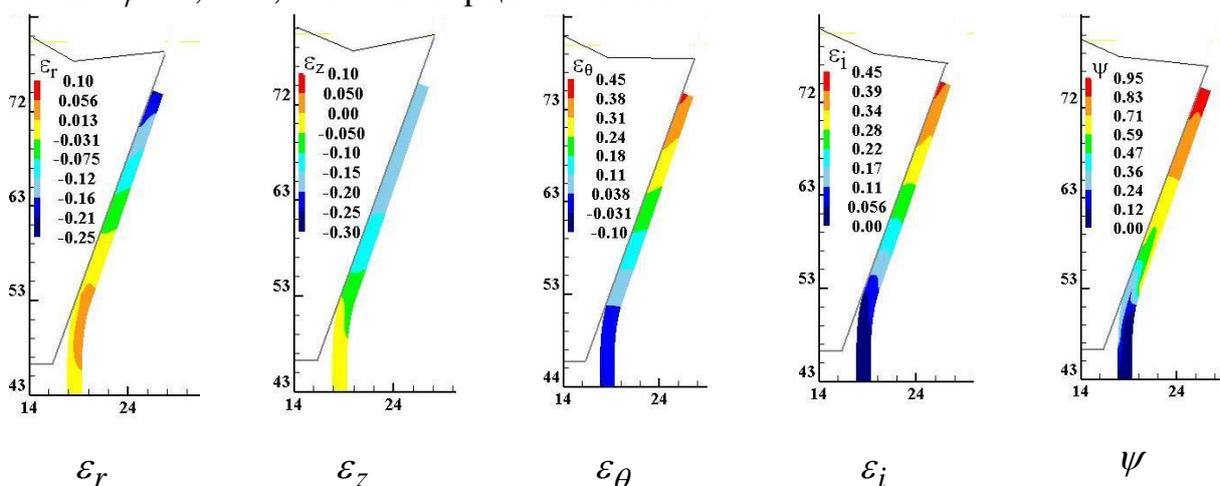


Рис. 6 – Розподіли радіальних ε_r , осьових ε_z , тангенційних ε_θ , інтенсивності ε_i деформацій та ступеню використання ресурсу пластичності ψ в здеформованих частинах заготовок після відкритої роздачі традиційним пуансоном. Розміри по вісях в міліметрах

Розподіли радіальних σ_r , осьових σ_z , тангенційних σ_θ , дотичних τ_{rz} напружень та інтенсивності напружень σ_i в здеформованій частині заготовки при найбільшому зусиллі деформування при відкритій роздачі пуансоном спеціального профілю приведені на рис. 7. Стискаючі радіальні напруження величиною $\sigma_r = -340 \div -430$ МПа виникають в місцях контакту пуансону з заготовкою. Також мають місце зони з розтягувальними напруженнями, значення яких знаходяться в межах $\sigma_r = 370 \div 100$ МПа. Стискаючі осьові напруження σ_z розповсюджені практично по всьому об'єму здеформованої частини. В місцях контакту пуансону з заготовкою ці напруження досягають величини $\sigma_z = -900$ МПа. Також виникають зони, в яких осьові напруження стають розтягувальними.

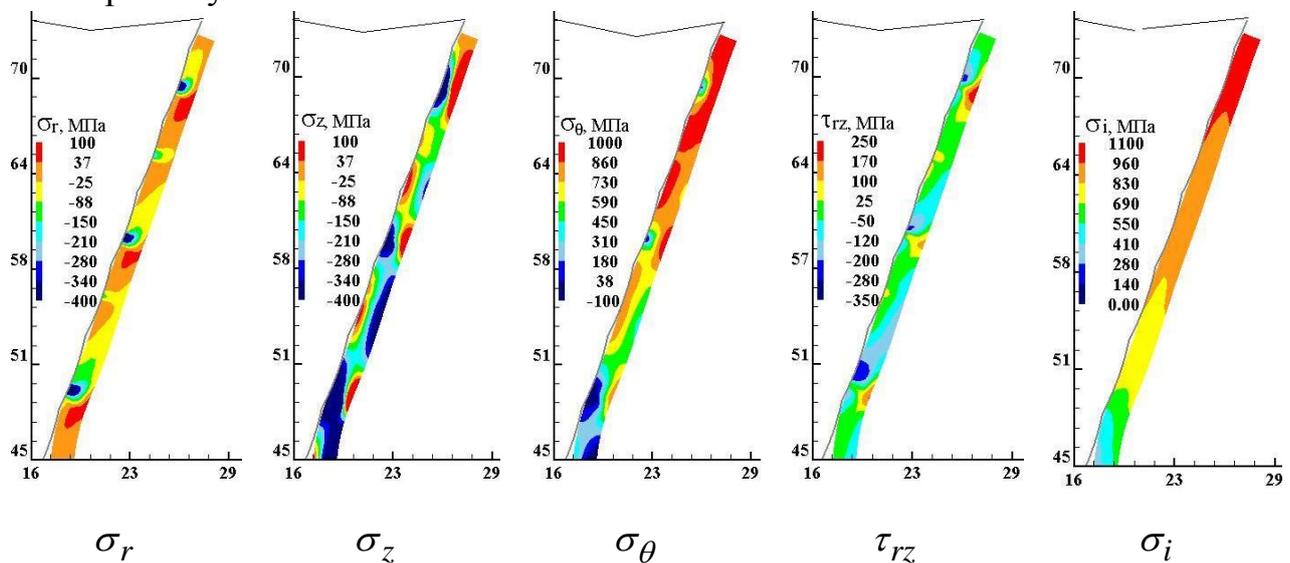


Рис. 7 – Розподіли радіальних σ_r , осьових σ_z , тангенційних σ_θ , дотичних τ_{rz} та інтенсивності напружень σ_i в здеформованих частинах заготовок при відкритій роздачі пуансоном спеціального профілю. Розміри по вісях в міліметрах

Необхідно відмітити, що розподіли напружень σ_r та σ_z в даному випадку суттєво відрізняються від попереднього, при якому виникають тільки стискаючі напруження. Розтягувальні тангенційні напруження займають весь об'єм здеформованої частини заготовки. Найбільші значення $\sigma_\theta = 860 \div 1000$ МПа виникають в області торця здеформованої частини з подальшим зменшенням до нульових значень в місці переходу здеформованої частини в циліндричну. При цьому, розміри вказаної області зростають в порівнянні з попереднім випадком, що пов'язано з досягнення більшого коефіцієнту роздачі. Величини дотичних напружень змінюються в межах $\tau_{rz} = 250 \div -350$ МПа. Найбільші значення інтенсивності напружень $\sigma_i = 960 \div 1100$ МПа виникають в області торця

здеформованої частини заготовки з подальшим зменшенням до величин $\sigma_i = 280\text{--}410$ МПа в місці переходу zdeформованої частини в циліндричну. В попередньому випадку максимальні значення інтенсивності були $\sigma_i = 960$ МПа. Розподіли радіальних ε_r , осьових ε_z , тангенційних ε_θ , інтенсивності ε_i деформацій та ступеню використання ресурсу пластичності ψ в zdeформованому металі після відкритої роздачі пуансоном спеціального профілю зображені на рис. 8. Стискаючі радіальні деформації величиною $\varepsilon_r = -0,05\text{--}-0,3$ виникають на половині довжини zdeформованої частини заготовки, причому найбільші значення по абсолютній величині виникають в області торця заготовки. Аналогічні значення осьових деформацій ε_z розповсюджуються практично на всю довжину zdeформованої частини заготовки. Розтягувальні тангенційні деформації ε_θ також займають всю довжину zdeформованої частини. В області торця заготовки величина цих деформацій знаходиться в межах $\varepsilon_i = 0,38\text{--}0,44$ з подальшим зменшенням до нульових значень в місці переходу zdeформованої частини в циліндричну. Результатом напружено-деформованого стану є ступінь використання ресурсу пластичності ψ zdeформованого металу. Ресурс пластичності вичерпується в області торця заготовки, досягаючи значень в межах $\psi = 0,86\text{--}0,98$.

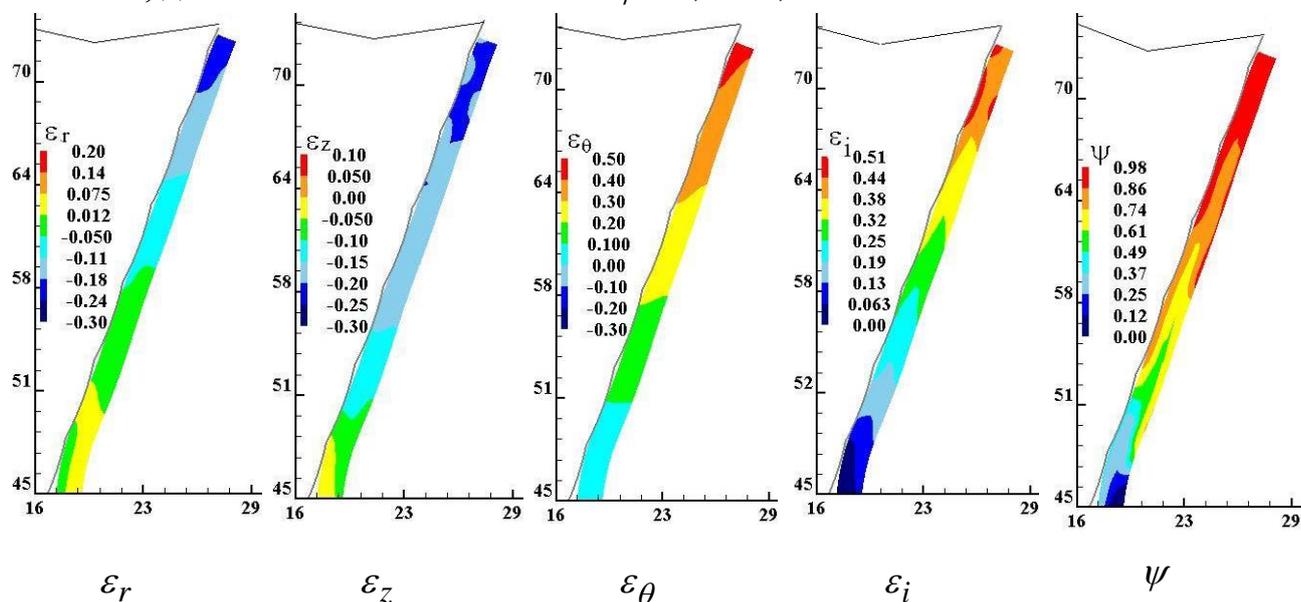


Рис. 8. Розподіли радіальних ε_r , осьових ε_z , тангенційних ε_θ , інтенсивності ε_i деформацій та ступеню використання ресурсу пластичності ψ в zdeформованих частинах заготовок при відкритій роздачі пуансоном спеціального профілю. Розміри по вісях в міліметрах

На рис. 9 наведені розподіли радіальних σ_r , осьових σ_z , тангенційних σ_θ , дотичних τ_{rz} напружень та інтенсивності σ_i напружень в здеформованій частині заготовки при найбільшому зусиллі деформування при закритій роздачі пуансоном спеціального профілю. Вигляд розподілів та величини радіальних σ_r і осьових напружень σ_z практично не відрізняються від аналогічних розподілів для відкритої роздачі, хоча зона з осьовими напруженнями величиною $\sigma_z = -340 \div -400$ МПа при закритій роздачі займає більшу довжину здеформованої частини. Також в здеформованій заготовці розширяється область з розтягувальними тангенційними напруженнями величиною $\sigma_\theta = 860-1000$ МПа. Якщо при відкритій роздачі така область займає третину довжини здеформованої частини, то при закритій – половину довжини. При закритій роздачі розподіл дотичних напружень подібний розподілу, який отриманий при

відкритій роздачі, хоча збільшується кількість зон та їх розміри із стискаючими напруженнями τ_{rz} . Область з інтенсивністю напружень величиною $\sigma_i = 960-1100$ МПа займає половину довжини здеформованої частини заготовки, яка отримана закритою роздачею.

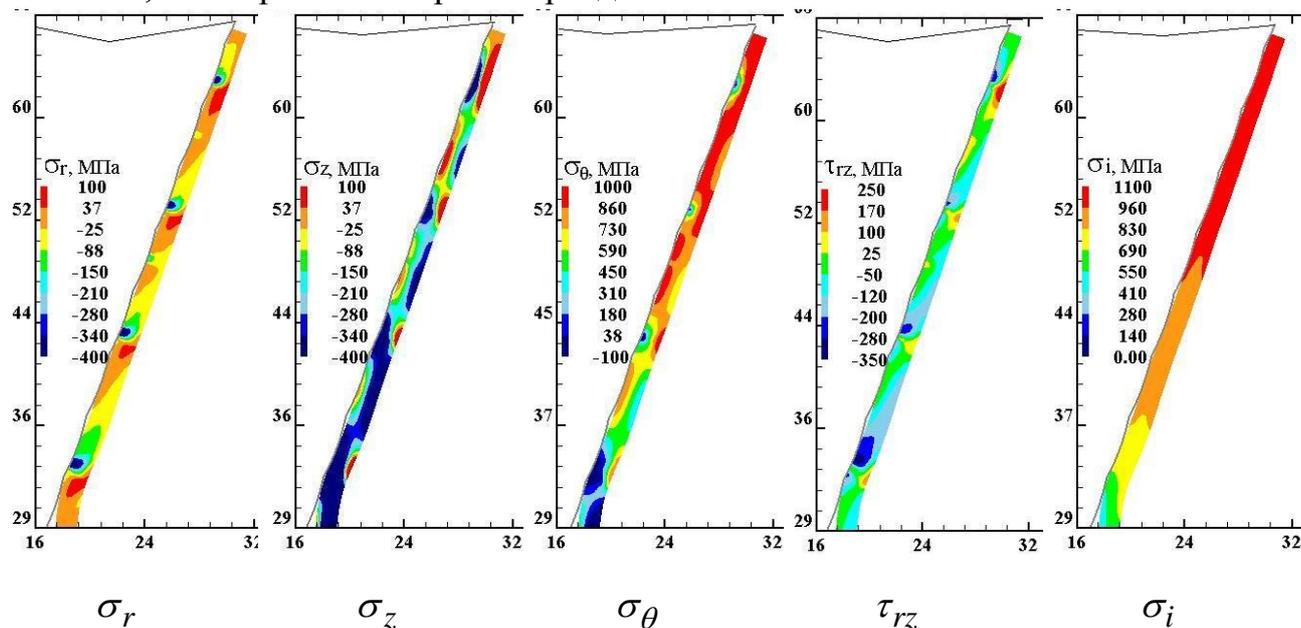


Рис. 9. Розподіли радіальних σ_r , осьових σ_z , тангенційних σ_θ , дотичних τ_{rz} та інтенсивності σ_i напружень в здеформованих частинах заготовок при відкритій роздачі пуансоном спеціального профілю. Розміри по вісях в міліметрах

Розподіли радіальних ε_r , осьових ε_z , тангенційних ε_θ , інтенсивності ε_i деформацій та ступеню використання ресурсу пластичності ψ в здеформованому металі після закритої роздачі пуансоном спеціального профілю

зображені на рис. 10. На відміну від відкритої роздачі, в місці переходу zdeформованої частини в циліндричну виникають розтягувальні радіальні деформації величиною $\varepsilon_r = 0,05-0,13$. Також, в порівнянні з відкритою роздачею, розширюються області зі стискаючими осьовими деформаціями величиною $\varepsilon_z = -0,24 \div -0,35$ та розтягувальними тангенційними деформаціями зі значеннями $\varepsilon_\theta = 0,44-0,5$. Завдяки більш інтенсивному пропрацюванню структури металу пластичною деформацією максимальна величина інтенсивності деформації складає $\varepsilon_i = 0,57-0,65$ (при відкритій роздачі $\varepsilon_i = 0,44-0,51$). В результаті цього ресурс пластичності вичерпується повністю, досягаючи величини $\psi = 1$ в області торця zdeформованої частини, що унеможливорює подальше деформування.

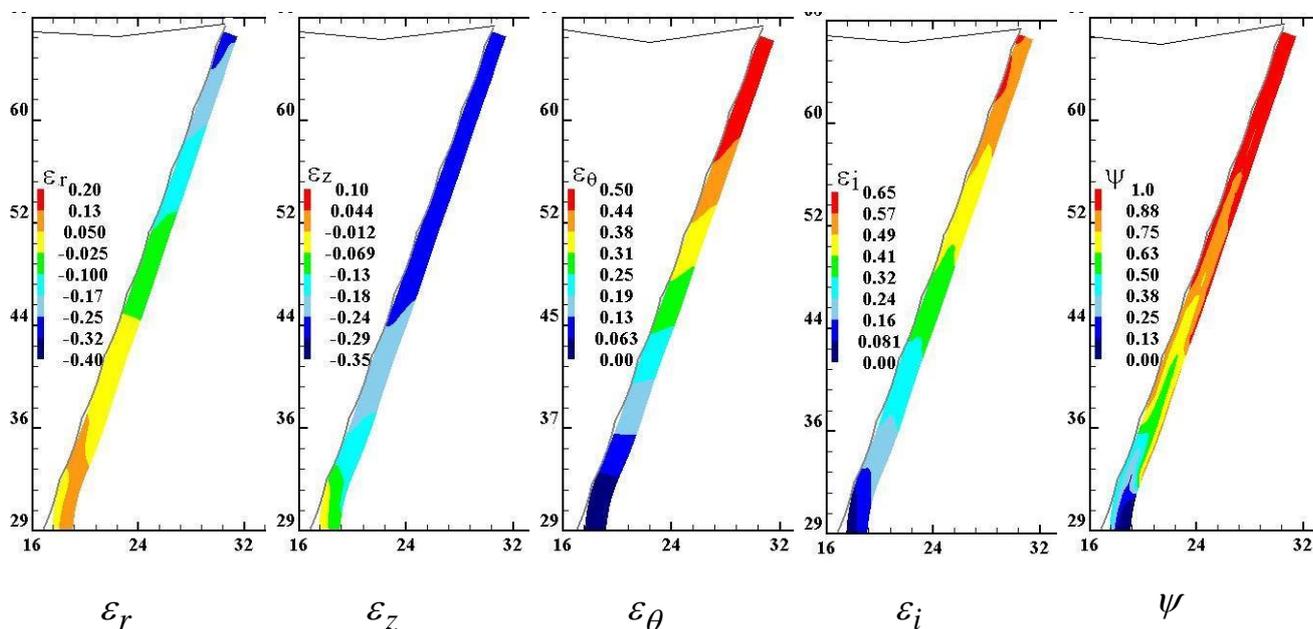


Рис. 10. Розподіли радіальних ε_r , осьових ε_z , тангенційних ε_θ , інтенсивності ε_i деформацій та ступеню використання ресурсу пластичності ψ в zdeформованих частинах заготовок при закритій роздачі пуансоном спеціального профілю. Розміри по вісях в міліметрах

По результатах розрахунків були виготовлені пуансони та проведені експериментальні дослідження відкритої роздачі трубчастих заготовок з нержавіючої сталі традиційним конусним та пуансоном спеціального профілю. На рис. 11 показані результати проведених експериментів. Пуансон спеціального профілю з вихідною заготовкою, які встановлені на випробувальній машині TIRA test 2300, зображені на рис. 11, а. Zдеформована заготовка та традиційний конусний пуансон наведені на рис. 11, б. На рис. 11, в показана zdeформована заготовка та пуансон спеціального профілю. Результати експериментальних досліджень підтвердили дані розрахунків.

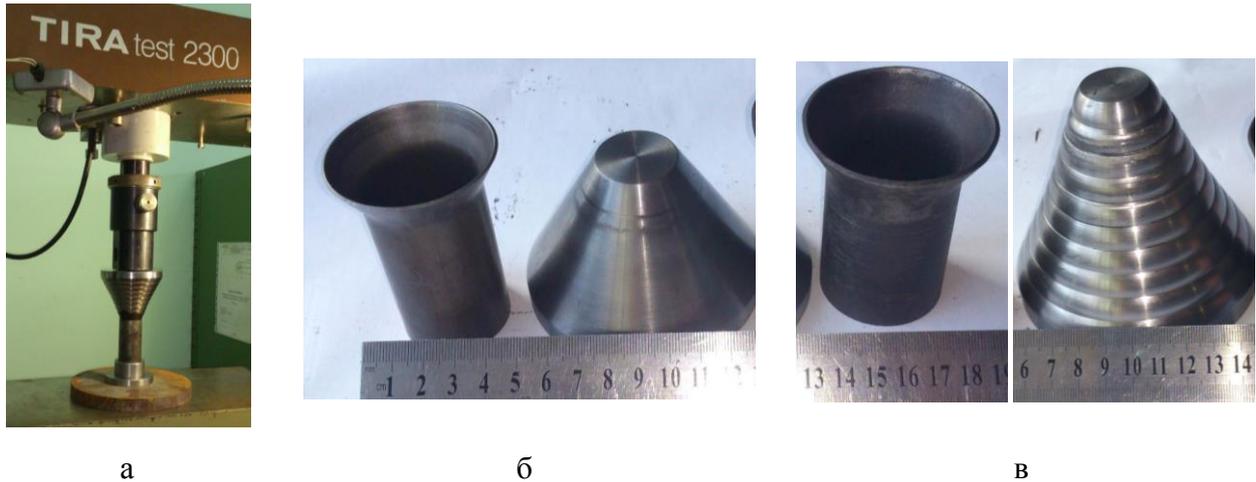


Рис. 11 – Результати експериментальних досліджень: а – пуансон спеціального профілю з вихідною заготовкою на машині TIRA test 2300, б – здеформована заготовка та традиційний пуансон, в – здеформована заготовка та пуансон спеціального профілю

Висновки. Методом скінченних елементів проведений розрахунковий аналіз відкритої роздачі традиційним конусним пуансоном та пуансоном спеціального профілю, а також закритої роздачі пуансоном спеціального профілю трубчастих заготовок з нержавіючої сталі. Встановлені залежності зусилля роздачі від переміщення пуансону, форма та розміри здеформованих заготовок, напружено-деформований стан в них та ступінь використання ресурсу пластичності здеформованого металу. Використання пуансону спеціального профілю дозволяє отримати більший коефіцієнт роздачі, в порівнянні з традиційним пуансоном, завдяки зменшенню впливу тертя при формоутворенні та зміні схеми напруженого стану. При закритій роздачі пуансоном спеціального профілю деформування обмежене по причині руйнування металу. Проведені експерименти підтвердили дані розрахунків.

Список літератури: 1. Романовский В. П. Справочник по холодной штамповке. 6-е изд., перераб. и доп. / В. П. Романовский . – Ленингр. отд-ние: Машиностроение. 1979. – 520 с. 2. Ковка и штамповка: Справочник: В 4 т. Т. 4. Листовая штамповка / Под ред. А.Д. Матвеева; Ред. совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. – М.: Машиностроение, 1985-1987. – 544 с. 3. Аверкиев Ю. А. Холодная штамповка / Ю. А. Аверкиев. Издательство Ростовского университета , 1984. – 288 с. 4. Аверкиев Ю. А. Технология холодной штамповки / Ю. А. Аверкиев., А. Ю. Аверкиев. – М: Машиностроение, 1989. – 304 с. 5. Калюжний В. Л. Вплив кута конусу пуансону на силові режими і якість виробів при роздачі трубчастих заготовок із сталі 12X18H10T / В.Л. Калюжний, В.В. Піманов, Я.С. Олександренко // Вісник НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43. – С. 120-126. 6. Калюжний О.В. Інтенсифікація холодної роздачі трубчастих заготовок конічним пуансоном / О.В. Калюжний // Вісник НТУ «ХПІ», Серія «Нові рішення в сучасних технологіях». – 2013. – № 43. – С. 84-90.

Bibliography (transliterated): 1 . Romanovskiy V. P. Spravochnik po holodnoy shtampovke. 6-e izd., pererab. i dop. V. P. Romanovskiy . – Leningr. otd-nie: Mashinostroenie. 1979. – 520 p. 2. Kovka i shtampovka: Spravochnik: V 4 t. T. 4. Listovaya shtampovka Pod red. A.D. Matveeva; Red. совет: E.I. Semenov (pred.) i dr. – Moscow: Mashinostroenie, 1985–1987. – 544 p. 3. Averkiev Yu. A. Holodnaya shtampovka Yu. A. Averkiev. Izdatelstvo Rostovskogo universiteta , 1984. – 288 p. 4. Averkiev Yu. A.

Tehnologiya holodnoy shtampovki Yu. A. Averkiev., A. Yu. Averkiev. – Moscow: Mashinostroenie, 1989. – 304 p. 5. Kalyuzhniy V. L. Vpliv kuta konusu puansonu na silovI rezhimi I yakIst virobIv pri rozdachI trubchastih zagotovok Iz stalI 12H18N10T V.L. Kalyuzhniy, V.V. Pimanov, Ya.S. Oleksandrenko Вісник NTU «ХПИ». – 2013. – No 43. – P. 120–126. 6. Kalyuzhniy O.V. IntensifkatsIya holodnoYi rozdachI trubchastih zagotovok konIchnim puansonom O.V. Kalyuzhniy Вісник NTU «ХПИ», SerIya «Novш rшshennya v suchasnih tehnologiyah». – 2013. – No 43. – P. 84–90.

Надійшла (received) 28.10.2014

УДК 621.892 : 621.77

Б. С. КАРГИН, канд. техн. наук, проф., ГВУЗ «ПГТУ»;
С. Б. КАРГИН, канд. техн. наук, доц., ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь;
А. С. БУРЛУЦКИЙ, инженер, ГП НПКГ «Заря-Машпроект», Николаев

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СМАЗОК ПРИ ГОРЯЧЕЙ ШТАМПОВКЕ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ

Представлены результаты лабораторных и производственных исследований эффективности различных стеклосмазок и графито-фосфатного препарата при горячей штамповке широко применяемых жаропрочных сплавов, из которых изготавливают турбинные лопатки. Получены экспериментальные данные по влиянию типа стеклосмазки на величину окисления металла при нагреве в пламенных печах. Выданы рекомендации. Установлено, что при штамповке жаропрочных сплавов (турбинные лопатки и т. д.) следует применять стеклосмазку No 4-2 в сочетании с графито-фосфатным препаратом.

Ключевые слова: поковка, турбинная лопатка, нагрев, штамп, смазка, деформация, стойкость.

Введение. В развитии современного газотурбостроения наблюдается тенденция к росту скоростей и температур газового потока, увеличению удельных нагрузок и агрессивности топлива.

Эти условия предъявляют жёсткие требования по выбору материалов для турбинных лопаток. К основным из них относятся: высокая жаропрочность; пластичность, необходимая для равномерного распределения напряжений по всему сечению; высокую усталостную прочность; стабильность структуры, обеспечивающая неизменность механических свойств во время эксплуатации; химическая инертность к продуктам сгорания топлива; стойкость к газовой коррозии и эрозии при высоких температурах.

Для изготовления сопловых аппаратов ГТД применяются жаропрочные и жаростойкие сплавы на основе никеля, легированные хромом, вольфрамом, молибденом, титаном, бором и другими элементами.

Исследования показывают, что трудно-деформируемые жаропрочные материалы характеризуются сравнительно узким интервалом горячей обработки давлением, в частности, для сплава ЭП-33 -1000-1150 °С. Превышение температуры обработки ведёт к резкому росту исходного зерна,

что, в свою очередь, в условиях неоднородной пластической деформации способствует образованию разнотельной структуры и снижению характеристик жаропрочности и усталостной прочности изделий. При снижении температуры обработки резко возрастают усилия деформирования, что связано с началом выпадения упрочняющих фаз по границам зёрен. В связи с этим возникают большие трудности по повышению стойкости штампов. С этой точки зрения исследования, направленные на создание оптимальных условий на границе жаропрочный сплав – штамп представляют определенный интерес.

Анализ последних исследований и публикаций. Стойкость штампов и качество поковок в значительной степени зависит от соблюдения требуемых технологических режимов. Кроме того, необходимость останова прессов для смены штампов приводит к потерям рабочего времени (10–30 %), а частые ремонты штампов повышают расходы на инструмент и отрицательно сказываются на себестоимости поковок, т.к. при штамповке турбинных лопаток расходы на штампы составляют 40–50 % от себестоимости поковок.

Одной из важнейших задач для уменьшения износа штампов является применение эффективных технологических смазок. Кроме того, на качество поверхности штампующих поковок большое влияние оказывает окисление и возможность выгорания легирующих элементов в поверхностных слоях при нагреве. Данный недостаток может быть предотвращён или уменьшен путём нагрева заготовок в печах с защитной атмосферой. Однако, данный способ нагрева весьма дорого стоит.

Среди всех смазок для горячей штамповки жаропрочных сплавов значительное место принадлежит стеклянным смазкам различного химического состава. Исследования [1, 2] показали, что стекло во многих случаях действует как смазочный и изоляционный материал. В настоящее время существует много рецептов стеклосмазок [3, 4]. Это объясняется высокой чувствительностью стеклосмазок к условиям их работы. Эффективность стеклосмазок зависит от вида деформируемого материала, формы и размеров получаемых изделий, способа их изготовления. Однако, конкретные данные по составу и эффективности стеклосмазок отсутствуют.

Цель. Целью работы является экспериментальное изучение эффективности стеклосмазок в тандеме с графито-фосфатным препаратом (ГФП) при горячей штамповке жаропрочных сплавов; установление защитных свойств стеклопокрытий для предотвращения окисления (коррозии) при нагреве в пламенных печах.

Изложение основного материала. Теорией и практикой доказано, что для каждого конкретного случая наиболее эффективным смазывающим и изоляционным действием обладает строго определённый состав стекла.

Антифрикционные, а также теплофизические свойства стеклосмазок определяются, в основном, химическим составом стёкол.

В настоящей работе приведены результаты испытаний эффективности стеклосмазок применительно к жаропрочным сплавам ЭП-33 и ЭП-479, используемых при штамповке турбинных лопаток массой 1,5–3,5 кг на Николаевском НПКГ «Заря-Машпроект».

Наиболее приемлемым для лабораторных исследований эффективности смазок явился косвенный метод определения коэффициента трения по результатам осадки кольцевых заготовок [5].

Кольца из стали 10X11H23T3MP (ЭП-33) и 15X16H2AM (ЭП-479) имели размеры $D:d:h=36:18:12$ мм, где D и d – наружный и внутренний диаметры кольцевых образцов, h – высота кольцевых образцов. Нагрев перед осадкой проводили в электрической печи камерного типа с силикаткремниевыми нагревательными элементами до 1150°C. Температура осадочных плит – 250°C. Степень осадки составляла 35 %.

Исследовали эффективность стеклосмазок № 36, № 4-2 и графито-фосфатного препарата ГФП. Их состав представлен в таблицах 1 и 2.

Использовали кривошипный пресс силой 0,63 МН. Нанесение стеклопокрытия осуществлялось путём окунания колец в шликер перед их посадкой в печь. Шликер готовился из стеклопорошка 2-х указанных выше марок и наполнителя. Сушка образцов производилась при комнатной температуре в течение 60 минут.

При осадке первой партии колец (5 штук) использовали стеклопокрытие № 36 и сухие осадочные плиты, при осадке второй партии использовали стеклопокрытие № 4-2 и сухие осадочные плиты, а при осадке третьей и четвёртой партии осадочные плиты были покрыты воднографитовой смазкой ГФП, а образцы – стеклопокрытием № 36 (третья партия) и № 4-2 (четвёртая партия).

Антифрикционные свойства смазок сравнивали по изменению диаметра внутреннего отверстия кольцевых заготовок после их горячей осадки.

Таблица 1. Состав испытываемых стеклосмазок

Номер стеклосмазок	Содержание, %				
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	B ₂ O ₃	CaO	Na ₂ O
№ 36	45	5	35	-	15
№ 4-2	54	14	14	16	2

Таблица 2. Состав смазки ГФП (графито-фосфатный препарат)

№ п/п	Наименование компонентов	Содержание, %
1	Графит	18
2	Триполифосфат натрия	8
3	Лигносульфонат	8
4	Триэтаноламин	0,3
5	Фурацилин	0,01
6	Вода	65,69
Смазка ГФП не токсична, не пожароопасна		

Для определения среднего внутреннего диаметра осаженных заготовок отверстия заливали парафином, масса которого служила исходной величиной для дальнейших расчётов по формуле:

$$d_i = \sqrt{\frac{4 \cdot m}{\rho \cdot \pi \cdot h}},$$

где d_i – внутренний диаметр кольца, мм;

m – масса парафина, г;

h – высота осаженного кольца, мм;

ρ – плотность парафина, г/мм³.

Коэффициент трения μ определяли по диаграмме [5] в зависимости от ε_h и ε_d , где $\varepsilon_h = \frac{H_0 - H_1}{H_0} \cdot 100 \%$ и $\varepsilon_d = \frac{d_0 - d_1}{d_0} \cdot 100 \%$, H_0 и d_0 – исходные высота и внутренний диаметр кольца, мм; H_1 и d_1 – высота и внутренний диаметр кольца после осадки, мм.

При деформировании кольцевых заготовок из различных жаропрочных сплавов с различными технологическими смазками установили величины коэффициента трения μ . Результаты испытаний представлены в таблице 3.

Таблица 3. Результаты испытаний эффективности технологических смазок

Тип смазки	Марка испытываемой стали	Коэффициент трения, μ
Стеклосмазка № 36	15X16H2AM (ЭП-479)	0,20
Стеклосмазка № 36	10X11H23T3MP (ЭП-33)	0,19
Стеклосмазка № 4-2	15X16H2AM (ЭП-479)	0,15
Стеклосмазка № 4-2	10X11H23T3MP (ЭП-33)	0,15
Стеклосмазка № 36 и ГФП	15X16H2AM (ЭП-479)	0,12
Стеклосмазка № 4-2 и ГФП	10X11H23T3MP (ЭП-33)	0,11

Были проведены эксперименты по определению защитных свойств стеклопокрытий методом термовесового анализа. В работе представлены результаты исследований эффективности стеклопокрытий № 36 и № 4-2 при нагреве жаропрочного сплава ЭП-33 до температуры 1150°C.

Выбор указанных стеклопокрытий связан с тем, что для каждого процесса, класса сталей и сплавов необходим специальный состав, что вызвано неодинаковым взаимодействием стекла с различными металлами и высокой чувствительностью стеклосмазки к условиям работы. Выбирается химический состав стекла, неагрессивный по отношению к металлу и обеспечивающий необходимую вязкость в заданном интервале температур, равномерное покрытие металла стеклом, лёгкость удаления стекла с обрабатываемых поковок.

Важным вопросом при использовании стекла в качестве защитного покрытия является степень его коррозионной активности по отношению к металлу. Интенсивность протекания коррозионных процессов для каждого металла и сплава зависит от состава стекла и температуры. Изучение степени защиты сплава ЭП-33 стеклопокрытием проводили по методике, разработанной С.-Петербургским институтом химии и силикатов, для определения зависимости изменения веса образца покрытого стеклом, от времени выдержки и температуры нагрева. Время выдержки сплава ЭП-33 при температуре 1150°C составляло 120 минут.

В результате исследований было установлено, что при нагреве сплава ЭП-33 без покрытия привес составил 2,7 мг/см², а при стеклопокрытии № 4-2 – 0,8 мг/см², при стеклопокрытии № 36 – 1,3 мг/см².

Выводы. Экспериментально установлена эффективность стеклосмазок при горячей штамповке жаропрочных сплавов. Показано, что стеклосмазка № 4-2 даёт лучшие результаты по сравнению со стеклосмазкой № 36.

Установлено, что применение графито-фосфатного препарата (ГФП), который разработан на кафедре КШП ПГТУ, для смазки инструмента перед деформацией образцов со стеклопокрытием позволяет снизить величину коэффициента трения на 20–40%. Представляется целесообразным рекомендовать при штамповке жаропрочных сплавов (турбинные лопатки и т.д.) применение стеклосмазки № 4-2 в сочетании с ГФП.

Установлено, что стеклопокрытие помимо функций технологической смазки, защищает заготовку от окисления, выгорания легирующих элементов при нагреве и сохраняет тепло нагретой заготовки при переносе её от печи к прессу.

Список литературы: 1. Коротких Е.Д. Нанесение стеклосмазок на заготовки при горячем деформировании / Е.Д. Коротких, М.П. Пономарёв, Б.И. Телешев // Кузнечно-штамповочное производство. – 1975. – № 4. – С. 9. 2. Корнеев М.И. Применение стеклянных защитных покрытий при штамповке лопаток из жаропрочных сплавов / М.И. Корнеев, И.Г. Скугарев. – М.: Машиностроение, 1966. – 140 с. 3. Солнцев С.С. Защитные покрытия металлов при нагреве / С.С. Солнцев, А.Г. Туманов. – М.: Машиностроение, 1976. – 256 с. 4. Солнцев С.С. Защитные покрытия при нагреве : Справочное пособие / С.С. Солнцев. – М.: Книжный дом «Либроком», 2009, – 248 с. 5. Грудев А.П. Трение и смазки при обработке металлов давлением / А.П. Грудев, Ю.В. Зильберт, В.Т. Тилик. – М.: Metallургия, 1982. – 310 с.

Bibliography (transliterated): 1. Korotkyh E.D. Application of glass lubricants for hot deformation of the workpiece E.D. Korotlyh, M.P. Ponomarev, B.I. Teleshev Forging and stamping production. – 1975. – No4 . – P. 9. 2. Korneev M.I. The use of glass protective coatings when punching blades from HRSA M.I. Korneev, I.G. Skugarev . – Moscow: Mechanical Engineering , 1966 . – 140 p. 3. Solntcev S.S. Protective coatings of metals by heating S.S. Solntcev, A.G. Tumanov. – Moscow: Mechanical Engineering, 1976. – 256 p. 4. Solntcev S.S. Protective coatings on heating: Handbook S.S. Solntsev. – Moscow Book House »Librokom», 2009,– 248 p. 5. Grudev A.P. Friction and lubrication in metal forming A.P. Grudev, Y.V. Zilbert , V.T. Tilik . – Moscow: Metallurgy , 1982. – 310 p.

Поступила (received) 26.10.2014

УДК 621.73

В. В. КУХАРЬ, докт. техн. наук, проф., ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь

ЗАКОНОМЕРНОСТИ РАЗВИТИЯ ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ ИЗГИБЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗАГОТОВОК ПРОДОЛЬНО ПРИЛОЖЕННЫМИ СИЛАМИ

Аналитически рассмотрены процессы деформации при получении профилированных заготовок продольным изгибом для последующих завершающих операций объемной штамповки иликовки. Разработана методика расчета и установлены закономерности изменения относительного радиуса кривизны нейтрального слоя, смещения нейтральной линии деформаций и развития деформаций на внутреннем и наружном радиусе по биссектрисе угла изгиба цилиндрической заготовки при продольном изгибе в зависимости от таких основных параметров как степень деформации и соотношение габаритных размеров исходной заготовки.

Ключевые слова: продольный изгиб, цилиндрическая заготовка, профилирование, деформация, смещение нейтрального слоя, радиус кривизны, крайние волокна.

Введение. Изгиб заготовок продольно приложенными силами в процессах обработки металлов давлением (осадка, высадка, протяжка, производство гнутых профилей) долгое время рассматривали только как негативное явление, принимая технологические решения по его исключению. В большинстве случаев такие решения являются оправданными. Возникновение продольного изгиба у цилиндрических заготовок связано с потерей ими устойчивости, когда отношение диаметра D_0 к высоте L_0 заготовки (т.е. коэффициент контакта D_0 / L_0) меньше определенной критической величины, а прилагаемая сила достаточна для возникновения начального выпучивания и дальнейшего развития деформации. При осадке или высадке заготовок чаще оперируют обратным соотношением $m_0 = L_0 / D_0$ [1], т.е. относительной высотой заготовки. Однако в настоящее время предложен ряд технологических процессов, основанных на положительном использовании явления продольного изгиба, и проведено изучение закономерностей формоизменения заготовок с различной формой поперечного сечения [2–5]. При этом оценка

© В. В. Кухарь, 2014

деформационных процессов, протекающих по биссектрисе угла продольно изгибаемых цилиндрических заготовок, проведена не была.

Анализ последних исследований и литературы. Аналитически [6] и на основе результатов конечно-элементного моделирования [7] установлено, что при продольном изгибе зона сжатия в поперечных сечениях заготовки всегда больше зоны растяжения. В процессах осадки и высадки продольный изгиб исключают путем отрезки заготовок с относительной высотой m_0 , меньшей критической величины m_{kr} . В способах восстановления длинномерных деталей осадкой В. А. Огородников [8] и Д. В. Хван [9] на основе энергетического метода определили условия появления продольного изгиба и предложили решения проблемы обеспечения устойчивости формоизменения за счет введения промежуточных термообработок между стадиями ступенчатой осадки или использования специализированного инструмента. Исследования течения металла на переходах высадки заготовок с $m_0 > 3,5$ в ручьях горизонтально-ковочных машин (ГКМ) проводили Е. И. Семенов, И. С. Зиновьев, А. Х. Грайфер, А. Г. Овчинников, А. Д. Томлёнов, Л. С. Зисерсон и др. При этом установлено, что изогнутая ось заготовки формируется в соответствии с механикой двусторонней заделки стержня, а величины критических отношений m_{kr} находятся в пределах от 2,5 до 3,76. Такой разброс связан с принятием разными авторами различных условий трения на контакте, состояния торца заготовки, характеристик кривой упрочнения деформируемого материала и др.

В условиях Херсонского завода карданных валов, по предложению К. К. Дьямантипуло, явление продольного изгиба было использовано для рационализации технологии штамповки поковок с изогнутой осью [10]. Продольный изгиб, проводимый параллельными плитами, обеспечивает за один ход прессы сбив окалины, гибку и предпочтительное перераспределение металла по длине заготовки, что способствует благоприятному формообразованию поковок в штамповочных ручьях, а в некоторых случаях позволяет достичь экономии металла до 53 % на каждой поковке [2].

Продольный изгиб целесообразно рассматривать как совокупность одновременно происходящих процессов формообразования бокового профиля полуфабриката и изгиба заготовки (рис. 1). На основе использования метода смещенного объема успешно выполнена теоретическая оценка степени деформации, связанной с образованием профиля заготовок (появлением участков с максимальным D_{max} и минимальным D_{min} диаметром) при продольном изгибе [11]. Однако, для научно-обоснованного назначения технологических режимов профилирования также актуальным является выяснение картины деформаций, связанных с изгибом заготовки, т.е.

определение взаимосвязи радиуса кривизны, положения нейтрального слоя и деформации крайних волокон заготовки с технологическими режимами продольного изгиба.

Целью настоящей работы является развитие теоретических основ продольного изгиба с точки зрения определения закономерностей взаимосвязи радиуса кривизны, положения нейтрального слоя по биссектрисе угла изгиба и степеней деформации крайних волокон заготовки круглого поперечного сечения с технологическими параметрами профилирования.

Материалы исследования. Технологический параметр процесса, характеризующий рабочий ход инструмента, определяют как

$$\varepsilon_y = \frac{L_0 - H_k}{L_0} 100\% = \frac{\Delta H}{L_0} 100\%, \quad (1)$$

где H_k и ΔH – конечная высота заготовки после осадки с продольным изгибом заготовки и рабочий ход инструмента соответственно.

Схема нагружения при продольном изгибе соответствует гибке с приложением осевой сжимающей силы, действие которой приводит к тому, что волокна со стороны внешнего радиуса профилированной заготовки могут находиться в сжатом состоянии (рис. 2). Величины и знаки деформаций крайних волокон в поперечном сечении по биссектрисе угла изгиба заготовки, при прочих равных условиях, зависят от значений ε_y и m_0 .



Рис. 1 – Заготовки после продольного изгиба

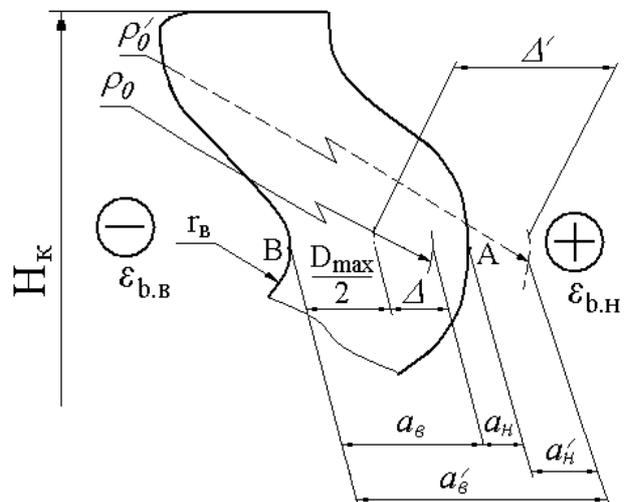


Рис. 2 – Схема к расчету деформаций крайних волокон при продольном изгибе

Степень деформации ε_b , характеризующую изгиб, т.е. состояние крайних волокон поперечного сечения заготовки по биссектрисе угла изгиба, можно определить на основании формулы [12–14]:

$$\varepsilon_b = y/\rho_0, \quad (2)$$

где y – расстояние до волокна от нейтральной линии, определяемой радиусом кривизны нейтрального слоя ρ_0 .

Для процессов гибки листового материала величину радиуса кривизны нейтрального слоя ρ_0 определяют по формулам В. П. Романовского и И. П. Ренне, приведенных, например, в источниках [12–14]:

$$\rho_0 = \left(\frac{r_b}{s} + \frac{\zeta}{2} \right) \cdot \zeta \cdot s \cdot \frac{b_{cp}}{b}, \quad (3)$$

где $\zeta = s_{ut}/s$ – коэффициент утонения материала, причем s и s_{ut} – толщина листового материала до и после гибки соответственно;

r_b – величина внутреннего радиуса при гибке;

b и b_{cp} – ширина полосы до гибки и средняя ширина полосы после гибки.

Тогда, применительно к процессу продольного изгиба, когда имеет место не утонение, а неравномерное утолщение поперечного сечения заготовки, формулу (3) преобразуем к относительному выражению:

$$\frac{\rho_0}{D_0} = \left(\frac{r_b}{D_0} + \frac{k_2}{2} \right) k_2 \frac{1}{2} (k_1 + k_2). \quad (4)$$

Для вычисления r_b/D_0 , $k_1 = D_{\min}/D_0$ и $k_2 = D_{\max}/D_0$ в результате обработки экспериментальных данных по продольному изгибу заготовок из неупрочняющегося материала (свинец, горячая деформация углеродистых сталей) получены следующие зависимости [15]:

$$\lg \left(\frac{r_b}{D_0} \right) = A_r \cdot m_0^3 + B_r \cdot m_0^2 + C_r \cdot m_0 + D_r, \quad (5)$$

где $A_r = 12,207 \cdot \varepsilon_y^3 - 14,193 \cdot \varepsilon_y^2 + 4,6031 \cdot \varepsilon_y - 0,6001$;

$B_r = -159,39 \cdot \varepsilon_y^3 + 187,01 \cdot \varepsilon_y^2 - 60,639 \cdot \varepsilon_y + 8,1419$;

$C_r = 684,87 \cdot \varepsilon_y^3 - 812,76 \cdot \varepsilon_y^2 + 264,59 \cdot \varepsilon_y - 37,055$;

$D_r = -1026,1 \cdot \varepsilon_y^3 + 1229,3 \cdot \varepsilon_y^2 - 408,34 \cdot \varepsilon_y + 59,923$,

$$k_1 = \frac{D_{\min}}{D_0} = A_d'' m_0^3 + B_d'' m_0^2 + C_d'' m_0 + D_d'', \quad (6)$$

где $A_d'' = 1,0677 \cdot \varepsilon_y^3 + 0,1951 \cdot \varepsilon_y^2 - 0,4685 \cdot \varepsilon_y + 0,0706$;

$B_d'' = -15,485 \cdot \varepsilon_y^3 - 3,415 \cdot \varepsilon_y^2 + 7,3915 \cdot \varepsilon_y - 1,0986$;

$$C_d'' = 72,358 \cdot \varepsilon_y^3 + 20,591 \cdot \varepsilon_y^2 - 38,95 \cdot \varepsilon_y + 5,667;$$

$$D_d'' = -108,82 \cdot \varepsilon_y^3 - 40,947 \cdot \varepsilon_y^2 + 68,253 \cdot \varepsilon_y - 8,6315,$$

$$k_2 = \frac{D_{\max}}{D_0} = A_d \cdot m_0^3 + B_d \cdot m_0^2 + C_d \cdot m_0 + D_d, \quad (7)$$

где $A_d = 0,7794 \cdot \varepsilon_y^3 - 0,6661 \cdot \varepsilon_y^2 + 0,0898 \cdot \varepsilon_y - 0,0034;$

$$B_d = -11,432 \cdot \varepsilon_y^3 + 9,858 \cdot \varepsilon_y^2 - 1,526 \cdot \varepsilon_y + 0,0752;$$

$$C_d = 57,264 \cdot \varepsilon_y^3 - 50,311 \cdot \varepsilon_y^2 + 8,9265 \cdot \varepsilon_y - 0,514;$$

$$D_d = -97,215 \cdot \varepsilon_y^3 + 87,446 \cdot \varepsilon_y^2 - 16,713 \cdot \varepsilon_y + 2,0905.$$

Положение нейтральной линии в процессах с совместным действием сжатия и изгиба смещено в сторону растянутых волокон, где деформация обозначается со знаком «+» (см. рис. 2), т.е. зона сжатия в поперечном сечении заготовки является большей, чем зона растяжения. Со стороны сжатых волокон деформация обозначена «-». Величину смещения нейтрального слоя от центра поперечного сечения по биссектрисе угла изгиба обозначим через Δ , при этом:

$$\Delta = \rho_0 - r_b - \frac{D_{\max}}{2}, \quad (8)$$

или в относительном виде:

$$\frac{\Delta}{D_0} = \frac{\rho_0}{D_0} - \frac{r_b}{D_0} - \frac{k_2}{2}. \quad (9)$$

Обозначим через a_b и a_H расстояния от нейтральной линии до наружного (А) внутреннего (В) волокна по рассматриваемому поперечному сечению (см. рис. 2). При значительной доле деформации сжатия все поперечное сечение находится в области отрицательных деформаций, которые являются большими на внутреннем радиусе и меньшими на наружном. Тогда нейтральная линия условно выходит за пределы поперечного сечения на величину Δ' от центра (на рис. 2 её радиус кривизны обозначен как ρ_0'). Для данного случая расстояния от нейтральной линии до внутреннего и наружного волокна обозначены a_b' и a_H' соответственно. Следовательно, с сохранением отрицательного знака для сжатых волокон и положительного для случая наличия растянутых волокон, определим:

$$a_b' = a_b = (r_b - \rho_0); \quad (10)$$

$$a_H' = a_H = (r_b - \rho_0 + D_{\max}). \quad (11)$$

Или в относительном выражении:

$$(a_b / D_0) = (r_b - \rho_0) / D_0; \quad (12)$$

$$(a_H / D_0) = (r_b - \rho_0) / D_0 + k_2 \quad (13)$$

Тогда, согласно выражениям (2), (12) и (13) деформацию внутренних и наружных волокон находим соответственно:

$$\varepsilon_{b,b} = (a_b / D_0) / (\rho_0 / D_0); \quad (14)$$

$$\varepsilon_{b,H} = (a_H / D_0) / (\rho_0 / D_0). \quad (15)$$

Таким образом, разработана методика, позволяющая найти взаимосвязь величины относительного радиуса нейтрального слоя (ρ_0 / D_0), вычисляемого по формуле (4), значения относительного смещения нейтрального слоя (Δ / D_0), вычисляемого по формуле (9), и значений деформаций крайних волокон, вычисляемых по формулам (14) и (15), с основными технологическими параметрами продольного изгиба: ε_y и m_0 . Результаты выполненных расчетов приведены на рис. 3 и рис. 4 для величин $m_0 = 4,0; 5,0$ и $6,0$ при наиболее приемлемых значениях $\varepsilon_y = 20 \dots 50 \%$ ($\varepsilon_y = 0,2 \dots 0,5$).

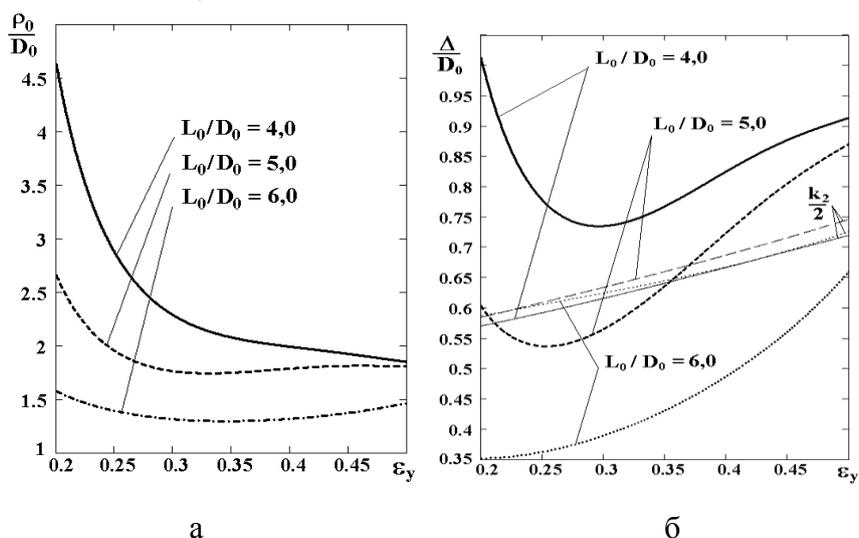


Рис. 3 – результаты выполненных расчетов: а – изменение относительного радиуса кривизны нейтрального слоя и б – изменение относительного смещения нейтрального слоя от центра поперечного сечения по биссектрисе угла продольного изгиба заготовки

С наступлением выпучивания и увеличением составляющей изгиба радиус кривизны нейтрального слоя заготовки уменьшается, причем у коротких заготовок ($m_0 = 4,0$) наступает более резкий переход от сжатия к изгибу, из-за чего значения (ρ_0 / D_0) резко снижаются (см. рис. 3,а). Относительное смещение нейтрального слоя (Δ / D_0) (см. рис. 3,б) свидетельствует о том, что

до $\varepsilon_y = 25 \dots 30 \%$ доля составляющей изгиба является существенной, а дальнейший рост параметра ε_y приводит к возрастанию составляющей сжатия.

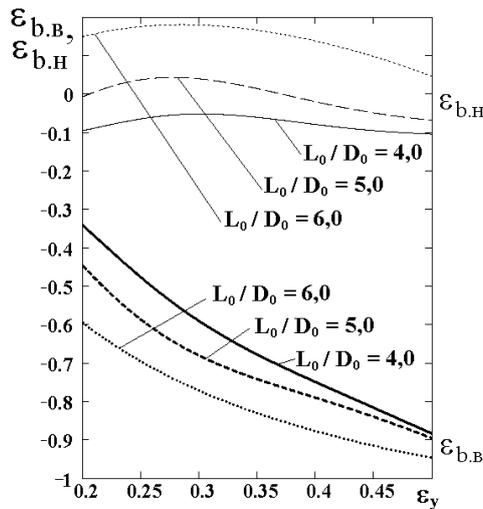


Рис. 4 – Взаимосвязь деформаций наружных и внутренних волокон заготовки с технологическими параметрами процесса профилирования продольным изгибом

При величинах $(\Delta/D_0) < k_2/2$ в поперечном сечении существует зона растяжения. Следовательно, по рис. 3, б, на протяжении исследованного диапазона $\varepsilon_y = 20 \dots 50 \%$ у высоких заготовок с $m_0 = 6,0$ существует зона растяжения, у заготовок с $m_0 = 5,0$ зона растяжения появляется в диапазоне $\varepsilon_y = 22 \dots 35 \%$, а заготовки с $m_0 = 4,0$ на протяжении всего деформирования находятся в области сжатия. Это также подтверждают расчеты, проведенные по формулам (14) и (15), результаты которых приведены на рис. 4.

Выводы. Разработана методика расчета и установлены закономерности изменения относительного радиуса кривизны нейтрального слоя, смещения нейтральной линии деформаций и развития деформаций на внутреннем и наружном радиусе по биссектрисе угла изгиба цилиндрической заготовки при продольном изгибе в зависимости от технологического параметра степени деформации ε_y и относительной высоты заготовки m_0 .

Список литературы: 1. Грайфер А. Х. Об устойчивости заготовок при осадке и высадке / А. Х. Грайфер // Кузнечно-штамповочное производство. – 1970. – № 11. – С. 11–13. 2. Кухарь В. В. Малозатратные инновационные решения в технологии и оборудовании кузнечно-штамповочного производства / В. В. Кухарь // Металл и литье Украины. – 2008. – № 9. – С. 33–36. 3. Кухарь В. В. Формоизменение при профилировании продольным изгибом заготовок с различной формой поперечного сечения / В. В. Кухарь // Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут» / НТУУ «ХПІ». – К., 2010. – № 60. – С. 169–173. – (Машинобудування). 4. Кухарь В. В. Формообразование элементов трубопроводов продольным изгибом / В. В. Кухарь, А. В. Грушко // Захист металургійних машин від поломок: міжвуз. зб. наук. пр. / ПДТУ. – Маріуполь, 2010. – Вип. 12. – С. 147–152. 5. Илюшкин М. В. Изготовление методом осадки в роликах перфорированных гнутых профилей уголкового типа / М. В. Илюшкин, В. А. Марковцев, В. И. Филимонов // Формообразование гнутых профилей: теория и практика :

Сборник научных трудов / Под науч. ред. д-ра техн. наук, профессора В. И. Филимонова. – Ульяновск : УлГТУ, 2012. – 159 с. – Режим доступа : <http://studik.net/izgotovlenie-metodom-osadki-v-rolikakh-perforirovannykh-gnutyx-profilej-ugolkovogo-tipa>. – Дата звернення : 30 жовтня 2014. **6.** Masuda M. Compression Bending / M. Masuda, Y. Tosava // Bull. Jap. Soc. precision Eng-ng. – 1963. – No 1. – P. 33–35. **7.** Goton Manabu. Elastic-plastic analysis of uni-lateral and bi-lateral compression of severe deformation on the basis of J2F and J2G / Goton Manabu, Shibata Yuji // Trans. Jap. Soc. Eng. A. – 1990. – No 56. – P. 529. **8.** Огородников В. А. Відновлення деталей машин методом пластичної формозміни / В. А. Огородников, В. Ф. Сердюк // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 1996. – No 3. – С. 58–62. **9.** Хван Д. В. Осадка длинномерных заготовок как нетрадиционный способ обработки металлов давлением / Д. В. Хван, А. А. Воронаев // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. пр. – Краматорськ-Хмельницький, 2002. – С. 143–147. **10.** Способ изготовления деталей типа поворотного кулака: а.с. 1612433 А1 СССР, МКИ В 21 К 1/08 / К. К. Диамантопуло, Ю. А. Смолиенко, О. Ю. Кумунджиева (СССР). – No 4449233/31-27; заявл. 23.05.88; опубл.16.06.91. **11.** Кухарь В. В. Смещенный объем и степень деформации при формообразовании профиля заготовки продольным изгибом / В. В. Кухарь // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. / ДГМА. – Краматорск, 2014. – No 1 (38). – С. 71–76. **12.** Зубцов М. Е. Листовая штамповка / М. Е. Зубцов. – М.–Л.: Машгиз, 1958. – 459 с. **13.** Романовский В. П. Справочник по холодной штамповке / В. П. Романовский. – М.: Машиностроение, 1990. – 674 с. **14.** Лысов М. И. Формообразование деталей гибкой / М. И. Лысов, Н. В. Сосов. – М.: Машиностроение, 2001. – 388 с. **15.** Анализ пластического формоизменения в частных задачахковки и штамповки : монография / В. А. Гринкевич, В. В. Кухарь, М. В. Краев, В. А. Бурко. – Мариуполь: изд-во ЗАО «Газета «Приазовский рабочий», 2011. – 336 с.

Bibliography (transliterated): **1.** Graifer, A. Kh. «Ob ustoichivosti zagotovok pri osadke i vysadke». *Kuznechno-shtampovochnoje ptiozvodstvo*, issue 11, 1970. 11–13. Print. **2.** Kukhar, V. V. «Malozatratnyje innovatsionnyje reshenija v tekhnologii i oborudovanii kuznechno-shtampovochnogo proizvodstva». *Metall i litjo Ukrainy*, issue 9, 2008. 33–36. Print. **3.** Kukhar, V. V. «Formoizmenenije pri profilirovanii prodolnym izgiбом zagotovok s razlichnoj formoj poperechnogo sechenija». *Visnyk NTUU «KPI»*. Kiev, issue 60, 2010. 169–173. Print. **4.** Kukhar, V. V., Hrushko, A. V. «Formoobrazovanije elementov truboprovodov prodol'nym izfibom». *Zahyst metallurgijnykh machin ot polomok*, PDTU, Mariupol, issue 12, 2010. 147–152. Print. **5.** Iljushkin, M. V., Markovtsev V. A., Filimonov V. I. «Izgotovlenije metodom osadki v rolikakh perforirovanykh hnutyh profilej ugolkovogo tipa». *Formoobrazovanije hnutyh profilej : teorija i praktika : Sbornik nauchnyh trudov*, Pod nach. red. prof. V. I. Filimonova. Uljanovsk : UIGTU. 2012. 159. Print. <<http://studik.net/izgotovlenie-metodom-osadki-v-rolikakh-perforirovannykh-gnutyx-profilej-ugolkovogo-tipa>>. Web. 30.10.2014. **6.** Masuda, M., Tosava Y. «Compression Bending». *Bull. Jap. Soc. precision Eng-ng*, issue 1, 1963. 33–35. Print. **7.** Goton Manabu, Shibata Yuji. «Elastic-plastic analysis of uni-lateral and bi-lateral compression of severe deformation on the basis of J2F and J2G». *Trans. Jap. Soc. Eng. A* issue 56, 1990. 529. Print. **8.** Ogorodnikov, V. A., Serdjuk, V. F. Vidnovlennja detalej mashin methodom plastychnoji formozminy. *Visnyk VPI*, issue 3, 1996. 58–62. Print. **9.** Khvan, D. V., Voropajev, A. A. «Osadka dlinnomernyh zagotovok kak netraditsionnyj method obrabotki davlenijem». *Udoskonalennja protsesiv i obladnannia obrobky tyskom v metalurgii i mashinobuduvanni : zb. nauk. pr.*, Kramators'k-Khmelnitskij, 2002. 143–147. Print. **10.** Diamantopulo, K. K., Smolijenko, Yu. A., Kumundzhijeva, O. Yu. «Sposob izgotovlenija detalej tipa povorotnogo kulaka». *A. s. 1612433 A1 SSSR*, MКИ V 21 K 108, No. 444923331-27; zayav. 23.05.88; opubl.16.06.91. Print. **11.** Kukhar, V. V. «Smeshrnnij objom i stepen' deformatsii pri formoobrazovani profilja zagotovki prodolnym izgiбом». *Obrabotka materialov davleniem : sb. nauch. tr.*, DGMA, Kramatorsk, issue 1 (38), 2014. 71–76. Print. **12.** Zubtsov, M. E. *Listovaja shtampovka*, Moscow.-Leningrad: Mashgiz, 1958. 459. Print. **13.** Romanovskij, V. P. *Spravochnik po holodnoj shtampovke*, Moscow, Mashinostrojenije, 1990. 674. Print. **14.** Lysov, M. I., Sosov, N. V. *Formoobrazovanije detalej gibkoj*, Moskva, Mashinostrojenije, 2001. 388. Print. **15.** Grinkevich, V. A., Kukhar, V. V., Krajev, M. V. Burko, V. A. *Analiz plastycheskogo formoizmenenija v chastnyh zadachakh kovki i shtampovki : monografija*, Mariupol, izd-vo ЗАО «Газета Приазовский рабочий», 2011. 336. Print.

Поступила (received) 22.10.2014

УДК: 21.983.3.001 – 621.983.7.004

В. О. МАКОВЕЙ, канд. техн. наук, доц., НТУУ «КПІ»;

В. С. МЕЛЬНИК, аспірант, НТУУ «КПІ»;

П. Ю. ПРОЦЕНКО, асистент, НТУУ «КПІ».Київ

ПЕРСПЕКТИВИ УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ПРОФІЛЮВАННЯ ГВИНТОВИХ КАНАВОК НА ТРУБАХ

Виконано моделювання профілювання гвинтоподібних профілів шляхом роликового обкочування з протитиском та без нього з використанням програмного пакета Deform 3D. Основним деформуючим інструментом являється обкатна головка з роликом. Досліджено вплив протитиску на формування гвинтоподібних труб. Проведено ряд експериментальних досліджень по виготовленню гвинтоподібних профілів з протитиском та без нього. Розроблено технологію по отриманню гвинтоподібної труби без оправки та протитиску.

Ключові слова: роликове обкочування, гвинтоподібні труби, трьох роликова обкатна головка.

Вступ. Інтенсифікація теплообміну в каналах є ефективним способом зменшення габаритних розмірів та металоємкості теплообмінних апаратів. При розробці нових теплообмінних апаратів, як правило, намагаються досягнути високої інтенсивності теплопередачі при мінімальній витраті енергії на прокачування теплоносіїв. Аналіз робіт в цьому напрямку показує, що найбільш ефективними виявились гвинтоподібні труби – турбулізатори [1, 2]. Масового виробництва їх у теперішній час не існує. Відповідно ГОСТ 27590, ТУ 400-28-27-90Е и ТУ 400-28-132-90 у теперішній час масово виробляються промисловістю водно-водяні теплообмінники для підігріву води. Теплообмінник використовується в системах опалення та гарячого водозабезпечення будинків різного призначення. В якості поверхні теплообміну використовуються головним чином латунні трубки діаметром 16×1 мм, довжиною 2 та 4 м, максимальний робочий тиск 1 МПа та максимальна температура теплоносія 150°C. В дослідних зразках теплообмінників встановлюють профільні трубки, що збільшує коефіцієнт теплопередачі на 30–50%. Виникає необхідність масового виробництва профільних трубок довжиною 2...4 м.

Аналіз останніх досліджень і літератури. Відомим способом виготовлення гвинтоподібних труб є роликове обкочування на оправці. Технологія виробництва одно роликовим обкочуванням однозахідних гвинтоподібних труб описана в роботі [3]. Дослідне виробництво таких труб виконувалось на токарно-гвинторізному верстаті 16К20 із застосуванням

обкатної головки (рис. 1), що кріпилась в різцетримачі, та оправки 1, яка встановлювалась в середину труби 2 та закріплювалась з одного боку разом з трубою в трьохкулачковому патроні верстату 8, а з іншого – підпиралась центром 7 задньої бабки верстата.

Існуючі технології виготовлення гвинтоподібних профілів на трубах в даний час малопродуктивні [3] потребують гвинтових оправок або спеціального обладнання, що значно збільшує собівартість виготовлення таких труб. Тому розробка високопродуктивної та універсальної технології виготовлення гвинтоподібних трубок різних діаметрів 16...20 мм з товщиною стінки 1 мм та довжиною 2...4 м є досить актуальною.

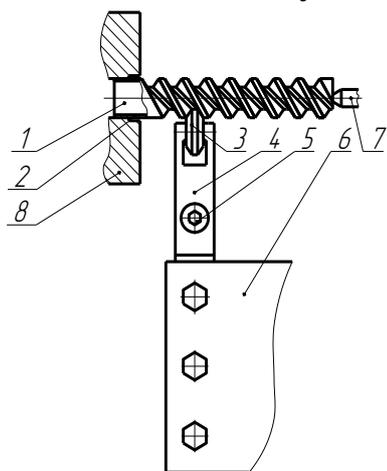


Рис.1 – Схема обкочування гвинтових канавок на трубі: 1 – оправка з гвинтоподібним профілем, 2 – деталь, 3 – ролик, 4 – корпус, 5 – пружинний пакет, 6 – різцетримач, 7 – центр, 8 – трьохкулачковий патрон



Рис. 2 – Фотографії: а – оправка; б – гвинтоподібна труба з зовнішнім діаметром 38×1 мм з кроком гвинта 20 мм

Недоліком наведених способів є відсутність досліджень по встановленню оптимальних параметрів процесу обкочування гвинтових канавок на трубах без використання оправок, впливу його на якість виробів та відсутність високопродуктивних універсальних верстатів для виготовлення трубок теплообмінників.

Ціль дослідження, постановка проблеми. Метою роботи є розробка технології отримання гвинтоподібних труб без використання оправки, дослідження впливу параметрів обкочування, створення високопродуктивних універсальних верстатів для виготовлення трубок теплообмінників.

Для оцінки впливу параметрів необхідно виконати моделювання обкочування труб різних діаметрів використовуючи комплекти роликів, у яких для кожного комплекту буде змінюватись радіус заокруглення їх вершини. При

цьому дослідити можливість отримання максимальної глибини гвинтових канавок без руйнування.

Результати моделювання обкочування роликом. Проведено моделювання процесу отримання гвинтоподібних труб роликовим обкочуванням. Моделювання виконувалось в програмі Deform 3D, яка була тимчасово надана для використання компанією «Тесис» м. Москва [4–6].

Модель процесу обкочування однозахідної гвинтоподібної труби без використання оправки в програмі Deform 3D показана на рис. 3. Процес обкочування труби моделювався із застосуванням внутрішнього протитиску та без нього (див. рис. 3). В обох випадках трубчаста заготовка 2 була розбита на сітку тетраедричних скінчених елементів. Коефіцієнт тертя задавався – 0,1.

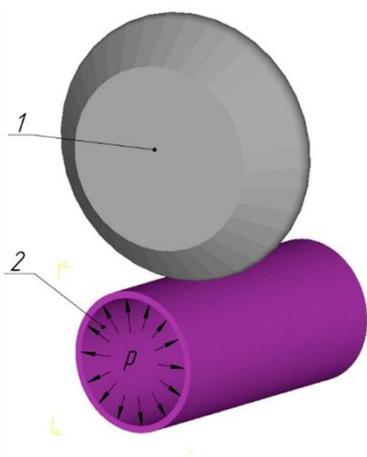


Рис. 3 – Модель обкочування гвинтоподібної труби без та із застосуванням внутрішнього протитиску p : 1 – ролик, 2 – труба-заготовка

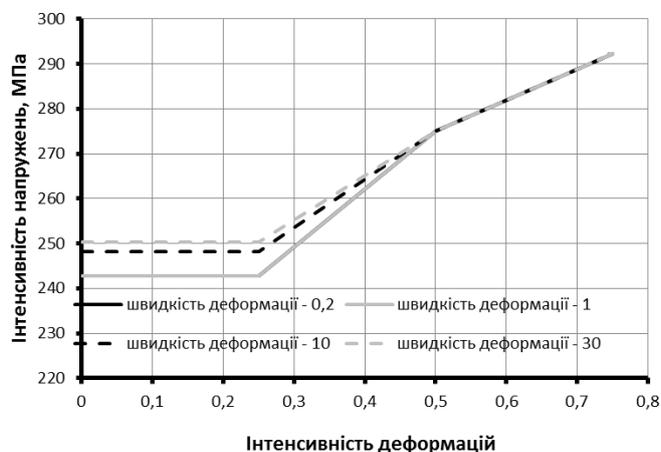


Рис. 4 – Крива зміцнення Aluminum-2017

Задавалась крива течії матеріалу Aluminum-2017 (рис. 4). В обох процесах (з внутрішнім протитиском та без нього) використовувалась труба з зовнішнім діаметром $D = 20$ мм та товщиною стінки $s = 1$ мм.

Процес моделювання в обох випадках проходив в 2 етапи:

1. Спочатку в заготовку втискувався ролик на глибину $h = 1,5$ мм із утворенням на трубці лунки.

2. Далі відбувалось обкочування однозахідної гвинтоподібної труби і отримання гвинтових канавок на трубці глибиною $h = 1,5$ мм. Труба в кожному випадку моделювання оберталась в напрямку протилежному обертанню ролика з частотою обертів $n = 160$ об/хв.

В обох випадках моделювання процесу виготовлення гвинтоподібних труб використовувався ролик діаметром $D_p = 38$ мм.

Внутрішній протитиск труби задавався в межах $p = 2 \div 10$ МПа. Його величина не має бути більшою за допустимий тиск $[p] = 10$ МПа у відповідності с ГОСТ 27590. При моделюванні обкочування гвинтоподібної канавки на трубі був зроблений розріз відповідно до рис. 5. В перерізі А–А гвинтоподібної труби було вибрано точки відповідно до рис. 6 для подальшого аналізу НДС.

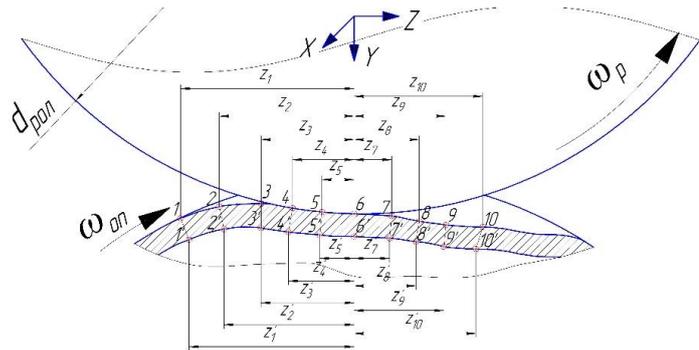
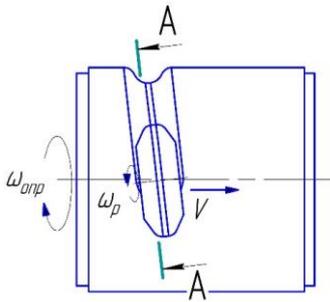


Рис. 5 – Положення розрізу А–А

Рис. 6 – Координати точок по осі z (в розрізі А–А)

По результатам моделювання було встановлено розподіл інтенсивності напружень σ_i та деформацій ε_i при деформуванні однозахідних гвинтоподібних труб в залежності від положення точок по вісі z в небезпечному перерізі А–А (див. рис. 5) для різних значень протитиску p . Побудовано графіки впливу протитиску p на максимальні значення інтенсивності напружень σ_i (рис. 7) та деформацій ε_i (рис. 8) у вказаному перерізі.

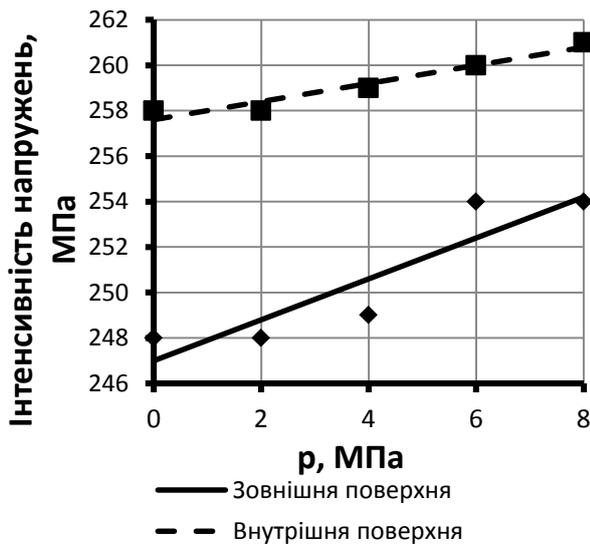


Рис. 7 – Вплив величини протитиску p на максимальну величину інтенсивності напружень в перерізі А–А

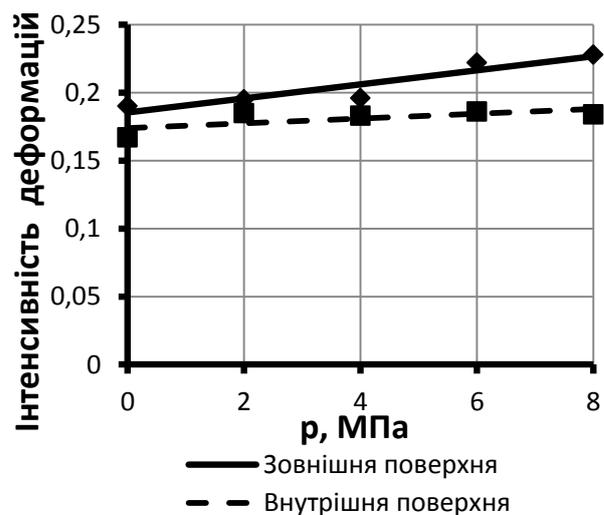


Рис. 8 – Вплив величини протитиску p на максимальну величину інтенсивності деформацій в перерізі А–А

З цих графіків видно, що величина протитиску p (в межах $p=0\div 8$ МПа) мало впливає на значення інтенсивності напружень σ_i та деформацій ε_i в осередку деформації. Не рекомендується формувати гвинтоподібні труби із протитиском, величина якого $p > 8$ МПа, оскільки в цьому випадку може відбутись викривлення труби в процесі формування.

Деформування труби без оправки та протитиску призводить до незначної овальності (0,5...0,8 мм) поперечного перерізу труби при обкочуванні на глибину 1,5 мм, тому при виготовленні гвинтоподібних латунних трубок для теплообмінників слід обмежити глибину канавок до 1.5 мм, що збільшує коефіцієнт теплопередачі на 30...50%.

Результати експериментальних досліджень. Провівши аналіз моделювання по отриманню гвинтоподібних труб без оправки було проведено ряд експериментальних досліджень:

1. Роликове обкочування гвинтоподібних труб з використанням протитиску.
2. Роликове обкочування гвинтоподібних труб без протитиску та оправки.
3. Трьох роликове обкочування гвинтоподібних труб без протитиску та оправки.

1. Роликове обкочування гвинтоподібних труб з використанням протитиску зображено на рис. 9. Протитиск в трубі створюється за рахунок використання сипучої суміші 9 (пісок з графітом у співвідношенні 1:1). Для цього в алюмінієву трубку-заготовку з одного боку вставляється металева заглушка 8, а з іншого боку труби – заготовки засипається сипуча суміш потрібного об'єму (в залежності від розміру труби) і ставиться інша заглушка 8, щоб унеможливити висипання суміші. Після проведених операцій труба-заготовка 1 закріплюється у патроні 2 токарно-гвинторізного верстату і затискається, з іншого боку підпирається центром 3 задньої бабки.

Величина протитиску регулюється шляхом підпору центру задньої бабки 3, який в свою чергу проштовхує заглушку 8, що знаходиться у трубі 1, тим самим ущільнює сипучу суміш. Для уникнення прогину труби під час деформування використовується люнет 4, який підпирає трубу з трьох напрямків. Люнет 4 нерухомо закріплено на супорті верстату 10. Деформування труби виконується за допомогою обкатної головки 5, яка закріплена в різцетримачі верстату 6. Після виконання всіх підготовчих операцій формування гвинтоподібної канавки виконується наступним чином:

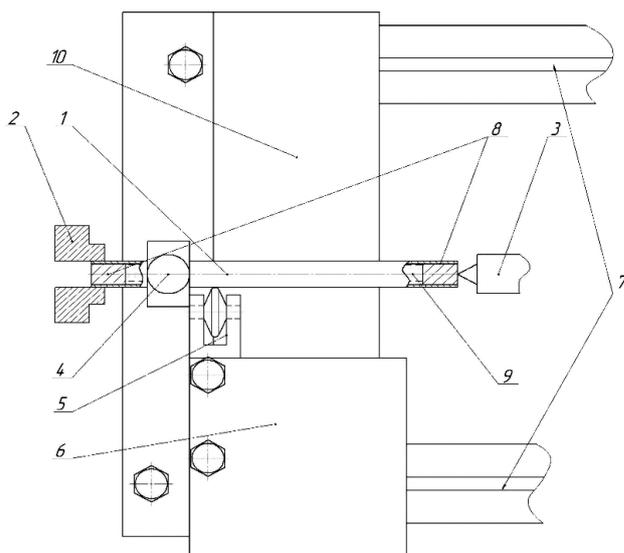


Рис.9 – Схема роликового обкочування гвинтоподібних труб з використанням протитиску:

1 – труба заготовка; 2 – патрон токарно-гвинторізного верстату; 3 – центр задньої бабки верстату; 4 – Люнет; 5 – обкатна головка з роликом; 6 – різцетримач верстату; 7 – направляючі верстату; 8 – заглушки; 9 – суміш, яка створює протитиск; 10 – супорт токарного верстату

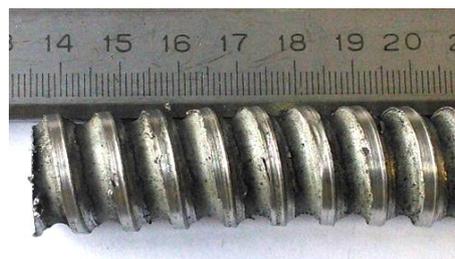


Рис. 10 – Гвинтоподібна труба отримана з використанням протитиску, в якості протитиску сипуча суміш. $D = 20$ мм, товщина стінки $s = 1$ мм

Ролик, який знаходиться на обкатній головці 5, втискається в трубку на глибину 1–1,5 мм та формує на трубці-заготовці лунку. Після формування лунки вмикається верстат і починається формування гвинтоподібного профілю на трубці. Так як отримання великої глибини канавки (більше 1,5 мм) не можливо отримати за один прохід, деформування виконується за декілька етапів. Так як під час деформування довжина трубки – заготовки зменшується, після кожного проходу потрібно виконувати підтискання центра задньої бабки 3 для уникнення виходу заглушки 8 із труби 1.

Основними недоліками даного методу є:

1. Під час деформування постійно потрібно виконувати підпор центру задньої бабки.

2. Досягши деякої глибини канавки сипуча суміш ущільнюється до такої межі, що подальше деформування відбувається за рахунок зменшення товщини стінки при вершині гвинтоподібного профілю, який спирається на люнет.

3. Використання сипучої суміші дозволяє отримати досить значну глибину канавки до 3,5 мм, але за рахунок значного ущільнення ускладнює видалення сипучої суміші з порожнини готового виробу.

Фотографію труби, виготовленої за даним методом представлено на рис. 10.

2. Роликове обкочування гвинтоподібних труб без протитиску та оправки. Спираючись на результати математичного моделювання та проведені експериментальні дослідження, було перевірено можливість отримання якісних гвинтоподібних труб без використання протитиску. В даному випадку схема устаткування не змінювалась порівняно зі схемою отримання гвинтоподібних труб з протитиском. Основною відмінністю було те, що трубка, яка буде деформуватись, використовувалась без будь яких наповнювачів у середині.

В даному випадку в якості трубки-заготовки використовувались алюмінієва трубка діаметром $D=16$ мм з товщиною стінки $s=1,5$ мм, та латунна трубка $D=16$ мм з товщиною стінки $s=1$ мм, всі інші параметри були ідентичні з процесом обкочування з протитиском. Трубки, які виготовлялися даним способом представлено на рис. 11 та рис.12.

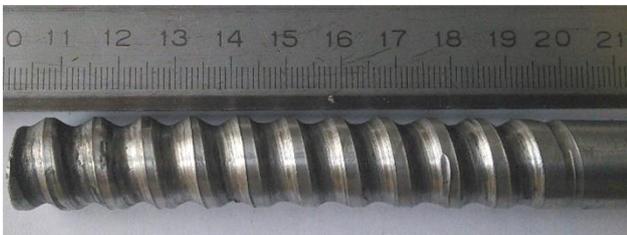


Рис.11 – Алюмінієва труба $D=16$ мм з товщиною стінки $s=1,5$ мм, отримана шляхом накатування без оправки та протитиску



Рис. 12 – Латунна труба $D=16$ мм з товщиною стінки $s=1$ мм, отримана шляхом накатування без оправки та протитиску

Основними недоліками даної схеми є:

1. Можливість сплюснення труби на етапі формуванні лунки під дією ролика та лонета, що унеможливило отримання великої глибини профілю на першому проході, але достатнього для досягнення збільшення теплопередачі .

2. Використання лонету, на який спирається труба, призводить до зниження якості отриманих зразків.

3. Трьохроликове обкочування гвинтоподібних труб без протитиску та оправки. В якості основного деформуючого інструменту використовується трьох роликова обкатна головка 5 на базі трьох кулачкового патрону 1, яка закріплена на супорті токарного верстату (рис. 13) [6]. Регулювання головки 5 виконується по попередньо отриманій оправці невеликої довжини, яка копіює профіль труби, яку потрібно отримати. Технологія виготовлення гвинтоподібних труб включає: закріплення труби заготовки 9 в патроні верстату та між роликами 6 обкатної головки, їх втискання одночасно в трубу на глибину $0,5 \dots 1,0$ мм та обкочування з переміщенням супорта з головкою 5 вздовж труби 9 до патрону.

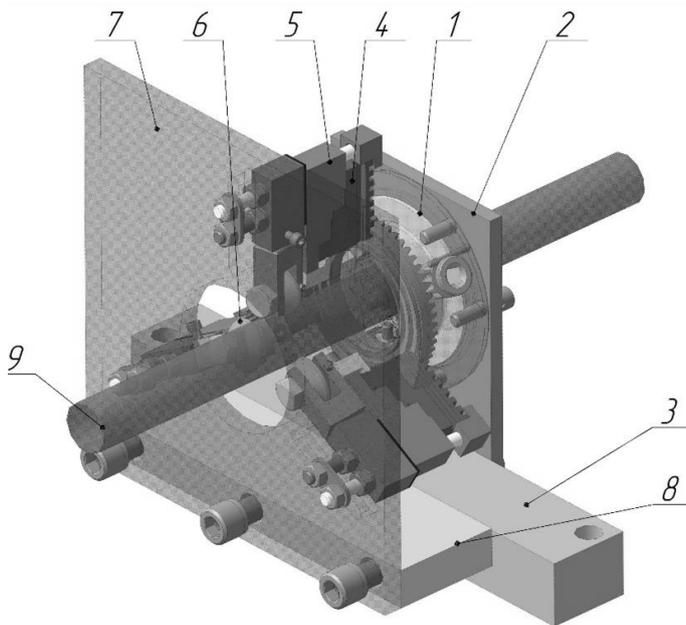


Рис.13. – 3D модель трьох роликової обкатної головки із трубчастою заготовкою:
1 – трьох кулачковий патрон; 2 – плита;
3 – опора; 4 – кулачки; 5 – обкатна головка;
6 – ролики; 7 – направляюча плита;
8 – кронштейн; 9 – труба



а



б

Рис. 14 – Фотографії: *а* – трьохроликова обкатна головка, яка встановлена на токарно-гвинторізний верстат;
б – гвинтоподібна труба, яка отримана за допомогою трьох роликового обкочування без протитиску

При цьому верстат включається в режим нарізання різьби. Після першого проходу верстат включається на зворотній хід і обкатна головка повертається в початкове положення. На наступному етапі ролики б втискаються в трубу і процес обкочування повторюється. Відбувається декілька етапів обкочування до досягнення необхідної глибини канавки і труба знімається з верстату.

Основними перевагами даного методу над попередніми є висока якість отриманих зразків при відносній простоті процесу профілювання. Не потрібно ніякого допоміжного обладнання.

На рис. 14, *а* зображена фотографія трьох роликової обкатної головки, яка була встановлена на токарно-гвинторізний верстат, а на рис. рис. 14, *б*

представлено зразок гвинтоподібної труби отриманої шляхом роликового обкочування трьох роликовою обкатною головкою.

Подальші перспективи в дослідженнях: Детально проаналізувавши результати проведених досліджень, було розроблено декілька напрямків розвитку технологія отримання гвинтоподібних труб. Спроектовано та виготовлено дослідне оснащення для обкочування роликами та калібрування латунних трубок теплообмінників довжиною до 2 м (рис. 15).

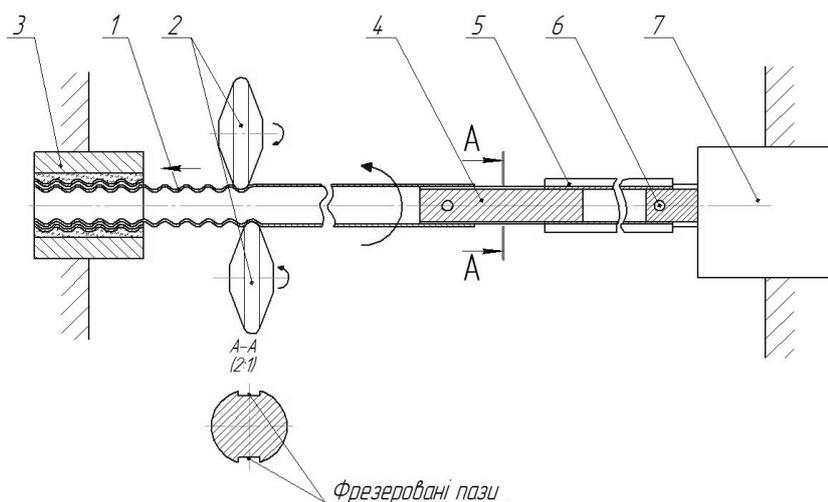


Рис.15 – Принципова схема отримання гвинтоподібних труб шляхом трьох роликового обкочування з калібруванням: 1 – труба; 2 – ролики обкатної головки; 3 – диск з внутрішньою різьбою; 4 – стержень з пазами; 5 – допоміжна труба з пазами; 6 – гвинт; 7 – мотор – редуктор

Рис.16 – Фотографія першого зразка гвинтоподібної трубки $D=16$ мм з товщиною стінки $s=1$ мм

Робота даної схеми деформування гвинтоподібних труб реалізується наступним чином:

1. На першому етапі потрібно спрофілювати гвинтоподібний профіль на трубі 1 незначної довжини, для того щоб вкрутити її в диск 3 з внутрішньою різьбою.

2. Після формування західної частини на трубі 1 вона вкручується в диск 3 з внутрішньою різьбою та розміщується між роликами обкатної головки 2.

3. Для передачі крутного моменту від мотор-редуктора 7 до труби 1 використовується телескопічна система, яка реалізується наступним чином. Труба 1 жорстко з'єднується з стержнем 4, на якому фрезеровано пази, з'єднання стержня 4 з трубою 1 виконано гвинтом. За рахунок пазів на стержні 4 та допоміжній трубі 5 вдається забезпечити зворотно – поступальний рух труби з передачею крутного моменту від мотор-редуктора 7. Труба 5 в свою чергу жорстко з'єднана з валом мотор-редуктор 7 за допомогою гвинта 6. Побудова даної схеми дозволяє передавати крутний момент від двигуна мотор-

редуктора 7 на трубу 1 та забезпечувати зворотно – поступальний рух під час деформування труби 1.

4. Після всіх підготовчих операцій виконується втискання роликів 2 обкатної головки в трубу 1 так, як представлено на схемі. Вмикається мотор-редуктор 7, що призводить до обертання труби 1, а так як попередньо сформований профіль труби 1 та диск 3 створюють пару гвинт – гайка відбувається поступове переміщення труби в напрямку диску 3. За рахунок обертання труби 1 та роликів 2 відбувається формування гвинтоподібного профілю. Довжина труби 1 обмежується розмірами станини верстату та довжиною телескопічної системи.

Висновки. 1. За рахунок чисельного моделювання виявлено, що обкочування без оправки призводить до незначної овальності (0,5...0,8 мм) труби з зовнішнім діаметром $D = 20$ мм та товщиною стінки $s = 1$ мм.

2. Проведено ряд експериментальних досліджень за різними схемами по отриманню гвинтоподібних труб роликівим обкочуванням без оправки та встановлена можливість виготовлення якісних гвинтових профілів на трубках теплообмінників з латуні діаметром 16x1 мм глибиною до 1,5 мм за 1 прохід, що достатньо для підвищення теплопередачі на 30...50 % .

3. Доведено ефективність технології трьох роликівого обкочування при виготовленні гвинтоподібних труб без оправки.

4. Розроблено технологію та оснащення профілювання труб шляхом трьох роликівого обкочування з калібруванням і перевірено її працездатність під час виготовлення гвинтоподібних труб.

Список літератури: 1. Демчук Л.В. Теплоаеродинамічна ефективність гвинтоподібних труб з рівно розвиненою поверхнею / Л. В. Демчук, В.А. Рогачов, О.М. Терех, О.І. Руденко // Восточно-Европейский журнал передовых технологий – 2011 – №5/8 (53) – С. 26–29. 2. Письменний Є.М. Теплообмін пучків труб з рівно розвиненою поверхнею/ Є.М. Письменний, В.А. Рогачов, О.М. Терех, В.І. Коньшин, Д.С. Омельчук // Восточно-Европейский журнал передовых технологий – 2013 – №1/8 (61) – С. 30–33. 3. Маковей В.О. Профілювання гвинтоподібних труб обкочуванням / В.О. Маковей, Ю.П. Бородій, А.В. Кліско, П.Ю. Проценко // Вісник Київського політехн. ін-та. машинобудування. – 2010. – №60. – С. 55–60. 4. Маковей В.О. Исследование локального деформирования трубы при профилировании винтовых канавок / В.О. Маковей, П.Ю. Проценко // Вестник Национального технического университета “ХПИ». – 2011. – №46. – С. 107–115 5. Маковей В.О. Моделювання процесу профілювання канавок на трубах роликівим обкочуванням / В.О. Маковей, П.Ю. Проценко // Вісник Київського політехн. ін-та. машинобудування. – 2011. – №62. – С. 203–206. 6. Маковей В.О. Профілювання гвинтоподібних труб теплообмінників обкочуванням роликами / В.О. Маковей, П.Ю. Проценко, // Вісник НТУ “ХПІ». – 2013. – №43. – С. 153–162.

Bibliography (transliterated): 1. Demchuk L.V. Teploaerodynamichna efektyvnist hvyntopodibnykh trub z rivno rozvynenoio poverkhneiu L. V. Demchuk, V.A.Rohachov, O.M. Terekh, O.I. Rudenko Vostochno-Evropeyskiy zhurnal peredovikh tekhnolohiy – 2011 – No58 (53) – P. 26–29. 2. Pysmennyi Ye.M. Teploobmin puchkiv trub z rivno rozvynenoio poverkhneiu Ye.M. Pysmennyi, V.A. Rohachov, O.M.Terekh, V.I. Konshyn, D.S. Omelchuk Vostochno-Evropeyskiy zhurnal peredovikh tekhnolohiy – 2013 – No18 (61) – P. 30–33. 3. Makovei V.O. Profiliuvannia hvyntopodibnykh trub obkochuvanniam V.O.–Makovei, Yu.P.Borodii, A.V. Klisko, P.Iu. Protsenko Visnyk Kyivskoho politekhn. in-ta. Mashynobuduvannia. – 2010.

– №60. – Р. 55–60. 4. Makovei V.O. Issledovanye lokalnoho deformyrovaniya truby pry profilyrovanyu vyntovykh kanavok V.O. Makovei, P.Iu. Protsenko Vestnyk Natsyonalnoho tekhnicheskoho unyversyteta «KhPY». – 2011. – №46. – Р. 107–115. 5. Makovei V.O. Modeliuvannya protsesu profiliuvannya kanavok na trubakh rolykovym obkochuvanniam V.O. Makovei, P.Iu. Protsenko Visnyk Kyivskoho politekhn. in-ta. Mashynobuduvannya. – 2011. – №62. – Р. 203–206. 6. Makovei V.O. Profiliuvannya hvyntopodibnykh trub teploobminnykiv obkochuvanniam rolykamy V.O. Makovei, P.Iu. Protsenko, Visnyk NTU «KhPI». – 2013. – №43. – Р. 153–162.

Надійшла (received) 06.11.2014

УДК 656.132

Н. Н. МОРОЗ, докт. техн. наук, доц., КрНУ, Кременчуг

ПРОБЛЕМЫ ПАССАЖИРСКОГО ТРАНСПОРТА ОБЩЕГО ПОЛЬЗОВАНИЯ Г. КРЕМЕНЧУГ

Проведен анализ результатов обработки информации о пассажиропотоке, разработано пути решения транспортных проблем городских перевозок пассажиров. Исходя из материалов исследования, предложено улучшить обслуживания населения за счет усовершенствования структуры транспортных средств, усовершенствования расписания движения и создания системы диспетчерского управления, обеспечения подвижного состава информационными трафаретами в соответствии с действующими требованиями нормативных актов.

Ключевые слова: пассажирский транспорт, расписание, обслуживание, диспетчерское управление.

Введение. Проведенный анализ современного состояния пассажирских перевозок показывает, что их уровень не во всех сферах деятельности одинаковый и, как правило, не отвечает современным требованиям, которые относятся к качеству перевозки пассажиров [1]. Часто не обеспечивается предусмотренное нормами время поездок, что объясняется низкими скоростями соединения основными видами городского транспорта, необходимостью выполнять пересадки по причине несовершенной маршрутной сети и потери времени на подходы к остановочным пунктам. В дискомфортных условиях с нарушением установленных требований наполнения подвижного состава выполняются поездки в часы «пик». Устранение отмеченных недостатков является актуальной задачей [1]. Также пассажирский транспорт общего пользования является важнейшей составляющей жизнедеятельности города, основной задачей которого есть своевременное, качественное и полное удовлетворения нужд в перевозках пассажиров [2].

Цель работы – разработать пути решения транспортных проблем по результатам обследования пассажиропотоков г. Кременчуг.

Материалы и результаты исследований. Программа исследований разработана на основе «Методики изучения спроса населения на пассажирские

перевозки» [3]. Характерной транспортной особенностью г. Кременчуг есть то, что свыше 24% население работает в зоне пешеходной доступности и не использует (или редко пользуется) транспортом общего пользования для трудовых передвижений. Эта особенность положительно влияет на обеспечение населения городским соединением: 46,3% население использует городской транспорт без пересадки, 25,4% с одной пересадкой, средний коэффициент пересадочности по городу составляет 1,03%, что практически реализует принцип доставки «от дверей до дверей» для аналогичных городов.

Закономерность формирования пассажиропотоков характерна для городов с исторически сформированной застройкой, когда центр тяготения относительно формирования мощности пассажиропотоков, которые являются главным источником трудовых и культурно-бытовых поездок населения представляет центр города. Это и определяет концентрацию на основных направлениях мощных пассажиропотоков, маршрутов и транспортных средств.

Транспортное обслуживание населения города, в первую очередь предусматривает преобладающее использование городского пассажирского транспорта с учетом обеспечения быстрого и безопасного передвижения населения. Затраты времени на передвижение от городов обитания к местам работы для 65% пассажиров (в один конец) составляет до 30 мин., и только 9% свыше 40 мин. Суммарные затраты времени на передвижение включают затраты времени на подход к остановке, которые составляют от 30 до 40% общей суммы. С целью существенного сокращения затрат времени на передвижение необходимо уменьшать затраты времени на поездки, что достигается путем повышения скорости сообщения на маршрутах. Скорость сообщения на троллейбусных маршрутах колеблется в пределах 12 км/ч., что является очень низким показателем для данной категории городов. Только благодаря внедрению маршрутных таксомоторных перевозок средняя скорость сообщения на автобусном транспорте больше 22 км/ч.

Согласно дорожно-строительным нормам организация маршрутов городского транспорта общего пользования должна быть такой, чтобы путь на работу и назад занимал не больше 12% рабочего времени, то есть не больше 1 ч. в прямом и обратном направлении. Расчеты показывают, что большинство работающих при осуществлении поездки составляют 34 мин. Вот почему, повышение скорости сообщения на 5–7% (в пределах 20 км/ч.) позволит на 10–15% сократить время доставки пассажира в место назначения. Резервы повышения скорости сообщения на автобусных маршрутах не используются совсем. Это подтверждается тем, что в городе не функционирует никакого экспрессного маршрута. Состояние транспортного обслуживания города приведено в характеристике маршрутной системы города (табл.).

Таблица. Характеристика маршрутной системы г. Кременчуг

Наименование показателя	Ед. измерения	Значение
Количество жителей, которые работают в зоне пешеходной доступности	%	22,5
Количество жителей, обеспеченных сообщением:		
без пересадки	%	49,2
с 1-ой пересадкой	%	28,0
с 2-мя пересадками	%	0,3
Количество перемещений		
до 30 мин.	%	72
до 40 мин.	%	85
Коэффициент пересадочности		
Суммарные затраты времени на ожидание, из них:	Ч./%	104228/ 100
на пешие переходы	Ч./%	6916/6,6
на ожидание транспорта	Ч. /%	4085/3,9
на поездку	Ч. /%	68972/ 66,2
на пересадку	Ч. /%	23789/ 22,8
из-за отказов в посадке	ч. /%	466/0,5
средняя дальность одной поездки	км	3,77

Трудовая транспортная подвижность в основном совпадает с направлением пассажиропотоков в утренние часы пик, отвечает распределению трудового баланса населения города и подтверждается картограммами пассажиропотоков.

Мощными пассажиропоглощающими микрорайонами на транспортной схеме есть зоны больших промышленных предприятий города. Не уступают, а во многих случаях формируют мощные пассажиропотоки, микрорайоны центральной части города, куда в результате исторически сформированного тяготения работников мелких предприятий сферы быта, торговли, культуры, народного образования к своим местам приложения труда прибывает свыше 25 тыс. чел.

Характерной для данных пассажиропоглощающих узлов есть то, что большое количество населения находится в пределах пешеходной доступности к месту работы (в пределах 1–1,2 км) и «теоретически» не должна использовать транспорт для доставки на работу. Но как показывают исследование пассажиропотоков до 20% пассажиров центральной части города используют городской транспорт на 1–3 остановки, и тем самым существенным образом увеличивают нагрузку на транспортные средства, и как результат содействуют снижению средней величины дальности поездки пассажира.

Результаты анализа передвижений населения (рис.) проведенные еще в 2008 году показали, что городская маршрутная транспортная сеть города имеет четко выраженный центр (его роль выполняют центральные улицы города: пр. 50 лет Октября, пр. 60 лет Октября Автозаводского р-на и ул. Котловая, набережная Лейтенанта Днепровская Крюковского р-на) и характеризуется незначительным коэффициентом непрямолинейности связей между районами ($K=1,05$).

Проведенный анализ передвижений населения города и пассажиропотоков позволил установить, что маршрутная система в основном отвечает направлениям передвижений населения, а отрицательные явления при перевозке пассажиров в значительной мере происходят вследствие несовершенства маршрутной системы города и организации работы на ней.

Как показывают натурные исследования пассажиропотоков на маршрутах не всегда пиковые нагрузки на транспорте являются определяющими при усовершенствовании организации процесса перевозок. Это в самой большой мере касается современности, так как, за последние годы из-за кризисного состояния экономики произошло перераспределение трудовых пассажиропотоков. Вот почему, усовершенствование организации городских пассажирских перевозок возможно лишь при наличии данных о корреспонденциях пассажиропотоков на протяжении времени по всем маршрутам, а также расчетных технико-эксплуатационных показателей, а также показателей эффективности использования троллейбусов и автобусов на базе материалов комплексного исследования.

Для разгрузки наиболее напряженных участков транспортной сети города необходимо применять экспрессное движение автобусов, которые бы проходили центральную часть города транзитом. Кроме того, усовершенствование маршрутных таксомоторных перевозок должно быть полностью согласовано с расписаниями движений электротранспорта.

Относительно бытовых перемещений пассажиров, которые составляют 38,3% от количества перевозок, то расчеты относительно оптимизации маршрутной системы показывают, что перегрузка транспортных средств в основном зависит от транспортного обслуживания населения, которое доставляется из периферийных районов города в утренние часы пик в центр и наоборот, в вечерние. Мощные пассажиропотоки к центру города наблюдались в утренние часы пик и в обеденные часы.

Рыночная экономика стимулирует развитие частного предпринимательства, вследствие этого, городские автобусные маршруты обслуживают как коммунальные, так и частные транспортные предприятия. Разработка и дальнейшее моделирование маршрутной системы города,

указывають на пріоритетність розвитку перевозок пасажирів екологічно чистим електротранспортом і частично частними перевозчиками.

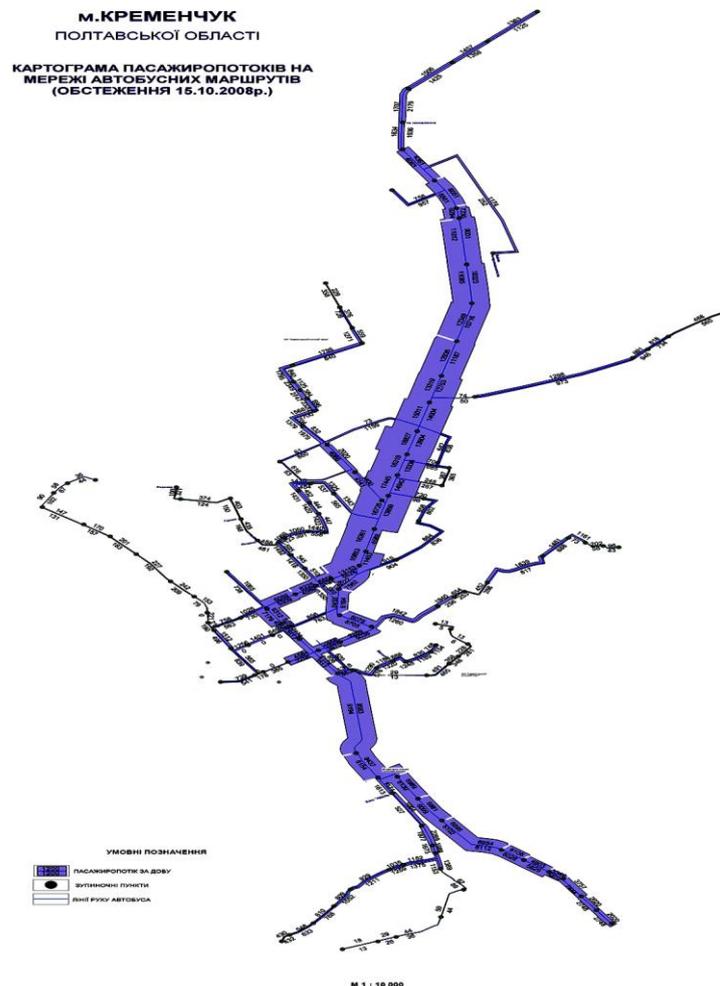


Рис. – Картограма пасажиропотоков на сети маршрутов г. Кременчуг

Выводы. Как показал социологический опрос, свыше 30% респондентов относят улучшение работы транспорта за счет введения маршрутных таксомоторных перевозок. Жители периферийных районов (47,5%), которые используют маршрутные таксомоторы для передвижения в центр города, даже имеют экономию средств на передвижение за счет отсутствия пересадки с одного маршрута на другой. Неудовлетворительная частота движения ТЗ может быть улучшена за счет усовершенствования структуры (модельного ряда) транспортных средств, имея в виду приобретения автобусов большей вместительности, усовершенствование расписаний движения и создание системы диспетчерского управления. Существует необходимость увеличить частоту движения транспортных средств в вечерние часы и выходные дни.

Список литературы: 1. Гудков В.А. Пассажи́рские автомоби́льные перевозки: Учебник для вузов / В.А. Гудков, Л.Б. Миротин, А.В. Вельможин, С.А. Ширяев; ред. В.А. Гудкова. – М.: Горячая линия – Телеком, 2006. – 488 с. 2. Дмитриев М.М. Усовершенствование системы управления пассажирским транспортом общего пользования г. Кременчуг / М.М. Дмитриев, Н.Н. Мороз // Вестник Восточноукраинского национального университета имени Владимира Даля. – 2012. – № 6 (177) – С. 114-118. 3. Сборник законодательных и нормативных документов, которые регламентируют деятельность предприятий автомобильного транспорта всех форм собственности, Вып. 2. – К.: Юмана, 1998. – 528 с.

Bibliography (transliterated): 1. Gudkov V.A., Mirotin L.B., Vel'mogin A.V., Shiriaev S.A. «Passagirskie avtomobil'nie perevozki: Uchebnik dlia vuzov» Ed V.A. Gudkov. Moscow: Goriachaia linia, Telecom, 2006. Print. 2. Dmitriev M.M., Moroz M.M. «Usovershenstvovanie sistemi upravlenia passagirskim transportom obchego pol'zovania Kremenchug». Vestnik Vostochnoukrainskogo nacional'nogo universiteta. No 6 (177). 2012. 114–118 Print. 3. Sbornic zakonodatel'nih and normativnih dokumentov, kotorie reglamentiruiut deiatel'nost' predpriati avtomobil'nogo transporta vseh form sobstvennosti, Vol. 2. Kiev: Umana. 1998. Print.

Поступила (received) 31.10.2014

УДК 621. 9. 048. 4

В. І. НОСУЛЕНКО, докт. техн. наук, проф., КНТУ;

В. М. ШМЕЛЬОВ, канд. техн. наук, КНТУ, Кіровоград

ЕЛЕКТРОРОЗРЯДНА ОБРОБКА ЛИСТОВИХ ДЕТАЛЕЙ ЯК НОВІ МОЖЛИВОСТІ І ВИСОКОЕФЕКТИВНА АЛЬТЕРНАТИВА ТРАДИЦІЙНИМ ТЕХНОЛОГІЯМ

Проаналізовано методи виготовлення листових деталей різними методами обробки. Визначено область раціонального застосування різних методів обробки листових деталей. Отримано узагальнений графік собівартості отримання фасонних листових деталей. Розроблено схему вибору оптимального способу виконання розділових операцій листових деталей. Зроблено висновки про доцільність застосування електророзрядної обробки для виготовлення листових деталей як вискоефективної альтернативи традиційним технологіям.

Ключові слова: електророзрядна обробка, електроерозійна обробка, повітряно-плазмове різання, розмірна обробка електричною дугою, листові деталі.

Вступ. Процеси електророзрядної обробки (ЕРО), що засновані на використанні перетвореної в тепло енергії різноманітних електричних дугових розрядів, включають традиційну електроерозійну обробку (ЕЕО) нестационарними електричними розрядами, розмірну обробку стаціонарною електричною дугою (РОД) і плазмове різання (ПР). В сукупності зазначені процеси забезпечують широкі технологічні можливості, а порівняно з процесами обробки різанням і тиском забезпечують ряд суттєвих переваг. В зв'язку з цим покажемо, що оптимально поєднуючи специфічні, часто унікальні технологічні можливості кожного з вказаних способів ЕРО, є можливість з одного боку, здійснити всю різноманітність розділових операцій при виготовленні листових деталей будь-яких форм і розмірів (чого, до речі, не

забезпечують традиційні способи обробки тиском і різанням), а, з іншого боку, вже сьогодні в умовах одиничного, дрібносерійного і середньосерійного виробництва способи ЕРО забезпечують вищу економічну ефективність порівняно з традиційними технологіями. Тому процеси ЕРО – це нові можливості і високоефективна альтернатива традиційним технологіям.

Мета досліджень, постановка задачі. Листові деталі в машинобудуванні складають близько 70%. Їх отримують із застосуванням різноманітних розділових операцій, таких як різка, вирубка і пробивка, які здійснюють звичайно штампуванням і рідко – механічною обробкою. В той же час кожна з цих операцій може бути високоефективно здійснена застосуванням одного із способів ЕРО. Тому виникає необхідність економічного обґрунтування найбільш ефективного варіанту технологічного процесу виготовлення таких деталей і, в кінцевому підсумку, визначення сфер раціонального застосування кожного із зазначених способів.

Аналіз основних досліджень і літератури. ЕЕО дозволяє ефективно обробляти малі, діаметром до декількох сотих міліметра, отвори практично в будь-яких сталях і багатьох важкооброблюваних сплавах. Так, наприклад, отвір діаметром 0,04 мм може бути прошито на глибину 0,6...0,7 мм. Все ширше використовують групову прошивку отворів наборами електродів. Так прошивають до 8000...10000 отворів одночасно в деталях фільтрів і теплообмінників, виготовляють сита з нержавіючої сталі. Наприклад, 2000 отворів діаметром 0,8 мм в листі з нержавіючої сталі завтовшки 1,5 мм прошивають за 25 хв. Прорізають і прошивають пази і вузькі щілини шириною 0,05...0,5 мм в деталях основного виробництва, фрезерування яких або штампування звичайними способами ускладнене або неможливе. Щілини шириною 0,15...0,3 мм прошивають на глибину до 3...5 мм. ЕЕО можна отримувати гравюри з покращеним виглядом і підвищеною глибиною рельєфу. По суті, це унікальні технології, нездійсненні іншими способами металообробки. Але цим, власне, і обмежується сфера раціонального застосування ЕЕО листових деталей.

Повітряно-плазмове різання (ППР) дозволяє отримувати середні і крупні деталі складних зовнішнього і внутрішнього контурів із сталевого листового прокату завтовшки 5...60 мм при оптимізації розкрою і повної автоматизації процесу. На підприємствах сільськогосподарського машинобудування вже зараз в умовах одиничного і дрібносерійного виробництва з використанням ППР отримують тисячі найменувань деталей зі сталевого листового прокату.

Проте ППР не дозволяє отримати деталі зовнішнього і внутрішнього фасонних контурів, перш за все габаритами приблизно до 100 мм з дрібними

елементами при підвищених вимогах по якості і точності обробки. Товстолистові деталі, отримані ППР, мають дещо оплавлену і неперпендикулярну площині деталі поверхню різь. Суттєвий недолік – порівняно велика, до 1 мм, зона термічного впливу при обробці вуглецевих сталей, що ускладнює подальшу механічну обробку. Тому деталь в цьому випадку підлягає відпалу. При різанні металу товщиною до 2 мм термічні напруження приводять до викривлення деталей. Вузькі щілини шириною менше товщини листа, дрібні прямокутні і квадратні отвори в товстолистовому металі є проблемою. ППР ускладнено отримати контури розмірами в плані менше 50 мм і отвори з гострими кутами.

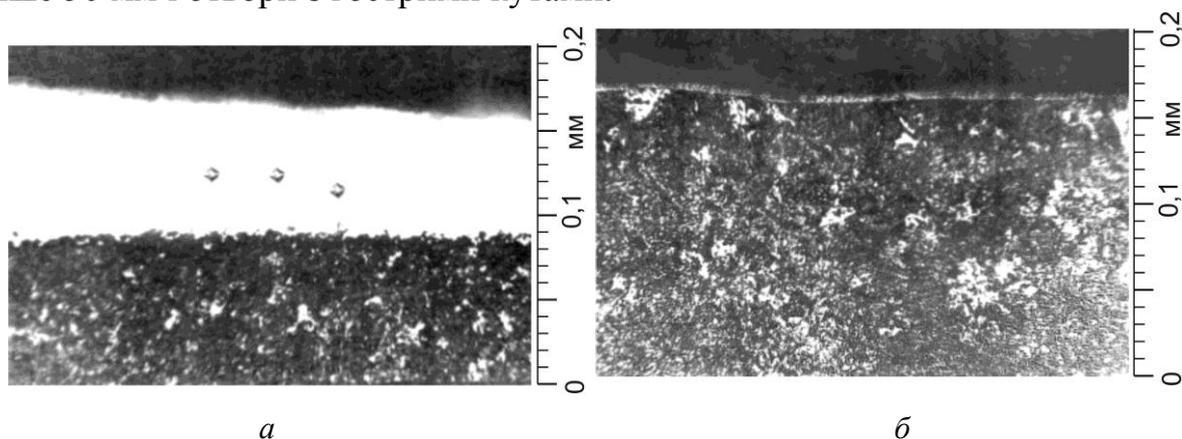


Рис. 1 – Мікроструктури поверхні загартованих зразків зі сталі У8 після РОД: а – керована зона термічного впливу та б – зона термічного впливу відсутня

РОД набуває все більш широкого застосування для найрізноманітніших технологій, і, зокрема, для виконання розділових операцій при виготовленні листових деталей, у тому числі і для вказаних вище робіт, які не можна здійснити ППР, виконуючи їх при цьому з високою продуктивністю і якістю. Стосується це перш за все отримання внутрішніх і зовнішніх контурів фасонних листових деталей з габаритами в плані приблизно до 100 мм при зоні термічного впливу, яка є керованою (рис. 1, а) і, при необхідності, може бути практично відсутня (рис. 1, б); при шорсткості обробленої поверхні в межах Ra 6,3 і менше та при точності обробки, що відповідає звичайній точності інструментальних робіт, тобто в межах сотих часток міліметра [1].

Необхідна точність обробки забезпечується малим міжелектродним зазором (який коливається в межах 0,05...0,15 мм) і точним виготовленням профільованого електроду-інструменту (ЕІ), виконавчі розміри якого для внутрішніх контурів (отворів) і зовнішніх контурів (стержнів) визначають за формулами [2]:

– чистова обробка

$$B_0 = (A + 0,7\Delta_b - 2\delta_2)^{+0,3\Delta_b}, \quad (1)$$

$$B_c = (A - 0,7\Delta_n + 2\delta_2)^{-0,3\Delta_n}, \quad (2)$$

– чорнова обробка

$$B_o \leq [A + 0,7\Delta_b - 2(\delta_1 + z_{\min})]^{+0,3\Delta_b}, \quad (3)$$

$$B_c \geq [A - 0,7\Delta_b + 2(\delta_1 + z_{\min})]^{-0,3\Delta_b}, \quad (4)$$

де A – номінальний розмір деталі;

δ_1 і δ_2 – міжелектродні зазори, відповідно при чорновій і чистовій обробці;

z_{\min} – мінімальний припуск на обробку;

Δ_b і Δ_n – верхнє і нижнє відхилення поля допуску деталі.



Рис. 2 – Робоча зона верстата «Дуга-8» при обробці пакета деталей

Технологічні схеми формоутворення РОД дозволяють реалізувати всі необхідні умови високопродуктивної обробки – багатоелектродну прошивку, обробку пакетом (рис. 2), виконання операцій за принципом послідовної і суміщеної дії та ін. Все це, а також відповідний вибір режимів обробки, дозволяють досягти оптимальної, практично доцільної продуктивності і якості обробки.

Підводячи деякі підсумки, зазначимо, що процеси ЕРО не тільки забезпечують виконання всієї різноманітності розділових операцій при виготовленні листових деталей, здійснюваних традиційними технологіями, але і забезпечують нові технологічні можливості. Залишається лише встановити області практичного застосування ЕРО.

При виборі способу обробки для виконання заданої маршрутним технологічним процесом операції повинні бути необхідні і достатні умови, які визначаються показниками якості деталі, частіше всього необхідною точністю обробки деталі, що виготовляється, та якістю її поверхні. Достатні умови характеризуються техніко-економічними показниками операційного технологічного процесу в цілому і, перш за все, продуктивністю та економічністю (технологічною собівартістю) виконання операції, а також

технологічною надійністю операції. В якості достатніх умов широко використовуються такі показники як стійкість інструменту, енергоємність і маловідхідність операції, а також гнучкість, тобто можливість переналагодження на інший типорозмір деталі.

Результати досліджень. Отже, область раціонального застосування способу обробки визначається економічними розрахунками. Основним критерієм є собівартість отриманої продукції. Нами розроблено узагальнену методичку, яка дозволяє визначити собівартість деталей, що виготовляються із застосуванням розділових операцій [3]. В електронну таблицю Excel закладають основні вихідні дані про деталь (габарити, довжина контуру, товщина, матеріал, штучний час і т. і.) і отримують калькуляцію статей витрат технологічної собівартості деталі за можливими способами виконання розділових операцій. Економічна ефективність технологічних процесів неподільно пов'язана із серійністю та конкретними умовами даного виробництва, а отже є не лише технологічним, але й організаційно-технологічним поняттям. Тому як при виборі оптимального варіанту конкретного технологічного процесу, так і при визначенні областей раціонального застосування кожного із вказаних способів слід враховувати всю різноманітність факторів, які суттєво впливають на технологічну собівартість. Звичайно в кожному конкретному випадку доцільно провести окремий розрахунок.

Виходячи з отриманих нами результатів, можна рекомендувати спосіб РОД для отримання в серійному виробництві дрібних деталей з фасонним внутрішнім чи зовнішнім контуром як товстолистових, так і тонколистових, з точністю по дванадцятому – чотирнадцятому квалітету, тобто звичайною точністю штампованих деталей.

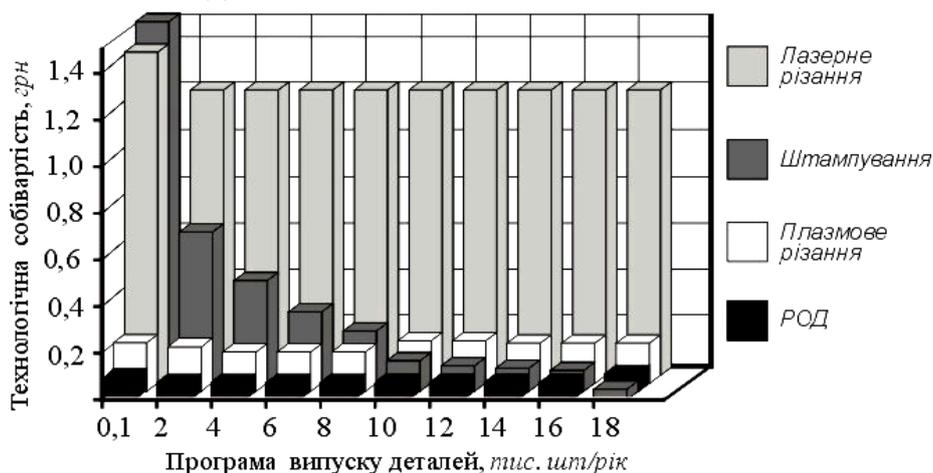


Рис. 3 – Узагальнений графік собівартості отримання фасонних листових деталей габаритом до 100 мм

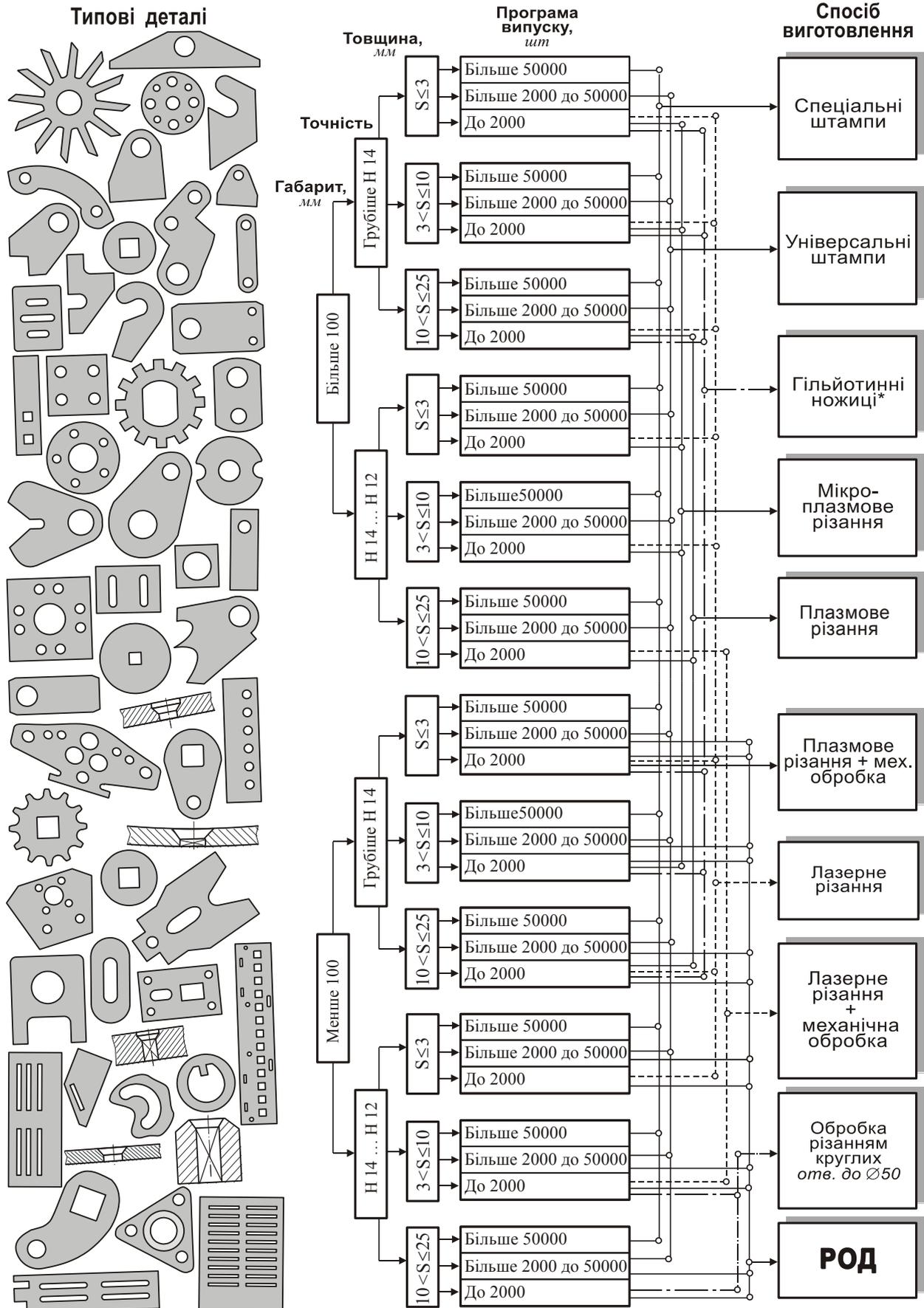


Рис. 4 – Схема вибору оптимального способу виконання розділових операцій листових деталей

Отже, в результаті аналізу калькуляцій технологічної собівартості отримано узагальнений графік (рис. 3) на підставі якого, зокрема, розроблена схема вибору оптимального способу виконання розділових операцій залежно від габариту оброблюваного контуру, товщини заготовки, вимог до точності і програми випуску (рис. 4), де видно, що в умовах одиничного, дрібносерійного та середньосерійного виробництва при виготовленні листових деталей способи електророзрядної обробки забезпечують більш високу економічну ефективність порівняно з традиційними способами штампування і механічної обробки. Це дозволяє стверджувати, що розвиток способів електророзрядної обробки – один з важливих напрямків розвитку процесів обробки листових деталей.

Узагальнені результати економічних розрахунків технологічної собівартості виготовлення листових деталей по внутрішньому і зовнішньому контурах представлені на рис. 4.

Висновки. 1. Листові деталі в машинобудуванні складають близько 70%. Їх виготовляють з використанням розділових операцій, які зазвичай виконують штампуванням. Проте всі ці операції в даний час можна здійснити також ЕРО, що включає способи ЕЕО, РОД та ППР. В зв'язку з цим виникає необхідність економічного обґрунтування і вибору оптимального варіанту технологічного процесу у кожному конкретному випадку і, отже, необхідність визначення областей раціонального застосування кожного з вказаних способів.

2. В умовах одиничного, дрібносерійного і середньосерійного виробництва при виготовленні листових деталей способи ЕРО забезпечують вищу економічну ефективність і ширші технологічні можливості в порівнянні з традиційними способами штампування і механічної обробки. Тому способи ЕРО повинні витіснити традиційні способи штампування і механічної обробки, інакше, скажемо так, електрод повинен витіснити штамп і різець – в цьому полягає один з головних напрямів розвитку процесів обробки листових деталей.

Список літератури: 1. Носуленко В. І. Розмірна обробка металів електричною дугою / В. І. Носуленко // Автореф. дис. д-ра техн. наук: 05.03.07. Кіровоградський держ. техн. ун-т. – К., 1999. – 32 с. 2. Чумаченко О. С. Розмірна обробка електричною дугою листових деталей / О. С. Чумаченко // Автореф. дис... канд. техн. наук: 05.03.07. Кіровоградський держ. техн. ун-т. – К., 2002. – 20 с. 3. Носуленко В. І. // Перспективи та області раціонального застосування процесу розмірної обробки металів електричною дугою / В. І. Носуленко // Збірник наукових праць КДТУ. Вип. 12. Кіровоград: КДТУ, 2003. – С. 98-103. 4. Чумаченко О. С. Перспективи та області раціонального застосування розмірної обробки дугою листових деталей сільськогосподарської техніки / О. С. Чумаченко // Конструювання та експлуатація с/г машин. Вип. 9. Кіровоград: КДТУ, 2001. – С. 132-138.

Bibliography (transliterated): 1. Nosulenko V. I. Rozmirna obrobka metaliv elektrichnoyu dugoyu / V. I. Nosulenko Avtoref. dis. d-ra tehn. nauk: 05.03.07. Kirovogradskiy derzh. tehn. un-t. – Kyiv, 1999. – 32 p. 2. Chumachenko O. S. Rozmirna obrobka elektrichnoyu dugoyu listovih detaley / O. S. Chumachenko Avtoref. dis... kand. tehn. nauk: 05.03.07. Kirovogradskiy derzh. tehn. un-t. – Kyiv, 2002. – 20 p. 3. Nosulenko V. I. Perspektivi ta oblastI ratsionalnogo zastosuvannya protsesu rozmirnoyi obrobki metaliv elektrichnoyu dugoyu / V. I. Nosulenko Zbirnik naukovih prats KDTU. Vip. 12. Kirovograd: KDTU, 2003. –

Р. 98-103. 4. *Chumachenko O. S.* Perspektivi ta oblast ratsionalnogo zastosuvannya rozmirnoyi obrobki dugoyu listovih detaley silskogospodarskoyi tehniki *O. S. Chumachenko* Konstruyuvannya ta ekspluatatsiya sg mashin. Vip. 9. Kirovograd: KDTU, 2001.

Надійшла (received) 29.10.2014

УДК 621.777

В. В. ПИМАНОВ, асистент, НТУУ «КПІ», Київ

ХОЛОДНОЕ ВЫДАВЛИВАНИЕ ПОЛОСТИ МАТРИЦЫ ДЛЯ АППАРАТОВ ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ В УСЛОВИЯХ ДЕЙСТВИЯ ДИФФЕРЕНЦИРОВАННОГО ПРОТИВОДАВЛЕНИЯ

Приведены результаты компьютерного моделирования методом конечных элементов холодного выдавливания полости в заготовке из стали Р6М5 в условиях действия дифференцированного противодействия на свободную поверхность заготовки. Установлено: необходимое максимальное противодействие, которое обеспечивает выдавливание без разрушения; конечные размеры изделий; усилия процесса; распределения напряжений на деформирующем инструменте; напряженно-деформированное состояние и степень использования ресурса пластичности металла. Спроектирована и изготовлена штамповая оснастка. Проведено экспериментальное выдавливание полости матриц из стали Р6М5 для аппаратов высокого давления. Выполнен анализ микроструктуры на характерных участках деформированной заготовки.

Ключевые слова: холодное выдавливание, полость матрицы, дифференцированное противодействие, мастер-пуансон, моделирование, метод конечных элементов, микроструктура.

Введение. Синтез сверхтвердых материалов, а также спекание поликристаллов осуществляются в аппаратах высокого давления (АВД). Рабочий инструмент АВД (матрицы и пуансоны) изготавливается из инструментальных и твердых сплавов. Для повышения стойкости инструмента АВД при их изготовлении используют холодное выдавливание (ХВ). Эффективность ХВ при изготовлении деталей из малопластичных и труднодеформированных приведена в [1]. Однако из-за низкой пластичности инструментальных сталей традиционное ХВ не обеспечивает необходимых параметров холодного вдавливания, а также имеет место незаполнение гравюры полости сложной формы. Для повышения пластичности сталей при холодном формообразовании изделий используют схемы выдавливания с увеличенным гидростатическим давлением в очаге деформации. Например с помощью приложения противодействия жидкостью под высоким давлением. Эффективность действия жидкости под высоким давлением на пластичность при механических испытаниях образцов и в процессах прямого выдавливания доказана в работах [2, 3]. Получение полостей рабочего инструмента холодным выдавливанием с противодействием позволяет увеличить глубину вдавливания за один переход и повысить стойкость мастер-пуансонов [4, 5].

Целью данной работы является определение параметров ХВ полости матрицы для АД в заготовках из стали Р6М5 в условиях действия дифференцированного противодействия на свободную поверхность заготовки.

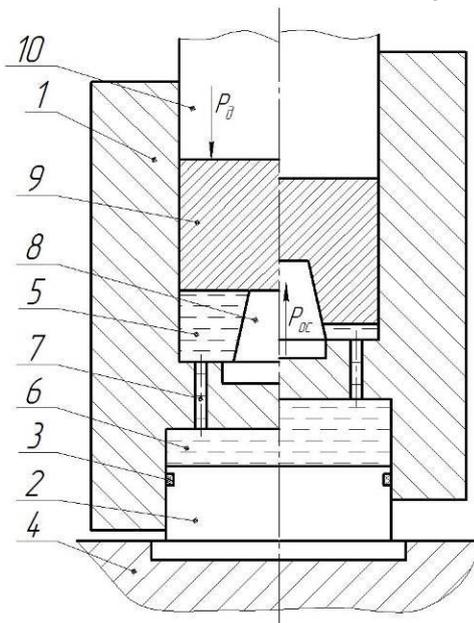


Рис. 1 – Схема выдавливания полости с противодействием

Постановка задачи. ХВ полости матрицы с дифференцированным противодействием реализовали по схеме приведенной на рис. 1. На схеме отображено исходное положение перед выдавливанием слева от оси симметрии. Контейнер 1 установлен подвижно на опоре 2 с уплотнением 3. Опора 2 крепится к нижней плите 4 штампа. Контейнер имеет две полости разного диаметра: меньшим диаметром – верхний 5 и большим диаметром – нижний 6. Полости соединены между собой отверстиями 7, через которые свободно перетекает жидкость. В канал 5 установлен и зафиксирован мастер-пуансон 8. Полости 5 и 6 заполняют рабочей жидкостью и устанавливают заготовку 9, на торец которой прикладывают усилие P_d через шток 10. Заготовка перемещается и вытесняет жидкость из полости 5 в полость 6. Когда пуансон 8 коснется заготовки 9, в жидкости возникает давление p . За счет давления и разности площадей каналов возникает осевое усилие:

$$P_{oc} = p (F_6 - F_5),$$

где F_6 – площадь дна полости 6; F_5 – площадь дна полости 5. Действие усилия P_{oc} направлено навстречу пуансону и возрастает пропорционально росту давления p . Когда P_{oc} достигает величины необходимой для деформирования заготовки 9, пуансон 8 внедряется в заготовку и формирует полость. В процессе деформирования на свободную поверхность заготовки действует противодействие жидкости p , которое зависит от величины P_d . Выталкивание

заготовки после выдавливания осуществляют вторым ходом прессы. Контейнер 1 опускают вниз, жидкость перетекает из полости 6 в полость 5 и выталкивает заготовку 9 с контейнера 1.

Используя данную схему был проведен численный эксперимент МКЭ на примере выдавливания полости матрицы в заготовке из стали Р6М5 в условиях действия противодействия на свободную поверхность заготовки. Моделирование проводили с помощью программного комплекса DEFORM. Процесс выдавливания полости матрицы в заготовке из стали Р6М5 рассматривали как осесимметричную задачу.

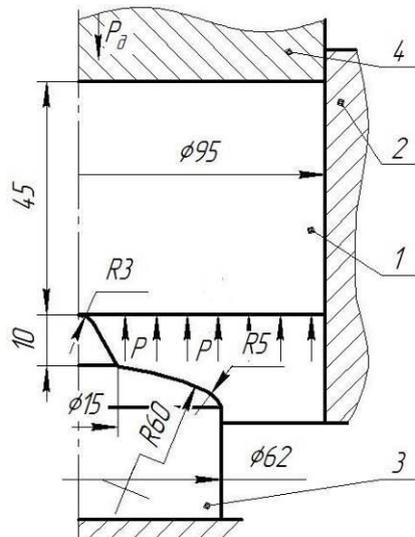


Рис. 2 – Расчетная схема процесса

На рис. 2 приведена расчетная схема процесса для моделирования МКЭ выдавливания полости в условиях действия дифференцированного противодействия p на свободную поверхность заготовки. Заготовку 1 устанавливают в контейнер 2 на мастер-пуансон 3. Усилие выдавливания P_d прикладывают с помощью штока 4. Величина противодействия в процессе выдавливания переменная и зависит от усилия P_d .

Результаты. С помощью моделирования установлено необходимое максимальное противодействие, которое обеспечивает выдавливание без разрушения, усилие процесса, распределение напряжений на деформирующем инструменте, напряженно-деформированное состояние и степень использования ресурса пластичности металла, а также конечные размеры полученного изделия.

Расчетная зависимость усилия выдавливания от перемещения пуансона показана на рис. 3. Максимальное значение усилия в конце рабочего хода составило 6,91 МН. Расхождение результатов по максимальной величине

усилия полученного МКЭ и экспериментально не превышает 5%. Изменение величины противодействия p от перемещения пуансона показано на рис 4. Максимальное значение противодействия в конце выдавливания составило 680 МПа, величина противодействия пропорционально зависит от усилия P_d .

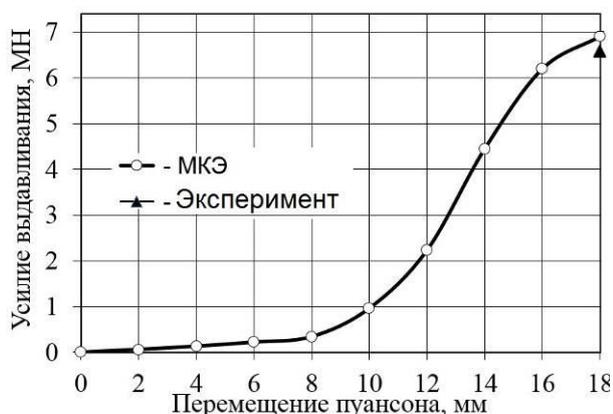


Рис. 3 – Зависимость усилия выдавливания от перемещения пуансона

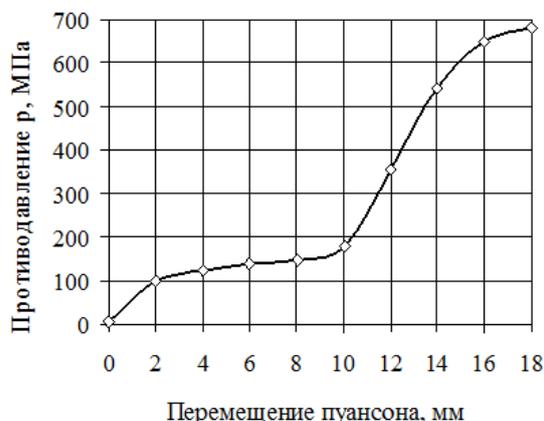


Рис. 4 – Изменение противодействия при перемещении пуансона

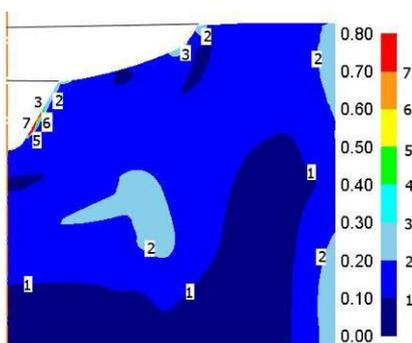


Рис. 5 – Распределение использованного ресурса пластичности ψ

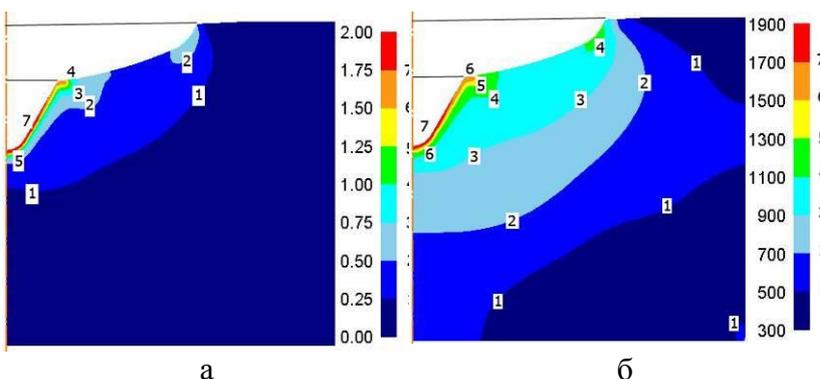


Рис. 6 – Распределение интенсивности: а – деформаций ε_i и б – напряжений σ_i

Распределение использованного ресурса пластичности ψ металла после деформации по объему заготовки показано на рис. 5, максимальное значение составило $\psi = 0,8$. На рис. 6 показано распределение интенсивности деформаций ε_i и интенсивности напряжений σ_i в объеме деформированной заготовки с учетом приложения противодействия. Оценку проработки структуры металла холодной пластической деформацией можно оценить по распределению интенсивности деформации ε_i (рис. 6, а). Интенсивная проработка распространяется на треть заготовки по высоте. Тем самым создается улучшенная макроструктура в заготовке, что приводит к повышению стойкости полостей при эксплуатации. Распределение интенсивности напряжений σ_i (рис. 6, б) определяет очаг деформации, который распространяется на всю высоту по оси заготовки.

Распределение радиальных напряжений σ_r по высоте поверхности

заготовки, которая контактирует с контейнером, показано на рис. 7. Максимальное значение радиальных напряжений по абсолютной величине на стенке матрицы составило 1550 МПа. На рис. 8 приведено распределение нормальных напряжений σ_n на поверхности мастер-пуансона. Из характера распределения и геометрии пуансона (см. рис. 2) видно, что на большинстве поверхности пуансона действуют напряжения $\sigma_n = -2700$ МПа. Распределение осевых напряжений σ_z на штоке показано на рис. 9, где максимальное значение по абсолютной величине на оси составило 1900 МПа. Распределение напряжений на рабочей поверхности инструмента позволяет выбрать материал для пуансонов и количество бандажей матрицы.

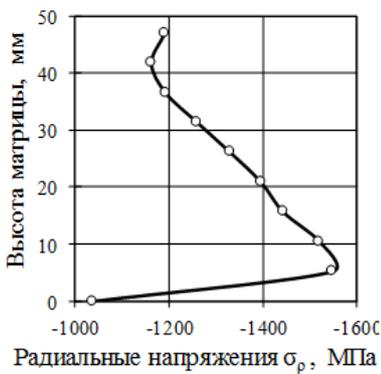


Рис. 7 – Распределение σ_r на контейнере

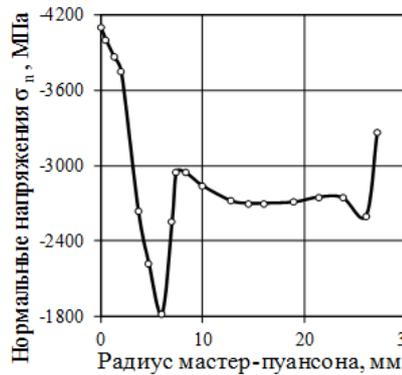


Рис. 8 – Распределение σ_n на мастер-пуансоне

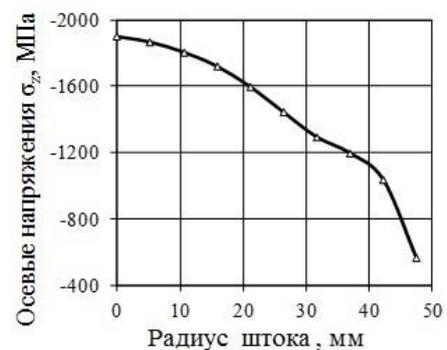


Рис. 9 – Распределение σ_z на штоке

Экспериментальное исследование по выдавливанию полостей матриц в условиях действия противодействия проводилось на гидравлическом прессе ПО443 усилием 20 МН. Производственный штамп и мастер-пуансон показаны на рис. 10.



а



б

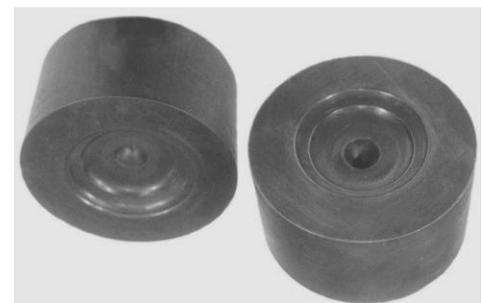


Рис. 11 – Заготовки полостей матриц для АВД из стали Р6М5

Рис. 10 – Технологическая оснастка для выдавливания:
а – производственный штамп и б – мастер-пуансон

Заготовки полостей матриц для АВД из стали Р6М5, полученные ХВ с дифференцированным противодействием, приведены рис 11.

После выдавливания был проведён анализ микроструктуры деформированной заготовки. На рис. 12 приведено микроструктуру на характерных участках заготовки. По микроструктуре видно, что проработка структуры проходит в поверхностных деформированных слоях.

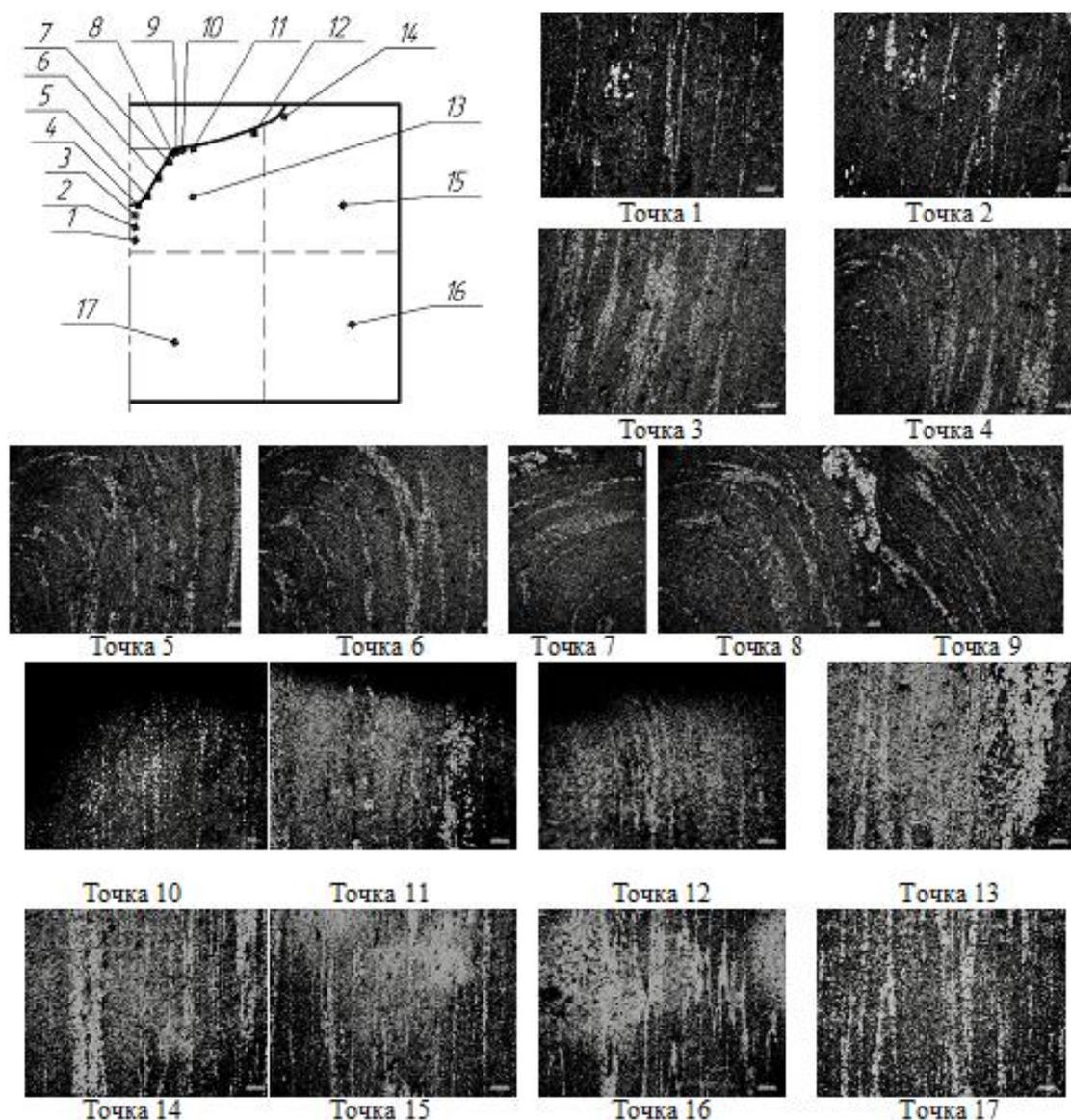


Рис. 12 – Микроструктура на характерных участках заготовки

Характер распределения и область проработки соответствует полученным результатам интенсивности деформации МКЭ.

Выводы: 1. Компьютерным моделированием методом конечных элементов проведены численные эксперименты выдавливания полости матрицы для АД в заготовке из стали Р6М5 в условиях действия дифференцированного противодействия на свободную поверхность заготовки. Установлено необходимое максимальное противодействие, которое обеспечивает выдавливание без разрушения, усилие процесса, распределение

напряжений на деформирующем инструменте, напряжённо-деформированное состояние и степень использования ресурса пластичности металла, а также конечные размеры полученных изделий.

2. На основе полученных данных была спроектирована и изготовлена штамповая оснастка, на которой проведено экспериментальное выдавливание полости матрицы для АД в заготовке из стали Р6М5. После выдавливания был выполнен анализ микроструктуры деформированной заготовки. Характер распределения и область проработки соответствует полученным результатам МКЭ распределения интенсивности деформации.

Список литературы: 1. *Хыбемяги А.И.* Выдавливание точных заготовок деталей штампов и прессформ / А.И. Хыбемяги., П.С. Лернер; – М.: Машиностроение, 1986. – 150 с. 2. *Пью Х.Л.* Механические свойства материалов под высоким давлением / Под ред. Пью Х.Л. Том 1. – М.: Изд-во «Мир», 1973. – 296 с. 3. *Уральский В. И.* Деформации металлов жидкостью высокого давления / В.И. Уральский, В.С. Плахотин, Н.И. Шефтель и др. – М.: Metallurgija, 1976. – 423 с. 4. *Калюжный В.Л.* Холодное выдавливание ступенчатых полостей прессформ из стали 12ХН3А в условиях действия дифференцированного противодавления на заготовку / В.Л. Калюжный, В.В. Пиманов //Вестник НТУ «ХПИ», Харьков. – 46'2011. С. –34–41. 5. *Калюжный В.Л.* Холодное выдавливание с дифференцированным противодавлением полостей штампов / В.Л. Калюжный, В.В. Пиманов //Материалы международной научно-технической конференции «Современные технологии обработки материалов давлением: моделирование, проектирование, производство», посвященной 70-летию кафедры «Машины и технологии обработки металлов давлением» им. И.А. Норицына. Москва 2013 г., стр. 29–34.

Bibliography (transliterated): 1. Hybemjagi A.I. Vydalivanie tochnyh zagotovok detalej shtampov i pressform A.I. Hybemjagi., P.S. Lerner; – Moscow: Mashinostroenie, 1986. – 150 p. 2. P'ju H.L. Mehanicheskie svojstva materialov pod vysokim davleniem Pod red. P'ju H.L. Tom 1. – Moscow: Izd-vo «Mir», 1973. – 296 p. 3. Ural's'kij V. I. Deformacii metallov zhidkost'ju vysokogo davlenija V.I. Ural's'kij, V.C. Plahotin, N.I. Sheftel' i dr. – Moscow: Metallurgija, 1976. – 423 p. 4. Kaljuzhnyj V.L. Holodnoe vydavlivanie stupenchatyh polostej pressform iz stali 12HN3A v uslovijah dejstvija differencirovannogo protivodavlenija na zagotovku V.L. Kaljuzhnyj, V.V. Pimanov Vestnik NTU «HPI», Kharkov. – 46'2011. P. 34–41. 5. Kaljuzhnyj V.L. Holodnoe vydavlivanie s differencirovannym protivodavleniem polostej shtampov V.L. Kaljuzhnyj, V.V. Pimanov Materialy mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskoy konferencii «Sovremennye tehnologii obrabotki materialov davleniem: modelirovanie, proektirovanie, proizvodstvo», posvjashhennoj 70-letiju kafedry «Mashiny i tehnologii obrabotki metallov davleniem» im. I.A. Noricyna. Moskva 2013g., p. 29–34.

Поступила (recieved) 30.10.2014

УДК 621.7.044.2

С. И. ПЛАНКОВСКИЙ, докт. техн. наук, проф., НАКУ «ХАИ»;
А. А. ПАВЛЕНКО, ст. преподаватель, НАКУ «ХАИ», Харьков

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ МАШИНЫ ИМПУЛЬСНОГО БРИКЕТИРОВАНИЯ (МИБ) В ПРОЦЕССЕ ЕЁ ПРОГРЕВА

Разработана модель прогрева камеры сгорания машины импульсного брикетирования. Определены значения теплового потока, действующего на стенки камеры сгорания при сгорании топливной смеси. Получены зависимости изменения температуры внутренней поверхности камеры от времени

© С. И. Планковский, А. А. Павленко, 2014

работы машины в эксплуатационном диапазоне температур из условия постоянства массы порции горючего газа, подаваемого в камеру сгорания. Построена номограмма для определения давления топливной смеси на конкретном рабочем цикле обеспечивающего стабильность энергии МИБ в эксплуатационном диапазоне температур.

Ключевые слова: машина импульсного брикетирования, переработка стружки, брикетирование, конечноэлементная модель, давление топливной смеси, прогрев камеры сгорания.

Введение. В последние десятилетия все больше ощущается дефицит кускового металлолома – наиболее просто и дешево перерабатываемого металлургического сырья. В то же время такой ценный продукт как металлическая стружка пользуется невысоким спросом, ввиду достаточно высокой цены её транспортировки и сложностей переработки в исходном состоянии.

Машины импульсного брикетирования конструкции ХАИ, работающие на газо-воздушной смеси, позволяют эффективно перерабатывать такое ценное металлургическое сырье как отходы металлообработки в плотные, прочные брикеты. Высокая степень автономности, неприхотливость в эксплуатации позволяет устанавливать данное оборудование в непосредственной близости от транспортных магистралей под навесами, достаточными для прикрытия оборудования и стружки лишь от прямого воздействия осадков. Соответственно, оборудование будет работать при температуре окружающей среды. Именно в таких условиях проявляется недостаток, присущий схеме наполнения камеры сгорания, в которой контроль ведется по давлению компонентов смеси.

Известно, что все газы значительно изменяют свой объем под воздействием изменения температуры. При этом масса единицы объема газа остается постоянной величиной. А, следовательно, при одном и том же давлении смеси масса газа, поступившая в камеру сгорания при низкой температуре будет больше, чем поступившая при высокой температуре.

Целью предлагаемого исследования является определение длительности прогрева МИБ до рабочей температуры и выработка рекомендаций по стабилизации энергии импульсной брикетировочной машины в указанных условиях.

Головка привода МИБ с камерой сгорания представляет собой сборную конструкцию, использовать которую для моделирования сложно. Все детали конструкции, кроме клапана запирающе-перепускного устройства, соединены неподвижно, имеют плотную посадку и надежно стянуты крепёжными элементами. Это позволяет предположить, что остаточные зазоры между элементами конструкции мало повлияют на теплообмен. Единственный подвижный элемент, установленный с зазором – перепускной клапан – находится внутри конструкции и не контактирует с окружающей средой. Таким

образом можно предположить, что замена сборной модели на монолитную (рис. 1), не приведет к значительным искажениям результатов моделирования.

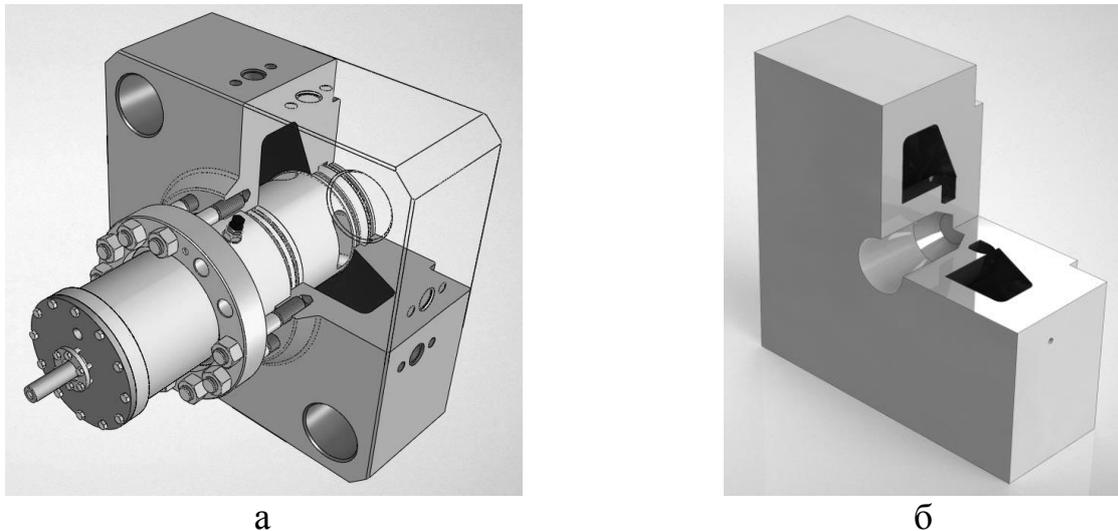


Рис. 1 – Головка привода машины импульсного брикетирования: а – реальная конструкция; б – монолитная модель

Для повышения надежности результатов конечноэлементного моделирования за счет улучшения качества расчетной сетки, из модели удалены все отверстия, фаски и скругления. Поскольку все отверстия в собранной импульсной машине заполнены клапанами, сопрягаемыми деталями и крепёжными элементами, считаем такую замену правомерной.

Для построения сетки конечных элементов в расчетных областях использовался программный модуль CFX Mesh. Сетка сгенерирована из тетраэдрических элементов. Поскольку при нагреве отсутствуют области с резким изменением теплофизических характеристик или источники энергии, характерный размер элемента выбирался достаточно большим с целью уменьшения вычислительных затрат. Для оценки качества элементов сетки использовались критерии [1].

В начале определялась величина осредненного по поверхности камеры и по времени теплового потока, возникающего в результате теплообмена сгорающей топливной смеси со стенками камеры. С учетом того, что в этом случае происходит течение реагирующих газов, в системе уравнений Навье-Стокса уравнение сохранения энергии было записано в виде

$$\rho \frac{de}{dt} = \text{div}(\lambda \text{grad} T) + \sum_{i=1}^N Q^i - Q_{\text{изл}} + P \cdot \text{grad} \vec{u}; \quad (1)$$

а дополнительное уравнение концентрации для определения компонентного состава смеси

$$\rho \frac{\partial c^i}{\partial t} = -\operatorname{div} \vec{I}^i + \dot{S}^i, \quad i=1, \dots, N-1, \quad (2)$$

где: Q^i – выделение (поглощение) тепла по всем реакциям с образованием i -той компоненты; $Q_{\text{изл}}$ – объемное излучение газа; S^i – массовая скорость образования i -той компоненты смеси; e – внутренняя энергия газа.

Массовая скорость образования i -той компоненты может быть определена суммированием по всем K реакциям, в которых она участвует:

$$\dot{S}^i = \sum_{m=1}^K m^i (v_{im}'' - v_{im}') \omega_m,$$

где ω_m – скорость m -той химической реакции, а v_{im}'' , v_{im}' – стехиометрические коэффициенты i -той компоненты до и после m -той реакции.

При исследовании горения использовалась модель конечной скорости химических реакций [2]. Для определения констант прямых и обратных реакций используется температурные зависимости Аррениуса [3].

Величина выделения/поглощения тепла Q^i для компоненты i вычисляется как сумма ее производства для всех элементарных реакций с ее участием:

$$Q^i = W^i \sum_{m=1}^K (v_{imi}'' - v_{im}') \omega_m. \quad (3)$$

В соответствии с рекомендациями работы [4] при моделировании использовался механизм горения метана, основанный на полном кинетическом механизме, состоящий из 52 элементарных реакций, включающих 19 реагентов.

Условием остановки расчета в соответствии с данными работы [5] считалось выгорание топлива до величины 85%. В результате расчета для модели камеры МИБ, для начального давления смеси 1,2 МПа за время сгорания топлива было получено значение величины осредненного по внутренней поверхности камеры теплового потока 10^7 Вт/м². В соответствии с результатами, полученными в работе [6], величина теплового потока при произвольном давлении смеси для тех же значений температуры стенки может быть пересчитана по формуле $q_p = q_{p_0} \sqrt{p/p_0}$. Время выгорания топлива составило 0,218 с. Таким образом, были определены данные, необходимые для моделирования прогрева камеры.

Начальные и граничные условия для моделирования процесса прогрева камеры с параметрами, полученными в результате решения предыдущей задачи приведены в таблице. Цикличность работы МИБ

задавалась в соответствии с технической характеристикой – два рабочих цикла в минуту. Температура окружающей среды варьировалась в диапазоне от минус 20° С до +40° С.

Таблица – Условия моделирования для задачи о прогреве камеры

Условия для моделирования	Внутренняя поверхность	Наружная поверхность	Поверхность сопряжения
Начальные условия	$T=T_0$		
Граничные условия	$q - q_{\text{конв}}$	$-q_{\text{конв}} - q_{\text{изл}}$	$T=T_0$
Условие остановки расчета	$t = [t]$		

При моделировании выделялось три участка границы. На внутренней поверхности задавалась периодическое действие равномерно распределенного теплового потока с определенной на первом этапе длительностью и интенсивностью. В остальное время, происходил отвод тепла за счет конвекции. Излучение не учитывалось из-за переизлучения внутренних поверхностей камеры друг на друга. На наружной поверхности камеры происходил отвод тепла конвекцией и излучением, на поверхности сопряжения камеры с конструкцией машины задавалось условие постоянства температуры.

Для задания периодически действующего теплового потока использовалась вспомогательная функция

$$f = \sin^{15}(2\pi t / t_{\text{цикла}}) - k. \quad (4)$$

Задача расчета температур решалась с переменным шагом по времени так, чтобы на интервале действия нагревающего теплового потока было, по крайней мере, 10 шагов. При остывании камеры шаг по времени увеличивался так, чтобы на интервале между циклами нагрева было не менее 15 шагов по времени. Типовая диаграмма изменения осредненной температуры внутренней поверхности камеры на циклах нагрева–остывания приведена на рис. 2.

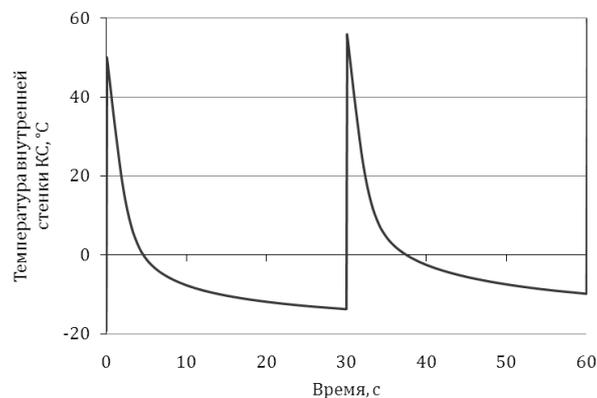


Рис. 2 – Типичная зависимость изменения осредненной температуры внутренней поверхности камеры при работе МИБ

При длительной работе МИБ от цикла к циклу температура камеры сгорания увеличивается до тех пор, пока не выходит на квазистационарный режим (рис. 3), для которого поглощенное за время нагрева тепло сравнивается с отдаваемым за время остывания.

С точки зрения стабилизации энергии камеры основным параметром, получаемым при расчете процесса прогрева камеры МИБ, является температура внутренней стенки камеры при начале наполнения камеры смесью. Характерные зависимости изменения этой температуры приведены на рис. 4.

Анализ изменения приращения температуры стенки от времени (рис. 5) показывает, что независимо от температуры окружающей среды камера МИБ выходит на квазистационарный режим примерно после 120 циклов (60 минут) прогрева.

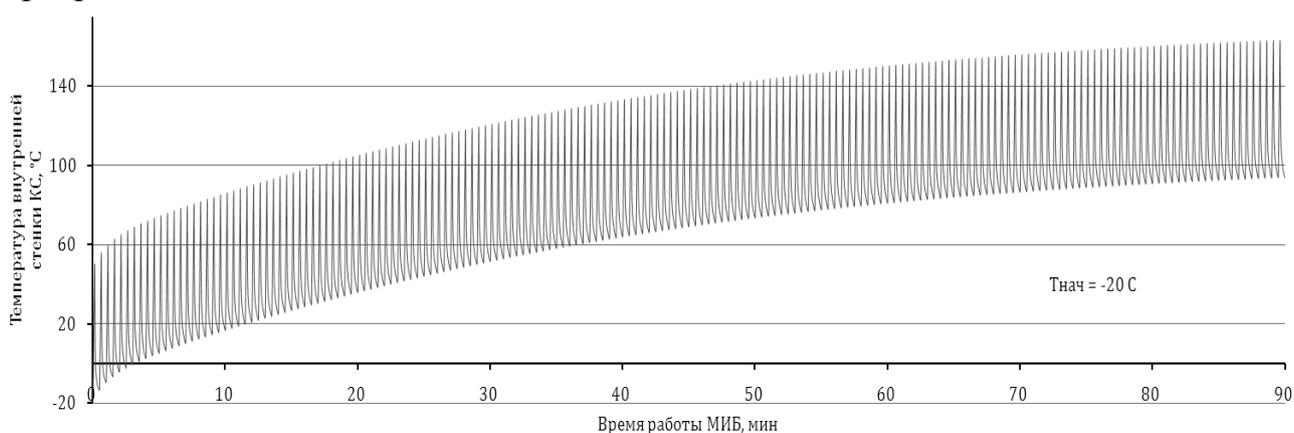


Рис. 3 – Изменения осредненной температуры внутренней поверхности камеры при длительной работе

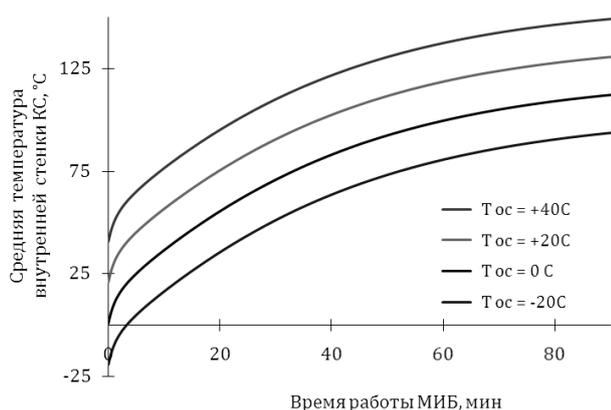


Рис. 4 – Зависимость температуры внутренней поверхности камеры от времени работы

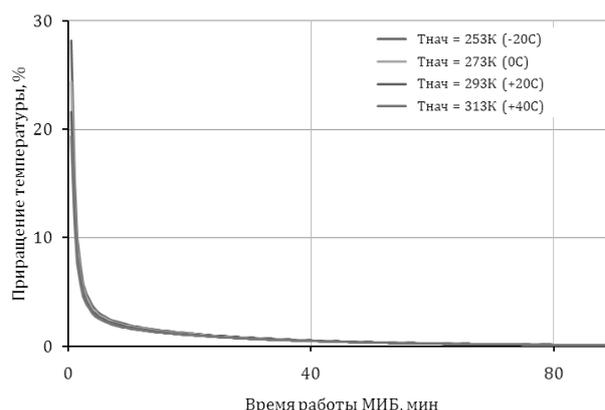


Рис. 5 – Относительное приращение температуры внутренней поверхности камеры сгорания

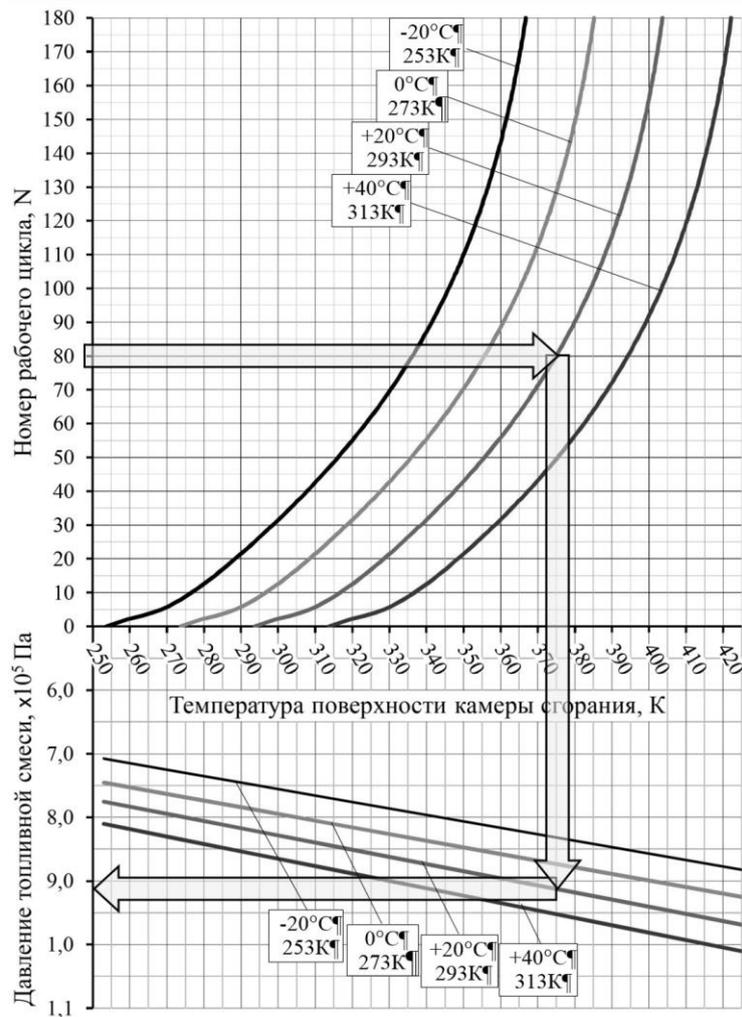


Рис. 6 – Номограмма определения давления топливной смеси на i -том рабочем цикле в зависимости от температуры окружающей среды и условия постоянства массы порции горючего газа, подаваемого в камеру сгорания брикетировочной машины

Совместное использование полученного ранее графика зависимости давления смеси от температуры стенки камеры при манометрическом контроле наполнения (в предыдущих исследованиях) и зависимости температуры внутренней поверхности камеры сгорания от времени работы МИБ (рис. 6) позволяет получить номограмму для определения давления топливной смеси в зависимости от порядкового номера рабочего цикла и температуры окружающей среды из условия постоянства массы порции горючего газа, подаваемого в камеру сгорания брикетировочной машины (рис. 6). **Выводы.** Исследование процесса наполнения камеры сгорания машины импульсного брикетирования газообразными компонентами топливной смеси подтвердило факт зависимости запасенной энергии от изменения температуры окружающей среды, что соответствует натурным наблюдениям. Установлено, что независимо от температуры окружающей среды, МИБ выходит на

квазистационарний температурний режим примерно после 120 циклов нагрєва. С целью обеспечения постоянного высокого качества брикетов за счет стабилизации подведенной энергии, с помощью предлагаемой расчетной методики разработана номограмма определения начального давления топливной смеси для конкретного рабочего цикла брикетирования в зависимости от температуры окружающей среды.

Список литературы: 1. Lewis, R.W. Three-Dimensional Unstructured Mesh Generation: Part 3. Volume Meshes [Текст] / R.W. Lewis, Y. Zheng, D.T. Gethin // Computer Methods In Applied Mechanics And Engineering. – 1999. – Vol. 134. – P. 285–310. 2. Paik, J.K. CFD simulations of gas explosion and fire actions / J.K. Paik, B. J. Kim, J. S. Jeong etc. // Ships and Offshore Structures – 2010. – vol. 5., issue 1. – P. 3–12. 3. Штиллер, В. Уравнение Аррениуса и неравновесная кинетика [Текст] / В. Штиллер – М.: Мир, 2000. – 176 с. 4. Yungster S. Computation of shock-induced combustion using a detailed methane-air mechanism [Текст] / S. Yungster, M. J. Rabinowitz // Journal of propulsion and power. – 1994. – Vol. 10, No. 5, P. 609–617. 5. Кривцов, В.С. Импульсная резка горячего металла/ В.С. Кривцов, А.Ю. Боташев, А.Н. Застела и др. – Харьков: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2005. – 476 с. 6. Шипуль, О.В. Расчет тепловых потоков при термоимпульсной обработке с форкамерно-факельным поджогом [Текст] / О.В. Шипуль, Е.В. Цегельник, В.Л. Малашенко, С.А. Красовский // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». – Вып. 62. – X., 2013. – С. 89–97.

Bibliography (translated): 1. Lewis, R.W. Three-Dimensional Unstructured Mesh Generation: Part 3. Volume Meshes R.W. Lewis, Y. Zheng, D.T. Gethin Computer Methods In Applied Mechanics And Engineering. – 1999. – Vol. 134. – P. 285 – 310. Print. 2. Paik, J.K. CFD simulations of gas explosion and fire actions J.K. Paik, B. J. Kim, J. S. Jeong etc. Ships and Offshore Structures – 2010. – vol. 5., issue 1. – P. 3-12. Print. 3. Shtiller, V. Urvnenie Arreniusa i neravnovesnya kinetika V. Shtiller – Moscow: Mir, 2000. – 176. Print. 4. Yungster S. Computation of shock-induced combustion using a detailed methane-air mechanism S. Yungster, M. J. Rabinowitz Journal of propulsion and power. – 1994. – Vol. 10, No. 5, P. 609–617. Print. 5. Krivtsov, V.S. Impulsnaia rezka goriachego metalla V.S. Krivtsov, A.Y. Botashev, A.N. Zastela i dr. – KKharkov: Nat. aerokosm. un-t «Khark. aviatic. in-t», 2005. – 476. Print. 6. Shypul, O.V. Raschet teplovykh potokov pri termoiimpulsnoi obrabotke s forkamerno-fakelnym podzhogom O.V. Shypul, E.V. Tsegelnik, V.L. Malashenko, S.A. Krasovskii Otkrytye informatcionnyye i kompiuternye integrirovannyye tekhnologii: sb. nauch. tr. Natc. aerokosm. un-ta im. N.E. Zhukovskogo «HAI». – Vyp. 62. – Kh., 2013. – 89–97. Print.

Поступила (recieved) 31.10.2014

УДК 621.771.01

Р. Я. РОМАНЮК, канд. техн. наук, ст. викл., ДДТУ;

А. О. ТОЛОК, канд. техн. наук, доц., ДДТУ, Дніпродзержинськ

СИЛОВА УМОВА СТАЛОСТІ ПРОЦЕСУ ХОЛОДНОЇ ТОНКОЛИСТОВОЇ ПРОКАТКИ

У роботі проаналізована рівновага сил в осередку деформації при холодній тонколистовій прокатці без врахування натягу. Показано, що поряд з контактними втягуючими та виштовхуючими силами необхідно враховувати і сили, які викликані пластичною деформацією металу. Приведені результати теоретичних досліджень по визначенню граничних умов при тонколистовій прокатці без натягу. Проаналізовані та порівняні відомі умови ведення сталого процесу прокатки. Приведені результати

досліджень по визначенню граничних умов захвату, виходячи із заднього натягу, для промислового стану холодної прокатки 1400 при виробництві жерсті.

Ключові слова: осередок деформації, сила, рівняння рівноваги, сталість, холодна тонколистова прокатка, умова.

Вступ. В теорії прокатки, при отриманні умови захвату металу в валках, визначенні кута нейтрального перетину, що вважається регулятором рівноваги сил в осередку деформації, випередження та інших параметрів, враховуються тільки контактні втягуючі T та виштовхуючі N сили або їх проекції в горизонтальному напрямку T_x та N_x .

Результатом цього є деякі протиріччя теорії із практикою, наприклад, в умові настання граничних умов прокатки без натягу. Теорія свідчить про те, що вони настають при $\alpha_y = nf_y$ (α_y, f_y – кут захвату та коефіцієнт тертя в сталому режимі, n – коефіцієнт, що залежить від положення рівнодіючої нормальних контактних напружень) [1]. Знаходженню коефіцієнта n присвячено багато теоретичних і експериментальних робіт [2]. При цьому теоретичні дослідження зводяться до того, що цей коефіцієнт дорівнює 2 або більше, а експериментальні – менше 2. Наслідком неточності визначення сталого режиму деформації можуть служити як пробуксовки металу в валках, які можуть призвести до браку продукції, так і аварійні ситуації на стані, що небезпечні для працівників.

Мета дослідження. Метою роботи є теоретичний аналіз сил, які діють в осередку деформації і розробка силової умови визначення сталості процесу холодної тонколистої прокатки з урахуванням контактних сил та сил пластичної деформації металу.

Матеріали дослідження. При аналізі діючих сил при холодній тонколистовій прокатці будемо використовувати допущення, які справедливі саме для цього випадку [1]: напруження по перетину металу розподіляються рівномірно, деформація є плоскою, тобто не враховується поширення металу, напруження по ширині полоси не змінюються, передній та задній натяги відсутні.

Розглянемо виділений поточний об'єм металу в осередку деформації (рис. 1, а). Заміняємо, згідно із законами механіки, дію валка на метал контактними силами, а дію відкинутої частини металу – силами від дії напружень σ_x (рис. 1, б).

В результаті буде справедлива наступна рівність:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} p_x \sin \varphi d\varphi Rb + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} t_x \cos \varphi d\varphi Rb - \sigma_x h_x b = 0, \quad (1)$$

де φ – поточний кут в осередку деформації, рад.

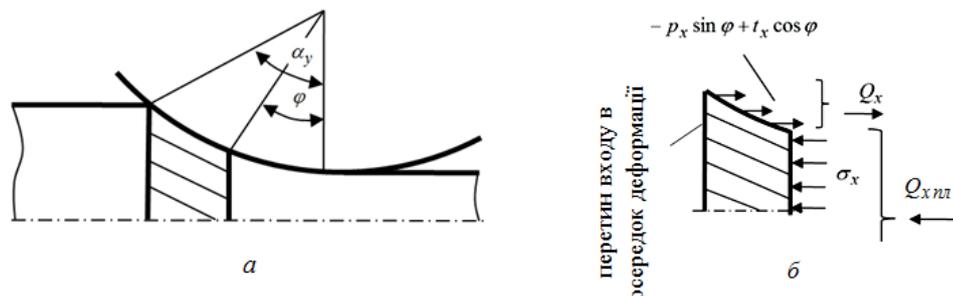


Рис. 1 – Аналіз рівноваги горизонтальних сил при холодній тонколистовій прокатці: а – осередок деформації; б – поточний об’єм металу (Q_x и $Q_{x пл}$ – відповідні сили в розмірному вигляді)

З огляду на те, що поточну товщину металу в осередку деформації можна виразити наступним чином:

$$h_x = h_1 + R\varphi^2, \quad (2)$$

тоді отримуємо:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} p_x \sin \varphi d\varphi Rb + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} t_x \cos \varphi d\varphi Rb - \sigma_x (h_1 + R\varphi^2) b = 0. \quad (3)$$

Теоретичний аналіз зручно виконувати у безрозмірній формі, розділивши складові рівності (3) на опір деформації металу $2k$, радіус валків R і ширину полоси b , тоді:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi - \frac{\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = 0. \quad (4)$$

Необхідно звернути увагу на те, що в перетині входу металу в осередок деформації ніяких сил не діє, – це також допущення, що часто використовується в теорії при побудові епюр контактних напружень при прокатці без натягу [1,3]. Проаналізуємо докладніше складові, які входять у рівність (4):

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi = 2Q_x^* - \text{поточна результуюча горизонтальна}$$

контактна сила, що включає виштовхуючі та втягуючі метал в валки сили;

$\frac{\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = Q_{x пл}^*$ – поточна результуюча сила, що виникає в результаті пластичної деформації металу.

З отриманого виразу (4) випливає, що ці сили протилежно спрямовані та перебувають у рівновазі, тобто:

$$2Q_x^* = Q_{xпл}^* \quad (5)$$

Це підкреслює стаціонарність процесу прокатки. Цифра 2 перед Q_x^* враховує, що ця сила діє з боку обох валків.

Хоча, як сказано вище, в теорії прокатки багато висновків зроблені і без врахування сил $Q_{xпл}^*$, однак це не означає, що їм немає практичного підтвердження.

В [4] приведені експериментальні дослідження плинну металу при прокатці. У зразки по висоті вгвинчували прутки, гвинти або робили насічки на бічній поверхні (рис. 2, а, прямі 1), і піддавали пластичній деформації. Потім процес зупиняли і спостерігали наступну картину. Під дією сил, які виникають в результаті пластичної деформації металу, на певній частині осередку деформації виникає «назадній» рух металу, тобто відбувається, як би, видавлювання металу з осередку деформації і прутки, гвинти або насічки згинаються в напрямок, протилежний руху полоси (рис. 2, а, криві 2).

Варто відмітити, що і теоретично доведено наявність цих сил в осередку деформації. Це впливає з диференціального рівняння рівноваги горизонтальних сил Т. Кармана [1, 3].

Так, проектуючи всі сили, що діють на виділений елемент металу в осередку деформації (рис. 2, б) на вісь x , маємо:

$$\sum x = 0;$$

$$-2p_x \sin \varphi R d\varphi b + 2t_x \cos \varphi R d\varphi b + (\sigma_x + d\sigma_x)(h_x + dh_x)b - \sigma_x h_x b = 0;$$

$$-2p_x \sin \varphi R d\varphi b + 2t_x \cos \varphi R d\varphi b + d\sigma_x h_x b + \sigma_x dh_x b + d\sigma_x dh_x b - \sigma_x h_x b = 0.$$

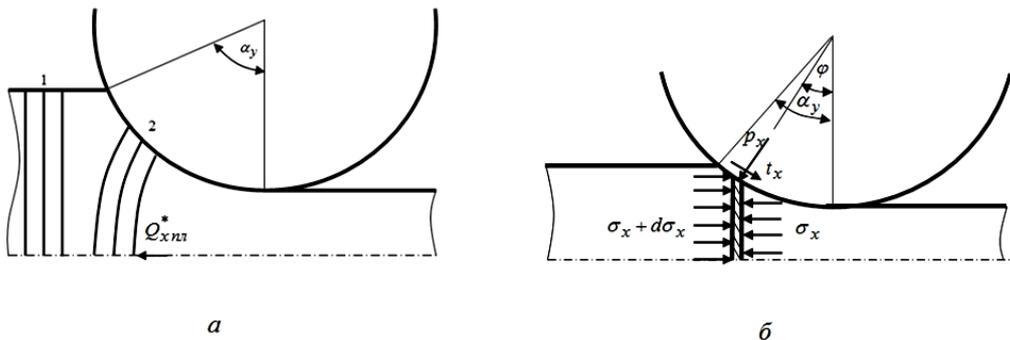


Рис. 2 – Пластичний плин металу: а – при сталому процесі прокатки та б – рівновага поточного елемента металу по Т. Карману

Оскільки $d\sigma_x dh_x b \approx 0$, тому:

$$-2p_x \sin \varphi R d\varphi b + 2t_x \cos \varphi R d\varphi b + d\sigma_x h_x b + \sigma_x dh_x b = 0$$

або в безрозмірному вигляді:

$$2kRb \left\{ -2 \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + \frac{1}{R} \left[\frac{\sigma_x}{2k} dh_x + \frac{d\sigma_x}{2k} h_x \right] \right\} = 0;$$

$$-2 \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + \frac{1}{R} \left[\frac{\sigma_x}{2k} dh_x + \frac{d\sigma_x}{2k} h_x \right] = 0.$$

Враховуючи, що $h_x = h_1 + R\varphi^2$ та $dh_x = 2R\varphi d\varphi$, у кінцевому вигляді отримуємо:

$$-2 \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + 2 \frac{\sigma_x}{2k} \varphi d\varphi + \frac{d\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = 0. \quad (6)$$

Розглядаючи осередок деформації як сукупність нескінченно малих елементів, буде справедлива інтегральна рівність:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{\sigma_x}{2k} \varphi d\varphi + \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{d\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = c;$$

Оскільки, при $\varphi = \alpha_y$, $c = 0$, тоді:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k} \cos \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{\sigma_x}{2k} \varphi d\varphi + \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{d\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = 0. \quad (7)$$

Помітимо, що перші два складових виразу (4) и (7) однакові, а при

інтегруванні виразу $2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{\sigma_x}{2k} \varphi d\varphi + \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{d\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right)$ отримуємо $-\frac{\sigma_x}{2k} \left(\frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right)$, отже,

ці рівності є рівнозначними.

Перевага рівності (4) полягає в тому, що за її допомогою можна визначити поточні контактні сили і сили пластичної деформації металу. Це можна зробити по відомим теоретичним та експериментальним епіюрам контактних напружень або вирішивши диференціальне рівняння Т. Кармана.

Результати дослідження. В остаточному підсумку, врахування впливу контактних сил та сил пластичної деформації металу, дозволяє теоретично визначити граничну захоплюючу здатність валків при прокатці без натягу, тобто коефіцієнт n . Ці дослідження приведені в [5]. Їх результати показують, що величина n дорівнює 1,43–1,44 у всіх випадках тонколистової прокатки, за винятками, коли процес протікає у режимі контактено-гідродинамічного тертя [6]. Тоді $n=2$. Даний результат підтверджується експериментальними дослідженнями [2], про які згадувалося раніше.

На основі аналізу даних сил розроблена силова умова існування сталого процесу тонколистової прокатки в поздовжньому напрямку [5, 7].

Як відомо, процес тонколистової прокатки протікає з натягами (переднім та заднім). Тому оперувати коефіцієнтом n , як показником сталості цього процесу, є не доцільним.

В роботах [3, 5, 7] розроблені умови ведення сталого процесу тонколистової прокатки в поздовжньому напрямку.

Перша з них враховує кінематичні параметри осередку деформації та свідчить про те, що діапазон можливих значень параметру $\frac{\gamma_c}{\alpha_c}$ (де γ_c , α_c – відповідно кут, що характеризує положення нейтрального перетину та кут пружно-пластичного контакту штаби з валком) обмежується довжиною пластичного контакту штаби з валком, точніше наявністю одночасно пластичних зон випередження і відставання. Ця умова має вигляд [3]:

$$\frac{x_{1n}}{l_c} - \frac{x_1}{l_c} < \frac{\gamma_c}{\alpha_c} < 1 - \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0n}}{l_c}, \quad (8)$$

де l_c , x_1 – відповідно довжина дуги контакту штаби з валком та її приріст по лінії, яка з'єднує центри обертання валків, мм;

x_{0n} , x_{1n} – відповідно збільшення довжини дуги контакту штаби з валком, що є наслідком пружного стиснення та пружного відновлення штаби, мм.

Друга умова отримана в результаті вищенаведеного розгляду силової взаємодії в осередку деформації, але з урахуваннями переднього та заднього натягів при вирішенні рівняння рівноваги Т. Кармана.

В результаті рішення цього рівняння, використовуючи модель тертя [5], одержуємо епюри контактних напружень. За їх допомогою, в остаточному підсумку, визначається коефіцієнт або показник сталості $K_{ст}$:

$$K_{ст} = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_x^* d\varphi \quad (9)$$

Умовою сталого процесу прокатки є виконання умови, при якій показник $K_{ст}$ буде більше нуля [5,7], тобто:

$$K_{ст} > 0. \quad (10)$$

При рівності його нулю настають граничні умови деформації.

Таким чином, можна зробити висновок про те, що обидві умови отримані за допомогою різних підходів. Перша умова не враховує внутрішній напружений стан штаби, а друга отримана з урахуванням як зовнішніх, так і внутрішніх сил, при цьому показником сталості є не кінематичний параметр (кут нейтрального перетину), як в першій умові.

Очевидною перевагою умови (8) є те, що за допомогою формул, які наведені в [3], легко знайти її складові, тоді як для визначення показника сталості $K_{ст}$ необхідно вирішити рівняння Т. Кармана, отримати епюри розподілу контактних напружень $\frac{p_x}{2k}$ та $\frac{t_x}{2k}$ по осередку деформації, визначити

розподіл сили Q_x^* та розрахувати показник сталості $K_{ст}$ і порівняти його значення з 0 [5, 7]. Хоча з використанням ЕОМ це робиться не важко.

Порівнюємо граничні умови захвату в сталому режимі з використанням цих двох методів.

Теоретичні дослідження проведемо для випадків деформації за існуючими режимами прокатки жерсті на стані 1400 КарМК.

Обмежимося розглядом 2 та 3 кліті, режими обтисень в цих клітках наведені в табл. 1 [8]. Змінним параметром при аналізі будемо використовувати, наприклад, задній натяг штаби, оскільки при його збільшенні погіршується стійкість процесу прокатки.

Таблиця. Існуючі режими обтисень при виробництві жерсті 0,2x855 мм ($\sigma_{T0} = 260$ МПа) в 2 та 3 кліті стану 1400 КарМК

№ кліті	h_0 , мм	ε , %	V , м/с	q_0 , МПа	q_1 , МПа	f_y
2	2,06	40,3	5,33	160	140	0,072
3	1,23	39,8	8,86	140	175	0,049

Визначаємо сталість процесу прокатки жерсті в другій кліті за обома теоретичними методами по умовам існуючого режиму.

За кінематичною умовою (8), маємо:

$$\frac{x_{1n} - x_1}{l_c} = -0,06 < \frac{\gamma_c}{\alpha_c} = 0,26 < 1 - \frac{x_1 - x_{0n}}{l_c} = 0,88.$$

За силовим методом показник сталості є більшим 0 та дорівнює $K_{ст} = 0,000052$. Слід відмітити, що коефіцієнт $K_{ст}$ є малою величиною, оскільки втягуюча поздовжня сила, яку він характеризує, поділена на величину $2kRb$.

Таким чином, обидві умови виконуються і теоретично підтверджують сталість процесу прокатки.

Далі збільшуємо задній натяг до того моменту, коли будуть наступати граничні випадки прокатки за цими умовами.

У випадку заднього натягу $q_0 = 175$ МПа ($\frac{q_0}{\beta\sigma_{Tcp}} = 0,25$, $\beta\sigma_{Tcp}$ – середня примусова межа текучості) показник сталості приймає нульове значення $K_{ст} = 0$ і настає граничний випадок деформації за силової умови (10). Зазначимо, що за умови (8) сталій процес є можливим, оскільки:

$$\frac{x_{1n} - x_1}{l_c} = -0,06 < \frac{\gamma_c}{\alpha_c} = 0,25 < 1 - \frac{x_1 - x_{0n}}{l_c} = 0,88.$$

Збільшуючи задній натяг до значення 372 МПа ($\frac{q_0}{\beta\sigma_{\text{Тер}}} = 0,53$), відмітимо, що умова (10) не виконується, отже, сталий процес неможливий, а за умови (8) наступають граничні умови деформації:

$$\frac{x_{1n} - x_1}{l_c} = -0,0076 < \frac{\gamma_c}{\alpha_c} = -0,0075 < 1 - \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0n}}{l_c} = 0,93.$$

При подальшому збільшенні заднього натягу жодна з умов не виконується.

Таким чином, з проведеного дослідження можна зробити висновки про те, що умова (8) в граничному випадку, напевно, показує, при яких параметрах процесу настає порив штаби і сталий процес прокатки стає неможливим, а умова (10) враховує внутрішній напружений стан металу і тому граничний випадок деформації настає раніше.

Аналогічний висновок можна зробити проаналізувавши процес і в третій клітці даного стану. Граничні випадки наступають: за умови (8) при $q_0 = 450$ МПа ($\frac{q_0}{\beta\sigma_{\text{Тер}}} = 0,55$), а за умови (10) при $q_0 = 185$ МПа ($\frac{q_0}{\beta\sigma_{\text{Тер}}} = 0,23$).

Дослідні дані [9] свідчать про оптимальні значення відносних питомих натягів в діапазоні $0,17 \leq \frac{q}{\sigma_T} \leq 0,49$, хоча досвід роботи промислових станів показує $\frac{q}{\sigma_T} = 0,15$ [10], тому граничні умови в діапазоні $\frac{q_0}{\beta\sigma_{\text{Тер}}} = 0,23 - 0,25$ найбільш можливі на практиці.

Таким чином, силова умова існування сталості процесу холодної тонколистової прокатки, в основі якої лежить рівновага в осередку деформації контактних втягуючих та виштовхуючих сил і сил пластичної деформації металу, доповнює теорію та може застосовуватися як компонент комп'ютерних програм по розрахунку режимів обтиснень тонких та особливо тонких полос і штаб для станів холодної деформації.

Висновки. Проведено аналіз силової взаємодії в осередку деформації при холодній тонколистовій прокатці без натягу. Показано, що врахування сил пластичної деформації металу в розгляді рівноваги всіх сил призводить до уточнення положень теорії, наприклад, умови граничного захвату металу валками в сталому режимі в умовах холодної тонколистової прокатки з натягом та без нього. Розроблена силова умова існування сталого процесу холодної тонколистової прокатки.

Список літератури: 1. Грудев А. П. Теория прокатки: [учебник для вузов] / А. П. Грудев. – М.: Металлургия, 1988. – 240 с. 2. Грудев А. П. Захватывающая способность прокатных валков / А. П. Грудев. – М.: «СП Интермет Инжиниринг», 1998. – 283 с. 3. Василев Я. Д. Теорія поздовжньої прокатки / Я. Д. Василев, О. А. Мінаєв. – Донецьк: УНІТЕХ, 2009. – 488 с. 4. Курс прокатки / А. П. Чекмарев, А. Ф. Самарин, П. Т. Емельяненко, К. И. Бурцев. – Харьков: ОНТИ, 1936. – 371 с.

5. Романюк Р. Я. Підвищення поздовжньої сталості процесу тонколистової прокатки на основі розвитку теоретичних положень щодо контактної взаємодії полоси з валками: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.03.05 «Процеси та машини обробки тиском» / Р. Я. Романюк. – Дніпропетровськ, 2012. – 19 с. 6. Максименко О. П. Уточнение модели контактно-гидродинамической смазки при прокатке / О. П. Максименко, Н. П. Подберезный // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1997. – No10. – С.53-55. 7. Максименко О. П. Оценка устойчивости процесса прокатки по эпюрам контактных напряжений / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. – No2. – С.110-114. 8. Уточнение методики расчета энергосиловых параметров при холодной полосовой прокатке с большим градиентом удельных натяжений / Я. Д. Василев, Д. В. Коноводов, А. В. Дементуенко [и др.] // Обработка материалов давлением: сб. науч. трудов. – Краматорск: ДГМА. – 2010. – No2 (23). – С.190-194. 9. Кузнецов Л. А. Применение УВМ для оптимизации тонколистовой прокатки / Л. А. Кузнецов. – М.: Металлургия, 1988. – 304 с. 10. Василев Я. Д. Производство полосовой и листовой стали / Я. Д. Василев, М. М. Сафьян // «Вища школа», 1975. – 192 с.

Bibliography (transliterated): 1. Grudev A. P. Teorija prokatki: [учебник для вузов] / A. P. Grudev. – Moscow: Metallurgija, 1988. – 240 p. 2. Grudev A. P. Zachvativajushaja sposobnost` prokatnich valkov / A. P. Grudev. – Moscow: «SP Internet Inzhiniring», 1988. – 283 p. 3. Vasilev J. D. Teoriya pozdovzhnyoi prokatki / J. D. Vasilev, O. A. Minaev. – Doneck: UNITEX, 2009. – 488 p. 4. Kurs prokatki / A. P. Chekmarev, A. F. Samarin, P. T. Emel`janenko, K. I. Burcev. – HKharkov: ONTI, 1936. – 371 p. 5. Romanjuk R. J. Pidvischennya pozdovzhnyoi stalosti procesu tonkolistovoi prokatki na osnjvi rozvitku teoreticnich polozhen shodo kontaktnoi vzayemodii polosi z valkami: avtoref. dis. na zdjbuttya nauk. stupenya kand. techn. nauk: spez. 05.03.05 «Prozesi ta maschini obrobki tiskom» / R. J. Romanjuk. – Dnipropetrovs'k, 2012. – 19 p. 6. Maximenko O. P. Utochnenie modely kontaktno-gidrodinamicheskoyi smazki pri prokatke / O. P. Maximenko, N. P. Podberезnyj // Izv. vusov. Chernaja metallurgija. – 1997. – No10. – P.53–55. 7. Maximenko O. P. Ocenka ustoichivosti processa prokatki po epuram kontaktnih napryazheniy / O. P. Maximenko, R. J. Romanjuk // Metallurgicheskaya i gornorudnaya promischlennost`. – 2010. – No2. – P.110–114. 8. Utochnenie metodiki rascheta energosilovich parametrov pri holodnoy polosovoy prokatke s bolschim gradientom udel`nich natyazheniy / J. D. Vasilev, D. V. Konovodov, A. V. Dementienko [i dr.] // Obrabotka materialov davleniem: sb. nauch. trudov. – Kramatorsk: DGMA. – 2010. – No2 (23). – P.190–194. 9. Kuznecov L. A. Primenenie UVM dlya optimizacii tonkolistovoy prokatki / L. A. Kuznecov. – Moscow: Metallurgiya, 1988. – 304 p. 10. Vasilev J. D. Proisvodstvo polosovoy i listovoy stali / J. D. Vasilev, M. M. Saf`jan // «Vischa skola», 1975. – 192 p.

Надійшла (received) 15.10.2014

УДК 625.143.2

А. С. РУДЮК, канд. техн. наук, зам. ген. директора, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь»;

Я. М. ПЫХТИН, председатель ТК 2/МТК 327, зав. отд., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь»;

Л. И. ИВАНИСЕНКО, ст. науч. сотр., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь»;

А. С. БЕСПОЯСОВА, мл. науч. сотр., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков

ТЕХНИЧЕСКИЕ ТРЕБОВАНИЯ К ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННЫМ РЕЛЬСАМ ДЛЯ МАГИСТРАЛЬНЫХ ЖЕЛЕЗНЫХ ДОРОГ

На основании результатов проведенного ранее сравнительного анализа требований европейского стандарта EN 13674-1:2011 «Железные дороги – Путь – Рельсы. Часть 1: Рельсы Виньоля 46 кг/м и более» [1] и российского стандарта ГОСТ Р 51685-2013 «Рельсы железнодорожные. Общие

технические условия» [2] и с учетом строительства нового рельсобалочного цеха разработан проект технических условий на высококачественные рельсы для железнодорожных магистральных путей.

Ключевые слова: рельсы, ресурс наработки тоннажа, технические требования, механические свойства, качество рельсов, химический состав.

Введение. В настоящее время условия эксплуатации железных дорог Украины, их перспектива вхождения в международную систему транспортных коридоров Европа – Азия требует развития и модернизации железнодорожного пути, использования новых энерго- и ресурсосберегающих технологий как при производстве, так и при эксплуатации элементов верхнего строения пути, в том числе и рельсов, что находит свое отражение в нормативных документах.

Для обеспечения эффективности ресурсосбережения при эксплуатации необходимо повышение качества железнодорожных рельсов, их надежности и эксплуатационной стойкости, которые определяют бесперебойную и безаварийную работу железнодорожного транспорта. От уровня требований нормативных документов зависит качество рельсов, их ресурс наработки пропущенного тоннажа и безопасность движения железнодорожного транспорта.

Актуальность разработки НД. В соответствии с решением в ноябре 2013 г. Межведомственной комиссии по рельсам и рельсовым скреплениям о необходимости разработки нормативного документа на высококачественные рельсы длиной до 100 м для использования их на железных дорогах Украины ГП «УкрНТЦ «Энергосталь» проводится работа по разработке проекта технических условий «Рельсы высококачественные для железных дорог широкой колеи».

Разработка такого нормативного документа, предусматривающего перспективные нормы и технические требования к рельсам, является актуальной и своевременной в связи с планируемым строительством нового рельсобалочного цеха на ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ».

Основой для разработки технических требований к высококачественным рельсам являются результаты проведенного ГП «УкрНТЦ «Энергосталь» сравнительного анализа требований наиболее современного и гармонизированного многими развитыми странами европейского стандарта на железнодорожные рельсы – EN 13674-1:2011 [Е] «Железные дороги – Путь – Рельсы. Часть 1: Рельсы Виньоля 46 кг/м и более» и нового российского стандарта ГОСТ Р 51685-2013 «Рельсы железнодорожные. Общие технические условия» [2].

В настоящее время максимальная длина рельсов для железных дорог широкой колеи по ДСТУ 4344:2004 [3] и другим нормативным документам

Украины составляет 25 м; по ГОСТ Р 51685-2013 – 100 м; по европейскому стандарту EN 13674-1:2011 (E) – свыше 60 м.

Задачи разработки и требования НД. Для повышения качества и конкурентоспособности рельсов в разрабатываемом проекте технических условий на рельсы необходимо дополнительно к действующим предусмотреть следующие требования:

- поставляемая длина рельсов – до 100 м;
- проведение контроля содержания водорода и кислорода в стали;
- введение, наряду с приемочными испытаниями, квалификационных испытаний рельсов (не реже одного раза в пять лет), предусматривающих, кроме сдаточных испытаний, определение вязкости разрушения (трещиностойкости), определение циклической долговечности и скорости развития усталостной трещины, остаточных напряжений в подошве рельса.

Трещиностойкость (статическая) K_{IC} рельсов должна быть не менее:

- одного образца – $30 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$;
- средняя для трех образцов – $32 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$.

Трещиностойкость (циклическая) K_{fC} при испытаниях полнопрофильных проб рельсов – не менее $28 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$.

Циклическая долговечность рельсов при усталостных испытаниях образцов из рельсов на растяжение-сжатие при постоянной полной амплитуде деформации 0,00135 – не менее $5 \cdot 10^6$ циклов.

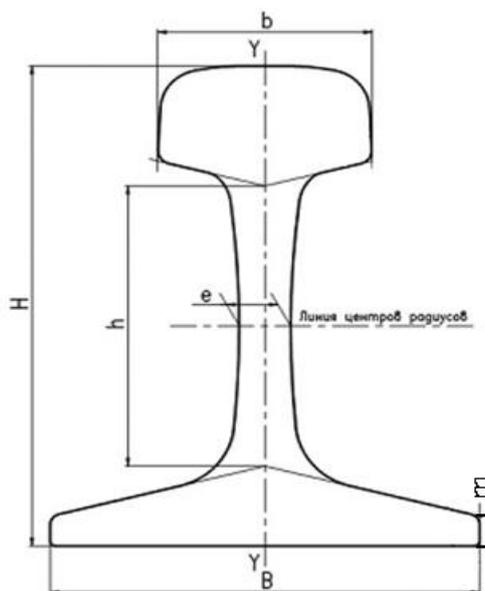


Рис. 1 – Основные размеры поперечного сечения рельса

Скорость развития усталостной трещины в термоупрочненных рельсах при испытаниях образцов из рельсов при размахе коэффициента интенсивности

напряжения $\Delta K = 10 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ – не более $17 \text{ м}/10^9$ циклов, а при $\Delta K = 13,5 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ – не более $55 \text{ м}/10^9$ циклов.

Остаточные напряжения в подошве рельса – не должны превышать $250 \text{ Н}/\text{мм}^2$.

Форма, основные размеры поперечного сечения рельсов и их предельные отклонения должны соответствовать приведенным на рис. 1 и в табл. 1 и 2.

Таблица 1. Основные размеры поперечного сечения рельсов

В миллиметрах

Размер поперечного сечения	Обозначение	Значение размеров рельсов типа			
		P50	UIC60	P65	P75
Высота рельса	H	152,0	172,0	180,0	192,0
Высота шейки	h	83,0	89,5	105,0	104,4
Ширина головки	b	72,0	74,3	75,0	75,0
Ширина подошвы	B	132,0	150,0	150,0	150,0
Толщина шейки	e	16,0	16,5	18,0	20,0
Высота боковой грани подошвы	m	10,5	11,5	11,2	13,5

Таблица 2. Предельные отклонения формы и размеров поперечного сечения рельсов

В миллиметрах

Параметры	Предельные отклонения параметров рельсов для классов профиля					
	P50		UIC60		P65 и P75	
	X	Y	X	Y	X	Y
Высота рельса	$\pm 0,5$	+0,8 -0,5	$\pm 0,6$	$\pm 0,8$	$\pm 0,6$	$\pm 0,8$
Высота шейки	$\pm 0,5$	$\pm 0,6$	$\pm 0,5$	$\pm 0,6$	$\pm 0,5$	$\pm 0,6$
Ширина головки	$\pm 0,5$	+0,6 -0,5	$\pm 0,5$	+0,6 -0,5	$\pm 0,5$	+0,6 -0,5
Ширина подошвы	$\pm 0,8$	+1,0 -1,5	$\pm 0,8$	+1,0 -1,5	$\pm 0,8$	+1,0 -1,5
Толщина шейки	+0,8 -0,5	+1,0 -0,5	+0,8 -0,5	+1,0 -0,5	+0,8 -0,5	+1,0 -0,5
Высота боковой грани подошвы	+0,75 -0,50	+1,0 -0,5	+0,75 -0,50	+1,0 -0,5	+0,75 -0,50	+1,0 -0,5
Отклонение формы поверхности катания головки от номинальной (по оси симметрии) для рельсов: класса прямолинейности А класса прямолинейности В	$\pm 0,4$		$\pm 0,4$		$\pm 0,4$	
	$\pm 0,5$		$\pm 0,5$		$\pm 0,5$	
Выпуклость подошвы (равномерная)	0,3	0,5	0,3	0,5	0,3	0,5
Вогнутость подошвы	не допускается					
Несимметричность головки относительно подошвы	$\pm 1,2$					
Примечание. По согласованию изготовителя с потребителем несимметричность головки рельса типа UIC60 относительно подошвы не должна превышать $\pm 1,3$.						

В ГОСТ Р 51685 [2] и EN 13674-1 рельсы подразделяют по точности размеров профиля на классы X и Y, которые в отличие от ДСТУ 4344 не увязаны с техническими характеристиками рельсов. В проекте технических условий рельсы также подразделяют на классы X и Y по точности изготовления профиля (классу профиля).

Далее приведены основные требования к высококачественным рельсам по проекту технических условий.

Длина рельсов и предельные отклонения по длине должны соответствовать приведенным в таблице 3.

Таблица 3. Длина рельсов и предельные отклонения по длине

Длина рельса, м	Предельные отклонения для рельсов класса профиля, мм		Наличие отверстий в шейке на концах рельсов
	X	Y	
25,00	+10 -20	± 25	Без отверстий
св. 25,00 до 100,00	± 30	± 50	
25,00 24,92 24,84	± 4	± 6	Отверстия на обоих концах
12,52	± 4	± 7	Отверстия на одном конце
12,50 12,46 12,42 12,38	± 4	± 7	Отверстия на обоих концах

Примечание 1. По согласованию с потребителем изготавливают рельсы другой длины, но не менее 6,0 м (с краткостью 0,1 м).

Примечание 2. Длина рельсов указана при температуре 20 °С. Результаты измерений, проведенных при других температурах, должны быть скорректированы с учетом температурного коэффициента линейного расширения рельсов.

Торцы рельсов должны быть перпендикулярными к продольной оси рельсов. Отклонения плоскости торцов от перпендикулярности не должно превышать 0,5 мм.

Требования к прямолинейности рельсов

Отклонение (d) от прямолинейности рельсов на базовой длине L для высококачественных рельсов должно соответствовать значениям, указанным в таблице 4.

Таблица 4. Предельные отклонения от прямолинейности рельсов

Участок рельса	Направление отклонения	Класс А		Класс В	
		d, мм	L, м	d, мм	L, м
Основная часть рельса	В вертикальной плоскости	≤ 0,30	3,0	≤ 0,40	3,0
		и		и	
	В горизонтальной плоскости	≤ 0,20	1,0	≤ 0,30	1,0
Концы рельса	В вертикальной	≤ 0,45	1,5	≤ 0,60	1,5
	Длина конца	2 м		1,5 м	
	В вертикальной	≤ 0,40	1,5	≤ 0,50	1,5

	плоскости вверх	$\leq 0,30$	и 1,0	$\leq 0,30$	1,0
	В вертикальной плоскости вниз	е не более 0,2 мм при F не менее 0,6 м *			
	В горизонтальной плоскости	$\leq 0,60$	и 2,0	$\leq 0,70$	1,5
		$\leq 0,40$	1,0		

Окончание таблицы 4

Переходная зона	Длина зоны	2 м		1,5 м	
	В вертикальной плоскости	$\leq 0,30$	2,0	$\leq 0,40$	1,5
	В горизонтальной плоскости	$\leq 0,60$	2,0	$\leq 0,60$	1,5
Рельс в целом	В вертикальной плоскости	Для рельсов длиной 25 м и более прогиб ≤ 10 мм			
		Для рельсов короче 25 м			
		Прогиб не более 1/2500 длины рельса		Прогиб не более 1/2200 длины рельса	
	В горизонтальной плоскости	Прогиб не более 46 мм на длине 25 м		Прогиб не более 52 мм на длине 25 м	

*е – нормируемая величина отклонения конца рельса вниз;

F – расстояние от торца до начала отклонения конца рельса вниз.

Определение участков рельса по длине приведено в таблице 5.

Скручивание не должно превышать 1,9 мм для рельсов класса А и 2,5 мм – для класса В.

Таблица 5. Определение участков рельса по длине

Участки рельса по длине, подлежащие контролю прямолинейности	
<p>1 Основная часть – участок рельса за вычетом участков длиной 2,0 м от торцов рельсов.</p> <p>2 Конец рельса – участок рельса длиной 1,5 м или 2,0 м от торца рельса.</p> <p>3 Переходная зона – участок рельса длиной 1,5 м или 2,0 м на расстоянии 1,0 м от торца рельса.</p> <p>4 Рельс в целом.</p>	
Расположение мест контроля прямолинейности	
<p>1 Контроль прямолинейности по поверхности катания головки рельса в вертикальной плоскости.</p> <p>2 Контроль прямолинейности по боковым граням головки в горизонтальной плоскости (5 – 10 мм ниже точки сопряжения выкружки и боковой грани).</p>	

Требования к технологии производства рельсов

Рельсы должны изготавливаться из непрерывнолитых заготовок из стали кислородно-конвертерного или электросталеплавильного производства, подвергнутой внепечной обработке и вакуумированию. Технология производства должна обеспечить отсутствие флокенов в рельсах. Массовая доля водорода в

жидкой стали перед разливкой не должна превышать 2,5 ppm для категорий 280, 320, 350 и 1,5 ppm для категории 370; массовая доля общего кислорода не должна превышать 20,0 ppm. Коэффициент вытяжки при прокатке рельсов типов Р50, UIC60 и Р65 должен быть не менее 9,6, при прокатке рельсов типа Р75 – не менее 7,6.

Технология производства и контроля качества рельсов должна предусматривать:

- удаление окалины при прокатке;
- правку рельсов в двух плоскостях на роликоправильных машинах (РПМ) и прессах;
- автоматический контроль точности профиля и отклонения от прямолинейности рельсов;
- автоматизированный ультразвуковой контроль внутренних дефектов по элементам поперечного сечения по всей длине рельса;
- автоматизированный неразрушающий контроль качества поверхности рельсов;
- систему идентификации рельсов по всему технологическому потоку.

Допускается однократная повторная правка на РПМ в горизонтальной и вертикальной плоскостях.

В проекте технических условий установлены следующие технические требования к высококачественным рельсам:

- химический состав рельсовой стали, определяемый по ковшевой пробе, с классификацией ее по классам прочности (среднего значения твердости) – 280 – для нетермоупрочненных рельсов и 320, 350 и 370 – для термоупрочненных рельсов (таблица 6);
- в готовых рельсах допускаются отклонения по массовой доле химических элементов от норм, приведенных в таблице 6, %:

углерод.....	± 0,02
марганец.....	± 0,05
кремний.....	± 0,02
ванадий.....	+ 0,05
хром.....	± 0,01
азот.....	± 0,002
алюминий.....	+ 0,002
фосфор.....	+ 0,005
сера.....	+ 0,005
ниобий.....	+0,003;

– макроструктура рельсов должна соответствовать требованиям ДСТУ 3123 [4] или шкалам, согласованным с потребителем. В рельсах не допускаются

расслоения, внутренние трещины, пятнистая ликвация, темные и светлые корочки, инородные металлические и шлаковые включения;

– строчки оксидных включений длиной не более 0,5 мм;

– глубина обезуглероженного слоя на поверхности головки рельсов не более 0,5 мм;

– на поверхности рельса не должно быть раскатанных загрязнений, трещин, рванин, скворечников, плён, закатов, раковин от окалины, подрезов и вмятин, поперечных рисок и царапин;

– поверхность торцов рельсов должна быть без рванин, следов усадки в виде расслоений и трещин. Заусенцы и наплывы металла на кромках торцов должны быть удалены. Допускаются фаски до 3 мм по контуру головки и шейки и до 5 мм – по контуру подошвы;

Таблица 6. Химический состав рельсовой стали

В процентах

Категория прочности	Марка стали	Массовая доля элементов										
		Углерод	Марганец	Кремний	Ванадий	Титан	Азот	Ниобий	Хром	Фосфор	Сера	Алюминий
280	74Ф	0,69-0,80	0,80-1,30	0,18-0,40	0,030-0,070	-	-	-	-	0,025	0,020	0,005
	74Т	0,69-0,80	0,80-1,30	0,18-0,40	-	0,007-0,025	-	-	-	0,025	0,020	0,005
280 320 350	76Ф	0,71-0,82	0,80-1,30	0,25-0,60	0,030-0,070	-	-	-	-	0,025	0,020	0,005
	76Т	0,71-0,82	0,80-1,30	0,25-0,45	-	0,007-0,025	-	-	-	0,025	0,020	0,005
320 350 370	76ХФ	0,71-0,82	0,75-1,25	0,25-0,60	0,030-0,150	-	-	-	0,15-0,80	0,025	0,020	0,005
350 370	76ФБ	0,71-0,82	0,85-1,05	0,25-0,50	0,010-0,030	-	-	0,005-0,015	-	0,025	0,020	0,005
370	90АФ	0,83-0,95	0,75-1,25	0,25-0,60	0,080-0,150	-	0,010-0,020	-	-	0,025	0,020	0,005
	90ХАФ	0,83-0,95	0,75-1,25	0,25-0,60	0,080-0,150	-	0,010-0,020	-	0,20-0,60	0,025	0,020	0,005
	R400НТ	0,90-1,05	1,00-1,30	0,20-0,60	не более 0,030	-	не более 0,009	-	не более 0,30	0,025	0,020	0,004

Примечание 1. К обозначению марки стали добавляют спереди букву «К» для кислородно-конвертерной и букву «Э» для электропечной стали.

Цифры в обозначении марки стали (кроме марки R400НТ по DIN EN 13674-1[1]) указывают условно среднюю массовую долю углерода в сотых долях процента. Буквы «Ф», «Т», «Б» и «Х», стоящие после цифр, означают, что сталь содержит добавки ванадия, титана, ниобия и хрома соответственно.

В стали марки R400НТ буква «R» означает, что сталь предназначена для изготовления рельсов, число «400» – нижний предел твердости по Бринеллю, буквы «НТ» – термообработку.

Примечание 2. Рельсы категории 280 поставляют в нетермоупрочненном состоянии, категорий 320, 350 и 370 – термоупрочненными путем закалки поверхности катания головки с прокатного нагрева.

– механические свойства рельсов при испытаниях на растяжение и ударная вязкость при испытании на ударный изгиб должны соответствовать нормам, указанным в табл. 7;

Таблица 7. Механические свойства рельсов и ударная вязкость

Категория рельсов	Временное сопротивление, σ_b , Н/мм ²	Относительное удлинение, δ , %	Ударная вязкость КСУ, Дж/см ²
	не менее		
280	900	6,0	-
320	1080	6,0	15
350	1196	8,0	15
370	1280	9,0	15

– твердость рельсов должна соответствовать нормам, приведенным в табл. 8.

Таблица 8 – Твердость рельсов

Место определения	Значения твердости рельсов категорий, НВ			
	280	320	350	370
На поверхности катания головки	262-321	312-363	341-401	363-401 (400-440)
На глубине 10 мм от поверхности катания головки по вертикальной оси рельса	-	302-363	341-401	363-401 (≥ 390)
На глубине 10 мм от поверхности выкружки рельса	-	-	341-401	363-401 (≥ 390)
На глубине 20 мм от поверхности катания головки по вертикальной оси рельса	-	302-363	321-401	341-401 (≥ 370)
Примечание. для категории 370 в скобках приведены значения твердости для рельсов из стали марки R400HT.				

Выводы. Разработка проекта и внедрение технических условий на высококачественные рельсы будет способствовать производству и поставке на железные дороги высококачественных рельсов, обеспечивающих повышение эксплуатационной надежности, ресурсосбережения при эксплуатации и уровня безопасности движения на железнодорожном транспорте, доступу украинских товаропроизводителей на мировые рынки рельсов и их участие в международной производственной кооперации и привлечению инвестиций.

Список литературы: 1. Railway applications – Track – Rail – Part 1: Vignole railway rails 46 kg/m and above. (Железные дороги – Путь – Рельсы. Часть 1: Рельсы Виньоля 46 кг/м и более) EN 13674-1:2011 – [Дата введения в действие 2011-02-09]. 2. Рельсы железнодорожные. Общие технические условия ГОСТ Р 51685-2013 – [Дата введения в действие 01.07.2014] – 102 с. – (Национальный стандарт

Российской Федерации). 3. Рейки звичайні для залізниць широкої колії. Загальні технічні умови. (Рельсы обычные для железных дорог широкой колеи. Общие технические условия) ДСТУ 4344:2004 – [Дата введення в действие 2005-10-01]. – К.: Держспоживстандарт України 2004. – IX, 28 с. – (Национальный стандарт Украины). 4. Рейки залізничні. Метод оцінки макроструктури. (Рельсы железнодорожные. Метод оценки макроструктуры) ДСТУ 3123-95 – [Дата введення в действие 01.07.1996]. – К.: Держспоживстандарт України. – 106 с. – (Национальный стандарт Украины).

Bibliography (transliterated): 1. Railway applications – Track – Rail – Part 1: Vignole railway rails 46 kgm and above. (Zheleznye dorogi – Put' – Rel'sy. Chast' 1: Rel'sy Vin'olja 46 kgm i bolee) EN 13674-1:2011 – [Data vvedeniya v dejstvie 2011-02-09]. 2. Rel'sy zheleznodorozhnye. Obshhie tehniczeskie uslovija GOST R 51685-2013 – [Data vvedeniya v dejstvie 01.07.2014] – 102 p. – (Nacional'nyj standart Rossijskoj Federacii). 3. Rejky zvyčajni dlja zaliznyč' šyrokoj kolii'. Zagal'ni tehnični umovy. (Rel'sy obyčnye dlja zheleznyh dorog širokoj kolei. Obshhie tehniczeskie uslovija) DSTU 4344:2004 – [Data vvedeniya v dejstvie 2005-10-01]. – Kyev: Derzhspozhivstandart Ukraini 2004. – IX, 28 p. – (Nacional'nyj standart Ukrainy). 4. Rejky zaliznyčni. Metod ocenki makrostruktury. (Rel'sy zheleznodorozhnye. Metod ocenki makrostruktury) DSTU 3123-95 – [Data vvedeniya v dejstvie 01.07.1996]. – Kyev: Derzhspozhivstandart Ukraini. – 106 p. – (Nacional'nyj standart Ukrainy).

Поступила (received) 10.11.2014

УДК 621.923

И. А. РЯБЕНКОВ, канд. техн. наук, ГП ХМЗ «ФЭД», Харьков;
Ф. В. НОВИКОВ, докт. техн. наук, ХНЭУ, Харьков

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭНЕРГОЕМКОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ И ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСЛОВИЙ ЕЕ УМЕНЬШЕНИЯ

В работе получены аналитические зависимости для определения энергоемкости обработки при резании лезвийными и абразивными инструментами. Установлено, что при шлифовании энергоемкость обработки всегда больше, чем при резании лезвийными инструментами в связи с отрицательными передними углами режущих абразивных зерен и трением связки круга с обрабатываемым материалом. Показано, что на энергоемкость обработки существенное влияние оказывает радиальная составляющая силы резания. Полученные теоретические решения использованы при выборе оптимальных методов механической обработки деталей машин.

Ключевые слова: механическая обработка, шлифование, точение, обрабатываемый материал, энергоемкость обработки, сила резания, производительность обработки, единичное зерно.

Введение. Создание конкурентоспособной машиностроительной продукции требует обеспечения условий высококачественной обработки деталей машин за счет существенного снижения силовой и тепловой напряженности процесса резания лезвийными и абразивными инструментами. Это достигается применением прогрессивных конструкций инструментов и оптимальных условий обработки, снижающих интенсивность трения в зоне резания и обеспечивающих высокую остроту режущих кромок инструмента, в результате чего снижается энергоемкость обработки – обобщенный показатель

процессов механической обработки, определяющий в конечном итоге все технико-экономические показатели обработки. В связи с этим важно знать технологические закономерности изменения энергоемкости обработки с целью определения возможностей ее уменьшения, что требует проведения теоретических исследований в этом направлении.

Анализ последних достижений и литературы. Энергоемкость обработки, равная отношению работы резания к объему снятого материала, является важнейшим параметром процесса резания. Вместе с тем, его исследованию в научно-технической литературе уделено мало внимания. Кроме того, известны в основном работы, посвященные экспериментальному исследованию энергоемкости обработки, и фактически отсутствуют работы, раскрывающие физическую сущность этой величины и, тем более, посвященные ее аналитическому описанию и анализу. В учебниках по резанию материалов [1, 2] и технологии машиностроения [3] также фактически отсутствуют сведения о закономерностях изменения этого важнейшего для механической обработки параметра. Однако, как показывает практика, выбор наиболее эффективных методов обработки конкретных поверхностей деталей (лезвийной или абразивной обработки) производится по критерию наименьшей энергоемкости. Поэтому знание количественных пределов изменения этого параметра для различных методов обработки имеет большое теоретическое и практическое значение, позволяет обосновать условия повышения производительности, качества и других технико-экономических показателей обработки. В особой мере это относится к изготовлению высокоточных деталей авиационного назначения. В связи с этим, в настоящей работе решается актуальная для технологии машиностроения задача теоретического определения энергоемкости обработки и условий ее уменьшения при выборе наиболее эффективных методов механической обработки.

Цель работы, постановка проблемы. Целью работы является аналитическое описание и общий анализ энергоемкости механической обработки применительно к процессам резания лезвийными и абразивными инструментами. В связи с этим в работе решается проблема определения условий уменьшения энергоемкости механической обработки.

Материалы исследований. В общем виде энергоемкость механической обработки \mathcal{E} может быть описана зависимостью:

$$\mathcal{E} = \frac{A}{\mathcal{Q}} = \frac{N \cdot \tau}{Q \cdot \tau} = \frac{N}{Q}, \quad (1)$$

где $A = N \cdot \tau$ – работа резания, Дж;

N – мощность резания, Вт;

τ – время обработки, с;

$\mathcal{G} = Q \cdot \tau$ – объем снятого материала, м³;

Q – производительность обработки, м³/с.

В свою очередь [4]:

$$N = P_z \cdot V = \sigma \cdot F \cdot V, \quad (2)$$

где $P_z = \sigma \cdot F$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

σ – условное напряжение резания, Н/м²;

$F = a \cdot b = S \cdot t$ – площадь поперечного сечения среза (при точении), м²;

a, b – соответственно толщина и ширина среза, м;

S – подача, м/об;

t – глубина резания, м;

V – скорость резания, м/с.

Производительность обработки Q выражается зависимостью

$$Q = S \cdot t \cdot V. \quad (3)$$

С учетом зависимостей (2) и (3) энергоемкость обработки \mathcal{E} равна

$$\mathcal{E} = \frac{P_z \cdot V}{S \cdot t \cdot V} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t}{S \cdot t} = \sigma. \quad (4)$$

Как видно, энергоемкость обработки \mathcal{E} численно равна условному напряжению резания σ . Размерность величины \mathcal{E} с учетом Дж=Н·м принимает вид размерности условного напряжения резания σ , а именно Н/м². Из этого можно заключить, что с физической точки зрения энергоемкость механической обработки \mathcal{E} обусловлена интенсивностью силовой напряженности процесса резания, определяемой условным напряжением резания σ . Причем, данная закономерность справедлива для процессов как лезвийной, так и абразивной обработки. Так, например, при шлифовании

$$N = P_z \cdot V_{кр}, \quad (5)$$

где $V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

Если представить снятый при шлифовании за время τ материал в виде ленты длиной $l = V_{кр} \cdot \tau$ и площадью поперечного сечения $S_{сум}$, то объем снятого материала выразится

$$V = S_{сум} l = S_{сум} V_{кр} \tau. \quad (6)$$

По физической сути $S_{\text{сум}}$ определяет суммарную мгновенную площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами шлифовального круга, м^2 . Соответственно производительность обработки Q определится

$$Q = S_{\text{сум}} \cdot V_{\text{кр}}. \quad (7)$$

Подставляя зависимости (5) и (7) в (1), имеем

$$\mathcal{E} = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{S_{\text{сум}} \cdot V_{\text{кр}}} = \frac{P_z}{S_{\text{сум}}} = \sigma. \quad (8)$$

Очевидно, отношение тангенциальной составляющей силы резания P_z и $S_{\text{сум}}$ равно условному напряжению резания σ . Следовательно, и при шлифовании энергоёмкость обработки \mathcal{E} численно равна условному напряжению резания σ . Таким образом, исследование и анализ энергоёмкости обработки \mathcal{E} к определению условного напряжения резания σ , которое при шлифовании и при микрорезании единичным зерном будут принципиально отличаться.

Результаты исследований. Как показано в работе [5], в связи с интенсивным трением связки круга с обрабатываемым материалом значения σ при шлифовании больше, чем при микрорезании единичным абразивным зерном. В зависимости от условий обработки значения σ могут отличаться от 10 до 100 раз. Примерно такое же отличие значений σ имеет место при сравнении процессов шлифования и точения, т.е. при шлифовании условное напряжение резания σ значительно больше, чем при лезвийной обработке. В работе [6] показано, что в общем случае условное напряжение резания σ описывается аналитической зависимостью

$$\sigma = \frac{\sigma_{\text{сж}}}{K_{\text{рез}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2}\right), \quad (9)$$

где $\sigma_{\text{сж}}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м^2 ;

$$K_{\text{рез}} = P_z / P_y;$$

P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н.

Исходя из приведенной зависимости (9), уменьшить σ можно однозначно увеличением коэффициента $K_{\text{рез}}$, который при лезвийной обработке определяется $K_{\text{рез}} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$, а при шлифовании – $K_{\text{рез}} = \text{ctg}(\psi + \gamma)$, где ψ – условный угол трения на передней поверхности резца ($\text{tg}\psi = f$ – коэффициент

трения); γ – передний угол (положительный для резца и отрицательный для абразивного зерна).

Очевидно, коэффициент $K_{рез}$ при точении (лезвийной обработке) больше, чем при шлифовании. Следовательно, будет меньше условное напряжение резания σ , описываемое зависимостью (9). Подтверждением тому являются известные экспериментальные данные, согласно которым коэффициент $K_{рез}$ при лезвийной обработке всегда больше, чем при шлифовании (микрорезании абразивными зернами). Так, установлено, что при шлифовании $K_{рез} < 1$, тогда как при точении $K_{рез} \geq 1$ (изменяется в пределах 1...8). Очевидно, при таких больших значениях $K_{рез}$, достигаемых при точении, зависимость (9) может быть упрощена: $\sigma \approx \sigma_{сж}$. В итоге установлено, что условное напряжение резания σ стремится принять значение, равное $\sigma_{сж}$. В этом случае процесс резания по физической сути идентичен процессу разрушения при сжатии прямолинейного образца.

При шлифовании (микрорезании абразивными зернами), когда $K_{рез} < 1$, зависимость (9) также может быть упрощена и сведена к виду:

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{K_{рез}}. \quad (10)$$

В этом случае условное напряжение резания σ принимает значения, превышающие предел прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{сж}$. Причем, при небольших значениях $K_{рез}$, например, при $K_{рез} = 0,1$ (что имеет место на практике), условное напряжение резания σ принимает весьма большие значения, существенно превышающие $\sigma_{сж}$. С физической точки зрения это связано с присутствием не только тангенциальной P_z , но и радиальной P_y составляющих силы резания. Полученные теоретические решения прошли широкую апробацию и использованы при разработке и внедрении на ГП Харьковский машиностроительный завод «ФЭД» эффективных технологий механической обработки высокоточных деталей авиационного назначения [7].

Выводы. Приведены аналитические зависимости для определения энергоемкости обработки при резании лезвийными и абразивными инструментами. Теоретически показано, что при шлифовании энергоемкость обработки всегда больше, чем при точении в связи с отрицательными передними углами режущих абразивных зерен и трением связки круга с обрабатываемым материалом. Установлено, что на энергоемкость обработки

существенное влияние оказывает радиальная составляющая силы резания. Поэтому основным условием уменьшения энергоёмкости необходимо рассматривать в первую очередь уменьшение радиальной составляющей силы резания. Полученные теоретические решения могут быть использованы при выборе оптимальных методов механической обработки деталей машин.

Список литературы: 1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с. 2. Грановский Г.И. Резание металлов: учебник / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с. 3. Маталин А.А. Технология машиностроения: учебник / А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с. 4. Новиков Ф.В. Теорія високоякісної обробки деталей машин: монографія / Ф.В. Новиков. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2013. – 384 с. 5. Новиков Г.В. Элементы теории энергоёмкости процессов механической обработки / Г.В. Новиков // Високі технології в машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Харків: НТУ«ХПІ», 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74–86. 6. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. «Механика резания материалов» – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с. 7. Новиков Ф.В. Повышение эффективности механической обработки отверстий в деталях гидравлической аппаратуры / Ф.В. Новиков, В.И. Полянский, И.А. Рябенков и др. // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении: материалы научн.-техн. конф., 19-22 сентября 2011 г., Одесса. – Киев: АТМ України, 2011. – С. 156–159.

Bibliography (transliterated): 1. Bobrov V.F. Osnovy teorii rezaniya metallov V.F. Bobrov. – Moscow: Mashinostroenie, 1975. – 343 p. 2. Granovskiy G.I. Rezanie metalov: uchebnyy G.I. Granovskiy, V.G. Granovskiy. – Moscow: Vysshaya shkola, 1985. – 304 p. 3. Matalin A.A. Tekhnologiya mashinostroeniya: uchebnyy A.A. Matalin. – Leningrad: Mashinostroenie, 1985. – 496 p. 4. Novikov F.V. Teoriya vysokoiakisnoi obrobky detalei mashyn: monografiya F.V. Novikov. – Kharkiv: Vyd. KhNEU, 2013. – 384 p. 5. Novikov G.V. Elementy teorii energoyemkosti protsessov mekhanicheskoy obrabotki G.V. Novikov Vysoki tekhnologii v mashynobuduvanni: Zb. nauk. prats – Kharkiv: NTU «KhPI», 2006. – Vyp. 2(13). – P. 74–86. 6. Fiziko-matematicheskaya teoriya protsessov obrabotki materialov i tekhnologii mashinostroeniya Pod obsh. red. F.V. Novikova i A.V. Yakimova. V 10 tomakh. – T. 1. «Mekhanika rezaniya materialov» – Odessa: ONPU, 2002. – 580 p. 7. Novikov F.V. Povyshenie effektivnosti mekhanicheskoy obrabotki otverstiy v detalyakh gidravlicheskooy apparatury F.V. Novikov, V.I. Polyanskiy, I.A. Ryabenkov i dr. Novye i netraditsionnye tekhnologii v resurso- i energosberezhenii: materialy nauchn.-tekhn. konf., 19–22 sentyabrya 2011 g., Odessa. – Kiev: ATM Ukrainy, 2011. – P. 156–159.

Надійшла до редколегії 23.10.2014р.

УДК 621.762.4

Д. В. САВЕЛОВ, канд. техн. наук, доц., КрНУ им. М. Остроградского, Кременчуг

ИССЛЕДОВАНИЯ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССА ПРЕССОВАНИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПОРОШКА НА ВИБРОСТОЛЕ С «ЖЕСТКОЙ» МАТРИЦЕЙ И ОДНОВРЕМЕННЫМ СТАТИЧЕСКИМ ПРИГРУЖЕНИЕМ

В статье предложена математическая модель динамической системы «вибростол – металлический порошок – пригружающий пуансон», в которой металлический порошок представлен в виде системы

с распределенными параметрами. Дифференциальное уравнение движения в своем составе учитывает трение слоев порошка и его распределяющую способность. Получены теоретические выражения, описывающие закономерности движения прессуемого металлического порошка, вибростола с «жесткой» матрицей и пуансона с учетом действующего усилия пригружения.

Ключевые слова: математическая модель, динамическая система, металлический порошок, вибростол, пуансон.

Введение. При производстве изделий методами порошковой металлургии значительные трудности представляет прессование порошков непластичных металлов и формование из них прессовок с равномерно распределенной плотностью по всему объему. Одним из путей, способных в значительной степени разрешить эту проблему, является внедрение вибрационного формования изделий из металлических порошков.

Анализ последних исследований и литературы. Известно, что применение вибрации при засыпке и утряске металлического порошка в пресс-форме, при предварительном уплотнении перед прессованием позволяет значительно снизить давление прессования и повысить равномерность получаемых изделий как простой, так и сложной формы, уменьшить анизотропию при последующем спекании [1–5]. Для повышения эффективности процесса уплотнения порошков тугоплавких металлов в колеблющихся пресс-формах, расположенных на вибростолах, снабженных круговыми или направленными вибровозбудителями колебаний, одновременно с вибрационным воздействием на порошок должно оказываться статическое пригружение. Это объясняется тем, что вибрационные импульсы придают металлическим частицам порошка большую подвижность, способствуют их наиболее плотной переукладке и образованию нового брикета с большей плотностью, а одновременно прикладываемое сверху статическое пригружение обеспечивает заклинивание металлических частиц в этом положении. Отсутствие в процессе прессования такого статического пригружения может привести не к уплотнению, а к разрыхлению прессовки из металлического порошка.

На сегодняшний день в рассмотренной литературе присутствуют описания пригружения цементобетонных смесей пригрузами и вибропригрузами [6, 7]. Однако в этих моделях виброситом не учитывается межчастичное трение и распределительная способность порошковых сред, которые в значительной степени будут определять амплитуду возмущающей силы, угловую частоту колебаний, величину усилия пригружения и энергетические показатели оборудования. Учет усилия пригружения, межчастичного трения и распределительной способности металлических порошков в уравнениях движения рабочих органов формующего оборудования

позволит повысить точность получаемых научных результатов и выбрать режимы вибрирования металлического порошка, находящегося в «жесткой» матрице на вибростоле, параметры статического прижатия.

Цель исследований и постановка проблемы. Целью работы является исследование динамических процессов, происходящих при воздействии на металлический порошок статического прижатия от пуансона при его предварительном уплотнении на вибростоле в «жесткой» матрице с учетом межчастичного трения и распределяющей способности металлического порошка.

Материал исследований. Для составления математической модели вибросистемы и изучения динамических процессов, происходящих при предварительном уплотнении металлического порошка на вибростоле с «жесткой» матрицей, используем метод реакций, предложенный в работе [8]. Для этого исследуем динамическую систему «вибростол – металлический порошок – прижимающий пуансон», в которой металлический порошок представлен в виде системы с распределенными параметрами (рис. 1, а).

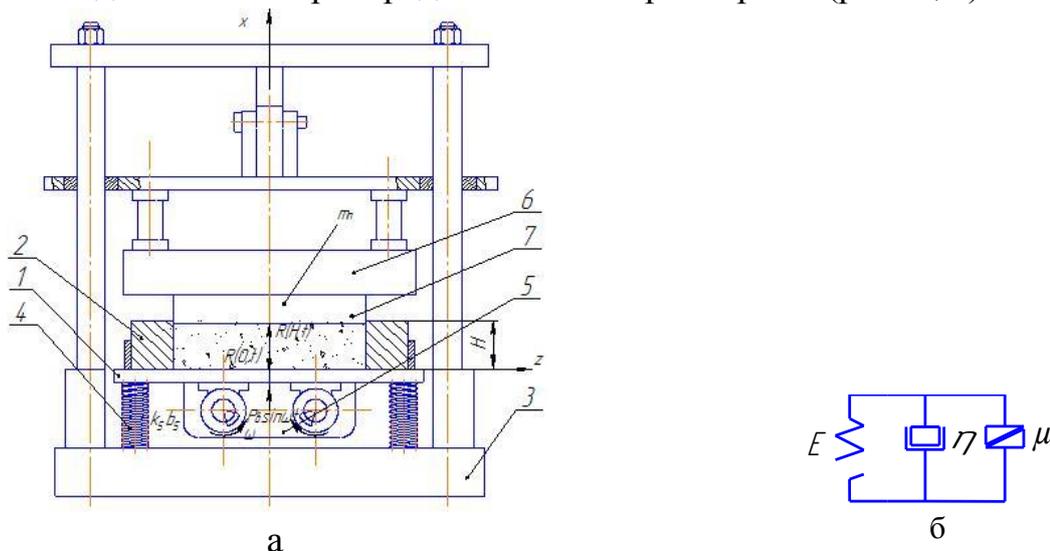


Рис. 1 – Гибридная динамическая система «вибростол – металлический порошок – прижимающий пуансон» а – расчетная схема :и б – реологическая модель слоя металлического порошка

Дифференциальное уравнение движения уплотняемого металлического порошка в направлении координаты x за время t будет иметь вид [9]:

$$E \cdot (1 + \mu) \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial x^2} + \eta \frac{\partial^3 u(x,t)}{\partial x^2 \partial t} + E \cdot \delta \cdot (1 + \mu) \frac{\partial u(x,t)}{\partial x} + \eta \cdot \delta \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial x \partial t} - \rho \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial t^2} = 0, \quad (1)$$

где u и x – эйлерова и лагранжева координаты;

E – модуль упругости Юнга;

η – коэффициент динамической вязкости металлического порошка;

μ – коэффициент внутреннего трения, позволяющий моделировать уплотнение слоя порошка в процессе объемного уплотнения;

δ – показатель, учитывающий способность порошка распределять нагрузку при внешнем нагружении;

t – время.

При действии на поверхность металлического порошка в «жесткой» матрице 2 пригружения от статического (инерционного) пуансона 7 напряжения на верхней поверхности уже не будут равны нулю [10]. Это значит, что пуансон 7 будет при своем движении испытывать влияние сопротивления металлического порошка. Поэтому для определения граничных условий, рассмотрим схему сил, действующих в рассматриваемой системе (рис. 1, а). Граничные условия с учетом рис. 1, а будут иметь следующий вид:

при $x = 0$:

$$-m \frac{\partial^2 u(0,t)}{\partial t^2} - b_5 \frac{\partial u(0,t)}{\partial t} - k_5 u(0,t) + F \cdot E \cdot (1 + \mu) \frac{\partial u(0,t)}{\partial x} + \eta \cdot F \frac{\partial^2 u(0,t)}{\partial x \partial t} = -P_B \sin(\omega \cdot t); \quad (2)$$

при $x = H$:

$$-m_n \frac{\partial^2 u(H,t)}{\partial t^2} - P_{np} = R(H,t) = F \cdot E \cdot (1 + \mu) \frac{\partial u(H,t)}{\partial x} + \eta \cdot F \frac{\partial^2 u(H,t)}{\partial x \partial t}, \quad (3)$$

где R – сила сопротивления металлического порошка, выраженная через его свойства для рассматриваемого элементарного объема;

F – площадь днища матрицы;

H – высота слоя порошка.

Решение волнового уравнения колебаний (1) с учетом (2) и (3) было получено в виде:

$$u(x,t) = \frac{e^{-0,5 \cdot \delta \cdot x} \cdot [Z_e (d \cos(\beta x) + b \sin(\beta x)) - Z_i (P_B \sin(\beta(H-x)) + \cos(\beta(H-x))) + P_{np} (c \cos(\beta x) + a \sin(\beta x))] \cos \omega t}{Z_e^2 + Z_i^2} + \frac{[Z_i (d \cos(\beta x) + b \sin(\beta x)) + Z_e (P_B \sin(\beta(H-x)) + \cos(\beta(H-x)))] + P_{np} (c \cos(\beta x) + a \sin(\beta x)) \sin \omega t}{}, \quad (4)$$

где $Z_e = k_5 - m \cdot \omega^2 + F \cdot E \cdot (1 + \mu) \cdot [0,5 \cdot \delta + \beta \cdot ctg(\beta \cdot H - \chi)]; \quad (5)$

$$Z_i = \omega [b_5 + F \cdot \eta \cdot [0,5 \cdot \delta + \beta \cdot ctg(\beta \cdot H - \chi)]]; \quad (6)$$

$$a = k_5 - m \omega^2 + 0,5 \tilde{\delta} F E (1 + \mu); \quad b = F E \beta; \quad c = F E \beta (1 + \mu); \quad d = F \omega \beta \eta. \quad (7)$$

При $x = 0$ выражение (4) определяет закономерности движения нижнего слоя прессуемого порошка и вибростола с учетом усилия пригружения P_{np} , а

при $x = H$ – слоя прессуемого порошка и пригружающего пуансона с учетом усилия пригружения P_{np} :

$$u(0,t) = \frac{[Z_e \cdot d - Z_i \cdot (P_b(\sin(\beta H) + \cos(\beta H)) + P_{np} \cdot c)] \cos \omega t}{Z_e^2 + Z_i^2} + \frac{[Z_i \cdot d - Z_e \cdot (P_b(\sin(\beta H) + \cos(\beta H)) + P_{np} \cdot c)] \sin \omega t}{Z_e^2 + Z_i^2}; \quad (8)$$

$$u(H,t) = \frac{e^{-0,5 \cdot \delta \cdot H} \cdot [Z_e(d \cos(\beta H) + b \sin(\beta H)) - Z_i \cdot P_b + P_{np}(c \cos(\beta x) + a \sin(\beta x))] \cos \omega t}{Z_e^2 + Z_i^2} + \frac{[Z_i(d \cos(\beta H) + b \sin(\beta H)) + Z_e \cdot P_b + P_{np}(c \cos(\beta x) + a \sin(\beta x))] \sin \omega t}{Z_e^2 + Z_i^2}. \quad (9)$$

Результаты исследований. По полученным теоретическим зависимостям (4), (8) и (9) были построены закономерности движения слоев порошка в направлении координаты x за время t (рис. 2) в зависимости от угловой координаты ωt с учетом усилия пригружения P_{np} при следующих основных параметрах: масса вибростола вместе с «жесткой» матрицей и вибровозбудителями колебаний $m = 47$ кг, амплитуда возмущающей силы $P_b = 10000$ Н, жесткость упругих опор вибростола $k_5 = 235440$ Н/м; угловая частота колебаний $\omega = 650$ рад/с, модуль упругости порошка титана $E = 2,5 \cdot 10^6$ Па, насыпная плотность $\rho = 1020$ кг/м³, высота уплотняемого слоя $H = 0,2$ м, площадь рабочей поверхности матрицы $S = 0,00785$ м²; статическое давление $p = 0,5$ МПа и соответствующее ему усилие пригружения $P_{np} = 6160$ Н.

На рис. 3 показано изменение плотности порошка в зависимости от продолжительности вибрационного воздействия, состава и толщины уплотняемого слоя H в диапазоне от 0,1 до 0,2 м при уплотнении порошков титана и карбида титана с использованием статического пригружения от инерционного пуансона.

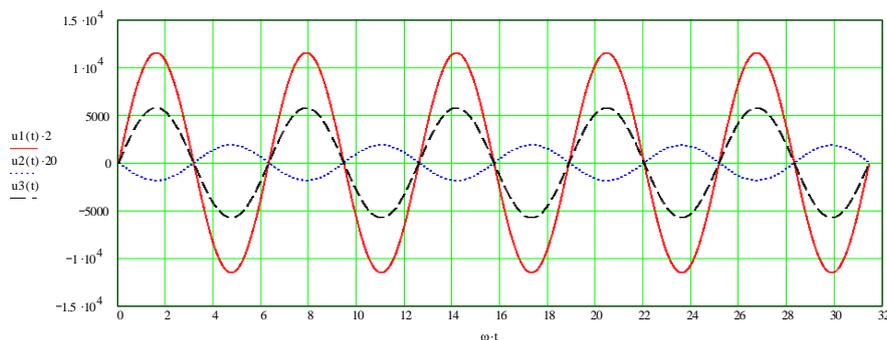


Рис. 2 – Законы движения слоев уплотняемого порошка титана в зависимости от угловой координаты ωt : $u1(t)$ – график, соответствующий зависимости (4); $u2(t)$ – график, соответствующий зависимости (7); $u3(t)$ – график, соответствующий зависимости (8)

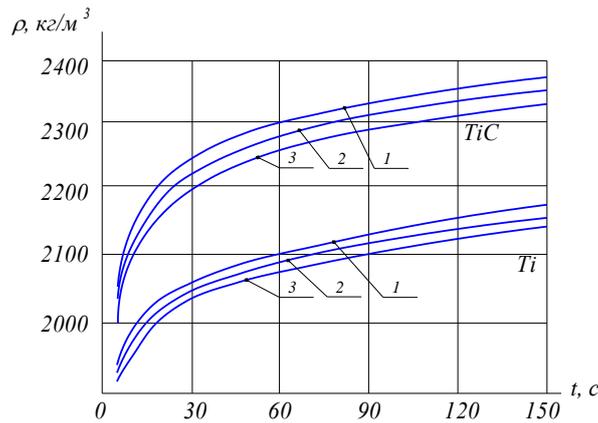


Рис. 3 – Изменение плотности ρ порошка титана Ti и карбида титана TiC в зависимости от продолжительности вибрационного воздействия t и толщины пресуемого слоя H : 1 – при $H=0,1$ м; 2 – при $H=0,15$ м; 3 – при $H=0,2$ м

График показывает, что на начальной стадии процесс нарастания плотности порошка значительно интенсифицируется по сравнению с уплотнением на вибростоле без статического пригружения, затем постепенно замедляется. Нарастание плотности с течением времени проходит более интенсивно по сравнению с уплотнением на вибростоле без использования статического пригружения.

При проведении исследований процесса уплотнения порошков с учетом приложения усилия пригружения было установлено, что одновременное нагружение металлического порошка усилием пригружения и вибрационным воздействием замедляет процесс уплотнения, особенно в его начальном периоде. Причем чем выше усилие пригружения, тем в большей степени замедлялся процесс нарастания плотности порошка. Это объясняется тем, что статическое давление, приложенной к порошку, находящемуся в матрице, вызывает его предварительное уплотнение и упрочнение в месте контакта с порошком. Это в свою очередь приводит к увеличению сил межчастичных связей. Уплотнение же порошков может протекать только при условии разрушения ранее образованных связей и арок, что приводит к увеличению энергетических затрат. В результате этого процесс замедляется. Поэтому процесс прессования нужно начинать с предварительного вибрационного воздействия, а не с приложения статического усилия пригружения. Поэтому при формовании изделий из металлических порошков с использованием пригружения рекомендуется следующая технология: после загрузки порошка в матрицу сначала производится его предварительное вибрационное уплотнение без пригружения для достижения порошком «сырой» плотности в течении 7–

10 с. Затем на поверхность порошка опускается пригружающий пуансон и производят окончательное формование изделия.

Выводы. В работе предложена математическая модель динамической системы «вибростол – металлический порошок – пригружающий пуансон». Проведенные исследования позволили исследовать характер одновременного взаимодействия вибростола и пуансона с металлическим порошком, который находится в «жесткой» матрице. Найдены закономерности движения вибростола и пуансона с металлическим порошком, находящимся в «жесткой» матрице, определены основные рабочие параметры вибростола и параметры вибрирования при одновременном воздействии на металлический порошок статического пригружения от пуансона.

Список литературы: 1. Порошковая металлургия / С.С. Кипарисов, Г.А. Либенсон. – М.: Металлургия, – 1980. – 496 с. 2. Evans P. E. Vibratory Compacting of Powders / P. E. Evans, R. S. Millman // Powder Metallurgy. – 1964. – v. 7, No. 13. – P. 51–63. 3. Иващенко В. В. Влияние инерционного нагружения на процесс вибрационного уплотнения порошковых материалов / Иващенко В. В. – Порошковая металлургия», 1972, No 5, С. 18–21. 4. Белл У. К. Вибрационное уплотнение порошков. В кн.: «Процессы керамического производства», Под ред. Кингери Г. В. М.: «И.Л.», 1960, – 280 с. 5. Mc. Geary R. C. Mechanical Packing of Spherical Particles. J. of the Amer. Cer. Soc. 1964, v. 44, No. 10. – p. 49–58. 6. Маслов А. Г. Вибрационные машины и процессы в дорожном строительстве / А. Г. Маслов, В. М. Пономарь. – К.: Будівельник, 1985. – 128 с. 7. Иткин А.Ф. Исследование рабочего режима вибрационного пригруза для формования плоских изделий / А.Ф. Иткин, А.Г. Маслов // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету, вип. 1/2007 (42). Частина 1. – Кременчук, 2007. – С. 82–86. 8. Чубук Ю. Ф. Вибрационные машины для уплотнения бетонных смесей / Ю. Ф. Чубук, И. И. Назаренко, В. Н. Гарнец. – К.: Выща шк., 1985. – 168 с. 9. Savelov D.V. The theoretical study of process of metal powder compression at vibration exciter with «hard» matrix and with simultaneous static tightness / D.V. Savelov, V.V. Dragobetsky, A.D. Konovalenko. Proceedings of the 3rd International Academic Conference «Applied and Fundamental Studies», 2013, pp. 90–96. 10. Назаренко I. I. Машины для виробництва будівельних матеріалів: Назаренко I.I. – К.: КНУБА, 1999. – 488 с.

Bibliography (transliterated): 1. Poroshkovaja metallurgija S.S. Kiparisov, G.A. Libenson. – Moskva: Metallurgija, – 1980. – 496 p. 2. Evans P. E. Vibratory Compacting of Powders P. E. Evans, R. S. Millman Powder Metallurgy. – 1964. – v. 7, No. 13. – P. 51–63. 3. Ivashhenko V. V. Vlijanie inercionnogo nagruzhennija na process vibracionnogo uplotnenija poroshkovyh materialov Ivashhenko V. V. – Poroshkovaja metallurgija», 1972, No 5, P. 18–21. 4. Bell U. K. Vibracionnoe uplotnenie poroshkov. V kn.: «Processy keramicheskogo proizvodstva», Pod red. Kingeri G. V. M.: «I.L.», 1960, – 280 p. 5. Mc. Geary R. C. Mechanical Packing of Spherical Particles. J. of the Amer. Cer. Soc. 1964, v. 44, No. 10. – p. 49–58. 6. Maslov A. G. Vibracionnye mashiny i processy v dorozhnom stroitel'stve A. G. Maslov, V. M. Ponomar'. – Kiiv: Budivel'nik, 1985. – 128 p. 7. Itkin A.F. Issledovanie rabocheho rezhima vibracionnogo prigruga dlja formovanija ploskih izdelij A.F. Itkin, A.G. Maslov Visnik Kremenchuc'kogo derzhavnogo politehnicnogo universitetu, vip. 1 2007 (42). Chastina 1. – Kremenchuk, 2007. – P. 82–86. 8. Chubuk Ju.F. Vibracionnye mashiny dlja uplotnenija betonnyh smesej Ju.F. Chubuk, I.I. Nazarenko, V. N. Garnec. – Kiev: Vyshha shk., 1985. – 168 p. 9. Savelov D.V. The theoretical study of process of metal powder compression at vibration exciter with «hard» matrix and with simultaneous static tightness D.V. Savelov, V.V. Dragobetsky, A.D. Konovalenko. Proceedings of the 3rd International Academic Conference «Applied and Fundamental Studies», 2013, pp. 90–96. 10. Nazarenko I. I. Mashini dlja virobnictva budivel'nih materialiv: Nazarenko I.I. – Kiiv: KNUBA, 1999. – 488 p.

Поступила (recieved) 31.10.2014

УДК 621.979

М. А. СОБОЛЬ, студентка, НТУ «ХПІ»;

В. Я. ДАНИЛЕНКО, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПІ»;

А. Ю. СЕВЕРИН, студент, НТУ «ХПІ»;

А. А. КОЛТАКОВА студентка, НТУ «ХПІ»

АНАЛИЗ РАБОТЫ ПАРОВОЗДУШНЫХ ШТАМПОВОЧНЫХ МОЛОТОВ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ИСПОЛЬЗУЕМОГО ЭНЕРГОНОСИТЕЛЯ

Уменьшение серийности производства на заводах, привело к нецелесообразности использования отработанного пара с теплоэлектростанций. Поэтому некоторые предприятия переходят на сжатый воздух, модернизируя заводскую воздушную систему. В работе проведен сравнительный анализ работ переменных движущих сил на паре и сжатом воздухе, на основании которых предложены рекомендации, которые позволят производителям усовершенствовать систему управления кузнечных молотов, и повысить энергию удара.

Ключевые слова: энергоноситель, дросселирование, падающие части, золотник, втулка золотника, индикаторная диаграмма.

Введение. В последнее время в связи с экономической ситуацией, изменением цен на энергоносители, а также способу управления хозяйственной деятельностью в стране поменялись режимы и условия работы паровоздушных штамповочных молотов, а именно отсутствие дешевого пара с теплоэлектростанций. Уменьшение серийности производства на заводах привело к нецелесообразности использования отработанного пара с теплоэлектростанций, т.к. такой вид энергоносителя невыгодно использовать при малой загрузке оборудования. В таких условиях способы и приемы эксплуатации, которые привыкли использовать технологи и механики кузнечных цехов, устарели и стали приводить к убыточности производства. Поэтому некоторые предприятия переходят на индивидуальный привод, использующий в качестве энергоносителя не пар, а сжатый воздух. Замена влажного пара на сжатый воздух, который обладает другим коэффициентом адиабаты и отличается некоторыми другими свойствами, отразилась на режимах работы кузнечных молотов, например, наблюдается падение производительности, уменьшение энергии полного удара, перерасход пара, что и явилось поводом для рассмотрения, данного вопроса. Попытки переналадить молот или повысить давление воздуха не приводили к положительному результату.

Анализ последних исследований и литературы. Основоположником теории расчета паровоздушных молотов является профессор И. А. Тимё

(1899 г.). Разработку этой теории продолжали профессора А. П. Гавриленко, П. К. Мукачев (1902 г.), Н. С. Верещагин, Я. Н. Маркович (1913 г.), Е. П. Унксов (1935г.), А. И. Зимин (1937, 1940, 1953 гг.), И. В. Климов (1969 г.) и другие. На основе эксперимента было установлено, что уже в процессе впуска энергоноситель расширяется, что приводит к дросселированию потока во впускных окнах и увеличению скорости поршня. Основное научное положение теории А. И. Зимины состоит в замене сложного процесса впуска энергоносителя упрощенным процессом расширения.

Экспериментальные исследования паровоздушных молотов, проведенные в производственных и лабораторных условиях под руководством А. И. Зимины в МВТУ им. Н. Э. Баумана и ЦНИИТмаше, а также под руководством Я. Н. Марковича в Горьковском индустриальном институте, были использованы для уточнения термомеханических расчетов. В работах А. И. Зимины [1], В. Ф. Щеглова [2], И. В. Климова [3] и П. А. Дунаева и других авторов были разработаны способы составления предположительных индикаторных диаграмм, отражающих закономерности, выявленные при экспериментах. А. И. Зимин в 1937–1940 г. внес коренное усовершенствование в теорию паровоздушных молотов, перейдя от теоретических к уточненным, близким к реальным и названным им предположительными индикаторными диаграммами. Настоятельная необходимость проведения экспериментальных исследований объяснялась тем, что теоретическая индикаторная диаграмма, раскрывающая качественную сторону работы пара в молотах, не могла служить для количественных определений, которые являются основными в инженерных расчетах.

И. В. Климов [3] разработал методы оптимизации параметров распределения энергоносителя, Ю. В. Беляев, Г. Я. Зайденберг, О. Г. Власов, Л. И. Живов, А. Г. Овчинников [4] исследовали динамику механической системы молота в процессе ударного деформирования поковок, разрабатывали отдельные вопросы теории расчета конструктивных параметров, прочности и долговечности деталей молотов.

Однако, все ранее выполненные работы и расчёты касались молотов, работающих на паре. В отдельных работах сравнивались параметры энергоносителей, указывалось, что расчёт проводится аналогично, изменяется только показатель адиабаты и температурный режим. При переходе на воздух необходимо либо произвести переналадку молота, либо повысить давление энергоносителя.

Цель исследования, постановка проблемы. Цель данной работы – проанализировать работу распределительного механизма паровоздушного штамповочного молота на паре и сжатом воздухе, составить программу и

выполнить термомеханический расчет, сделать анализ, полученных результатов и дать рекомендации.

Материалы исследований. Для определения параметров паровоздушного молота и построения предположительных индикаторных диаграмм была разработана программа расчета в среде MicrosoftOfficeExcel. Благодаря этой среде была разработана программа, которая обладает простотой в использовании и достаточной точностью в получении результатов. При расчете работы молота на воздухе программа также способна учитывать коэффициент адиабаты k и вести расчет для разных масс падающих частей. В работе рассматривались молоты с массой падающих частей от 0,63 т. до 5,0 т, как наиболее используемые в кузнечных цехах.

Как известно, рабочий процесс в цилиндре молота определяется соотношениями между периодами работы энергоносителя, т.е. между впуском – выпуском и расширением – сжатием. При выполненном расчете параметры парораспределения $\gamma, \gamma', \beta, \beta', (1-\gamma-\beta)$ и $(1-\gamma'-\beta')$ оказываются фиксированными; они реализуются в конструкции золотника и механизма управления. Поэтому при установленных периодах отсечек и заданных давлениях впуска – выпуска работа расширения нижнего воздуха, по сравнению работой расширения нижнего пара, например, при ходе вверх, оказывается заниженной, а работа сжатия верхнего воздуха –увеличенной по сравнению с процессом влажного пара. В результате поршень и, следовательно, падающие части не дойдут до к.в.т. Для того, чтобы обеспечить подъем падающих частей на полный ход, необходимо затратить то же количество энергии, что при работе влажным паром. Использовать внутреннюю энергию воздуха при заданной степени расширения и давлении выпуска невозможно. Недостающее количество энергии можно увеличить за счет дополнительного введения свежего энергоносителя в цилиндр молота. Это достигается увеличением периода впуска нижнего воздуха посредством регулировки установочного положения парораспределительного механизма (необходимо опустить золотник).

Переключение молота, рассчитанного на воздух, на работу влажным паром может привести к сильному удару поршня о крышку цилиндра, если не предусмотреть изменений в регулировке парораспределительного механизма. Проще всего уменьшить проходные сечения дросселя и, следовательно, увеличить предварительное дросселирование – (мятие) пара, тем самым снижая давление свежего пара, поступающего в цилиндр. Эффективная энергия удара при этом не уменьшается, так как работа верхнего пара почти не изменяется, а противодействие нижнего пара даже несколько падает. Для сжатого воздуха и перегретого пара адиабата расширения – сжатия является степенной функцией

гиперболического типа: $pv^k=const$. Известно, что при $k>1$ кривая такого рода ниспадает к оси абсцисс тем интенсивнее, чем больше показатель степени.

Поскольку для воздуха $k=1,4$, а для перегретого пара $k=1,3$, то при одном и том же падении давления от начального уровня степень расширения оказывается наименьшей для сжатого воздуха, несколько больше – для перегретого пара, и самая большая она у влажного пара. Сжатие же на одну и ту же степень вызывает у воздуха самое высокое повышение давления; для перегретого пара оно несколько меньше.

В работе рассматриваются только переменные движущие силы, так как постоянные силы не изменяются от применяемого энергоносителя, а это давление нижнего энергоносителя на площадь поршня снизу – $p_n \alpha F$ и давление верхнего энергоносителя на площадь поршня сверху – $p_v F$.

Результаты расчета работы переменных сил пара и воздуха при ходе вверх и полном ударе представлены на рис. 1, а и б. Работа переменных сил при ходе вверх на воздухе меньше, что приведет к снижению скорости и недоходу падающих частей к крайней верхней точке (к.в.т).

Работа переменных сил при полном ударе меньше на воздухе, что приводит к снижению скорости в конце хода, а, следовательно, и уменьшению энергии удара.

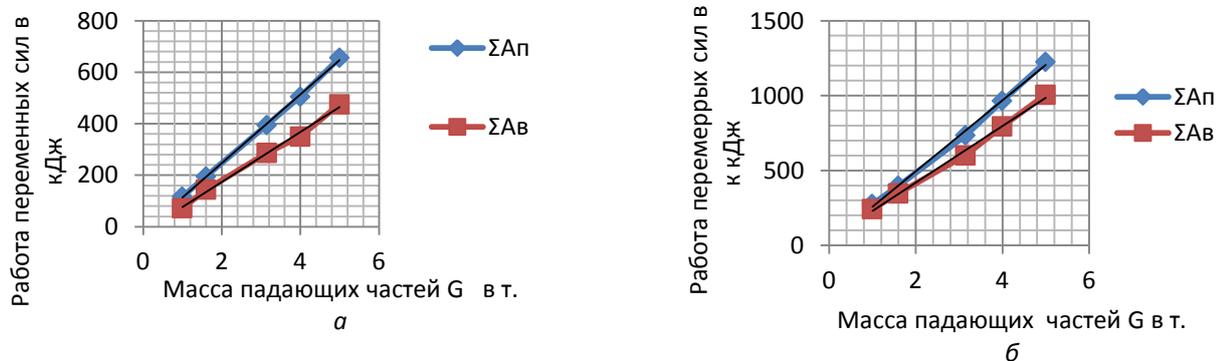


Рис. 1 – График изменения работ переменных сил: а – при ходе вверх, б – при ходе вниз – полном ударе

Расчет работы переменных сил показал, что при возрастании показателя степени функции $pv^k=const$ внешняя механическая работа, совершенная энергоносителем при расширении, уменьшается, а работа, затрачиваемая на его сжатие, увеличивается.

Уменьшение мощности при работе молота на воздухе по сравнению с молотом, работающем на паре в процентном соотношении рассчитываются по формуле:

$$X = \frac{A_{\text{в}} \cdot 100\%}{A_{\text{п}}},$$

где $A_{\text{в}}$ и $A_{\text{п}}$ – работа, выполненная падающими частями молота, работающего соответственно на воздухе и на паре.

Мощность при работе молота на воздухе по сравнению с молотом, работающим на паре уменьшается и в процентном соотношении составляют примерно 12,5...17,5 %. Чем больше МПЧ молота, тем больше процент потерь.

Изменение площади поршня от тоннажа молота, показана на рис. 2

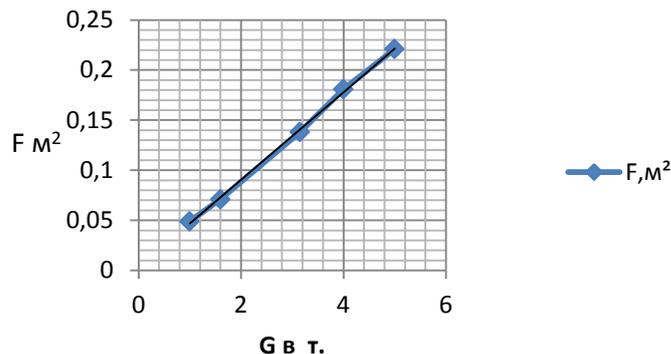


Рис. 2 – График зависимости площади поршня от тоннажа молота

Как видно из рис 2, площадь поршня увеличивается пропорционально увеличению массы падающих частей.

Расчёт скорости перемещения падающих частей вверх при одних и тех же параметрах для пара и воздуха сведен в таблицу. Полученные данные рассчитаны в среде SMATHStudioHandheld. по известным зависимостям

Таблица. Скорость в конце хода вверх

G, т	V10п м/с	V10в м/с
1,0	0.245	-2.462
1.6	0.421	-1.891
3.15	-0.397	-2.059
4,0	0.408	-2.154
5,0	0.103	-2.069

где $V_{10\text{п}}$ $V_{10\text{в}}$ – скорость падающих частей в конце хода вверх, м/с, соответственно пара и воздуха.

Скорость падающих частей при ходе вверх для воздуха значительно ниже, чем для пара, что приводит к явному недоходу падающих частей до к.в.т. Допустимым значением скорости является условие : $-0,5 < V_{10} < +0,5$ м/с.

Удельная работа, выполняемая поршнем различных типоразмеров молотов на паре и воздухе для хода вверх и полного удара, показана на рис. 3.

Полученные результаты показывают, что работа, отнесенная к единице площади поршня, меняется незначительно с её увеличением и на паре больше.

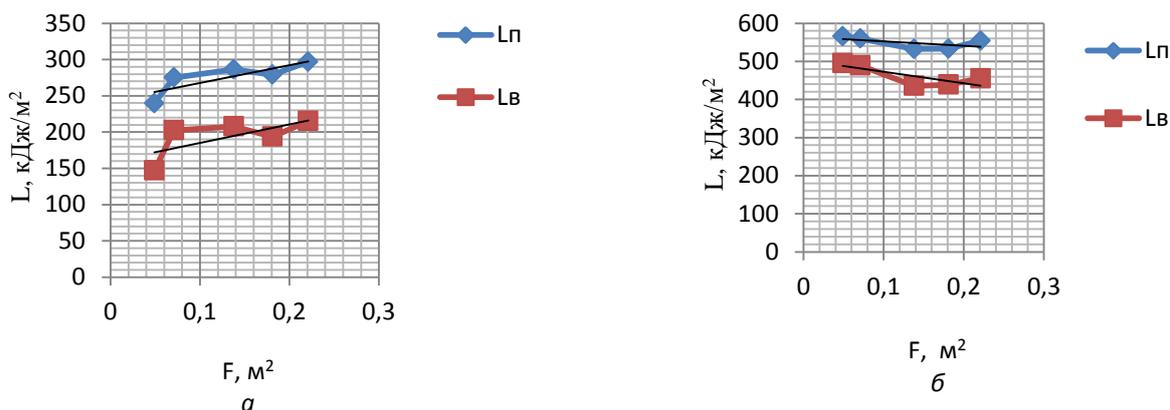


Рис. 3 – Удельная работа, выполняемая поршнем, различных типоразмеров молотов: а – при ходе вверх; б – при ходе вниз – полный удар

Величина коэффициента γ принимается в пределах $\gamma=0,7...0,9$ для молотов с обычным парораспределением и $\gamma=0,75...0,9$ для молотов без выпуска энергоносителя при циклах качания [1]. Влияние коэффициента γ (впуска энергоносителя в НПЦ) на работу переменных сил показано на рис. 4 и свидетельствует о том, что это влияние существенно, однако, не зависит от энергоносителя. Причём, следует отметить, что этот параметр не имеет влияния на полный удар.

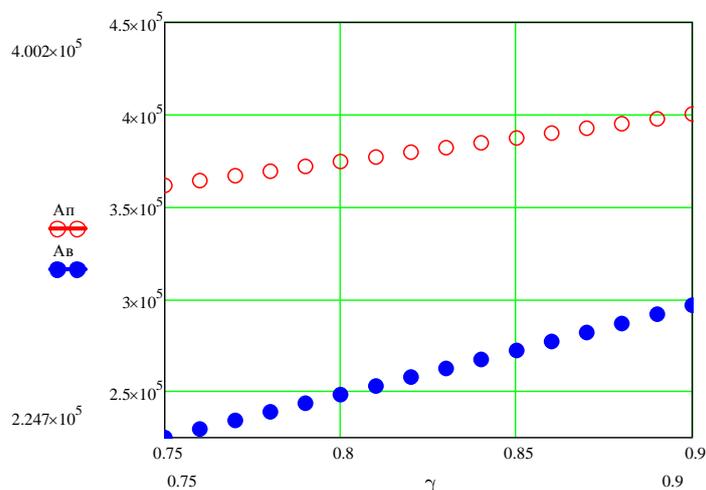


Рис. 4 –График зависимости работы молота на паре и воздухе от коэффициента γ

ГОСТом рекомендовано значение давления энергоносителя для штамповочных молотов в пределах $p=0,6...0,9$ МПа.

Приведенный ниже результат расчета зависимости работы молота на паре и воздухе от давления для молота с МПЧ 3.15 т при ходе вверх и полном ударе представлено на рис. 5.

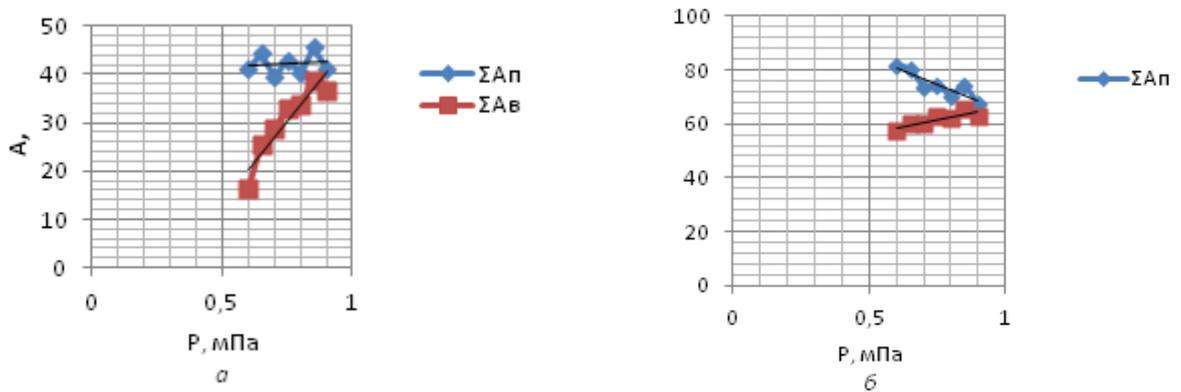


Рис. 5 – График зависимости работы от переменных сил молота на паре и воздухе от давления: *а* – при ходе вверх; *б* – при ходе вниз – полный удар.

Из приведенных графиков видно, что повышение давления не оказывает существенного значения на работу от переменных сил при полном ударе (рис.5, б) и особенно это касается воздуха.

Из проведенных исследований можно сделать вывод, что при расширении работа пара больше, чем работа на воздухе; при сжатии работа на воздухе больше, чем работа на паре. Следовательно, и суммарная работа всех действующих сил на воздухе будет меньше, чем на паре. Объясняется это физическими параметрами энергоносителя, а также скоростью процесса наполнения и опорожнения полости, т.е. падение давления при расширении начинается раньше на воздухе, чем на паре. Как известно, скорость мятия для пара: $W_{\text{пара}} = 80$ м/с, для воздуха $W_{\text{возд}} = 60$ м/с. Следовательно, необходимо изменить процесс дросселирования энергоносителя для введения дополнительного количества воздуха, что не всегда удастся обеспечить регулировками системы управления. В некоторых случаях это возможно для хода вверх изменением коэффициента γ , однако при полном ударе такое изменение существенного влияния не окажет. Как видно из рис. 5, повышение давления воздуха в магистрали будет существенным при ходе вверх и значительно меньше влиять при полном ударе.

Для увеличения работы расширения на воздухе необходимо увеличить площадь проходного сечения окон золотниковой втулки. Исходя из конструктивных особенностей системы управления, высота окон золотниковой втулки остается неизменной $a_{п} = a_{в}$.

Ввиду того, что суммарная работа, выполненная на паре больше, чем на воздухе, величину проходного сечения определяем, исходя из равенства работ движущих сил на паре и на воздухе ($A_{\text{воз}} = A_{\text{пар}}$). Ширина окон золотниковой

втулки для молота, работающего на воздухе, можно определить, исходя из равенства:

$$a_{\text{МНП}}b_{\text{НП}}=a_{\text{МНВ}}b_{\text{НВ}}$$

где: $a_{\text{МНП}}$ и $a_{\text{МНВ}}$ – высота открытой части нижнего окна золотниковой втулки молота, работающего соответственно на паре или воздухе; $b_{\text{НП}}$ и $b_{\text{НВ}}$ – ширина нижнего окна золотниковой втулки молота, работающего соответственно на паре или воздухе

После определения ширины окна желательно проверить её на прочность. По рекомендациям А. Г. Овчинникова [4] суммарная длина $b_{\text{Н}}$, $b_{\text{В}}$ или $b_{\text{С}}$ любого из рядов окон принимается в размере не более диаметра рабочего цилиндра.

Выводы. Работа переменных сил при увеличении показателя степени функции адиабаты при расширении уменьшается, а при сжатии увеличивается. Снижение суммарной работы переменных сил при работе на воздухе для различных типоразмеров молотов составляет примерно 12,5...17,5%.

С увеличением тоннажа молота площадь поршня увеличивается по линейному закону, а удельная работа на 1 см² остается примерно постоянной для различных типов молотов.

Скорость падающих частей в конце хода вверх при работе на воздухе падает быстрее, что приводит к явному недоходу падающих частей до к.в.т.

Скорость падающих частей при полном ударе на воздухе снижается примерно на 0,5 м/с для всех типов молотов, что приводит к снижению эффективной энергии удара.

Увеличение проходных сечений верхних и нижних окон золотниковой втулки приведет к снижению дросселирования воздуха, а, следовательно к повышению энергетических показателей.

Список литературы: 1. *Зимин А. И.* Машины и автоматы кузнечно-штамповочного производства. Молоты Ч. 1 – М. Mashgiz, 1953. – 460 с. 2. *Щёголев В. Ф.* Совершенствование кузнечного оборудования ударного действия. – М.: Машиностроение, 1968. – 224 с. 3. *Климов И. В.* Основы теории и теплового расчёта паровоздушных молотов. – М.: Машиностроение, 1970. – 158 с. 4. *Живов Л. И., Овчинников А. Г.* Кузнечно-штамповочное оборудование, К. Вища шк., 1985. – 280 с.

Bibliography (transliterated): 1. *Zimin A. I.* Mashiny i avtomaty kuznicho-shtampovochnoho proizvodstva. Moloty Ch. 1 – Moscow: Mashgiz, 1953. – 460 p. 2. *Schegolev V. F.* Sovershenstvovanie kuznechnogo oborudovaniya udarnogo dejstviya. – Moscow: Mashinostroenie, 1968. – 224 p. 3. *Klimov I. V.* Osnovy teorii i teplovogo rascheta parovozdushnyh molotov. – Moscow: Mashinostroenie, 1970. – 158 p. 4. *Zhivov L. I., Ovchinnikov A. G.* Kuznechno-shtampovochnoe oborudovanie, Kiev. Vischa shk., 1985. – 280 p.

Поступила (received) 29.10.2014

УДК 621.923

Р. М. СТРЕЛЬЧУК, канд. техн. наук, ст. преп., ХНЭУ;
С. В. ВЛАСЕНКО, інженер, ХНЭУ, Харків

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ПЛОСКОГО ШЛИФОВАНИЯ НА ОСНОВЕ АНАЛИЗА ВЛИЯНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ

Предложен метод определения областей устойчивости при шлифовании, который позволяет на этапе проектирования станка, а также при разработке технологических процессов, расчете режимов резания механической обработки, прогнозировать и достаточно достоверно определять зону, в которой обработка будет вестись наилучшим образом. Увеличение скорости резания при шлифовании приводит к повышению производительности обработки и уменьшению расхода абразивных и эльборовых кругов, позволяет получить требуемое качество металла поверхностного слоя заготовок и заданную точность размеров.

Ключевые слова: динамическая система, амплитудно-фазовая частотная характеристика шпинделя станка, интенсификация процесса шлифования.

Введение. Одним из наиболее перспективных направлений повышения эффективности операций шлифования и расширения его технологических возможностей является изменение скорости резания, задаваемой частотой вращения круга. Широкое внедрение высокоскоростного шлифования в производство сдерживается, главным образом, недостаточной изученностью технологии этого процесса и отсутствием обоснованных технологических рекомендаций по способу его ведения, выбору режима резания, характеристики инструмента и разработки рациональных рабочих циклов шлифования. Решить данную задачу можно на основе анализа физико-механических, теплофизических и динамических условий, сопровождающих процесс шлифования, на основе достоверного математического моделирования этого процесса и его выходных характеристик, а также путем применения современных методов оптимизации процесса шлифования.

Методика исследований. Проанализированы проблемы, связанные с динамическими исследованиями технологической системы плоскошлифовальных станков. В качестве основного объекта исследования выбрано шпиндельное устройство как сложная динамическая система [1, 2].

Основные особенности динамической системы станка заключаются в ее замкнутости и многоконтурности, рабочие процессы взаимосвязаны друг с другом через упругую систему, причем обратным влиянием упругой системы на рабочие процессы, как правило, пренебречь нельзя. Однако, в отдельных случаях, учитывая только наиболее существенные обратные связи, можно

перейти к представлению об эквивалентной динамической системе станка как об одноконтурной системе (см. рис. 1).

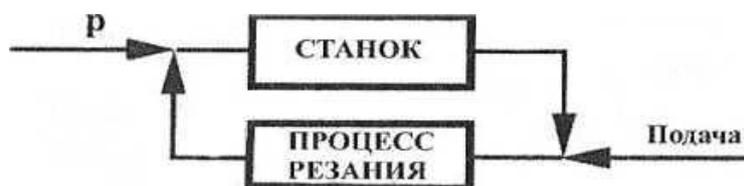


Рис. 1 – Станок и процесс резания, как замкнутый контур

Свойства элемента контура можно определить, если известны параметры его динамических характеристик. Для шпиндельного устройства шлифовальных станков это коэффициенты матриц A , B , C , где A – коэффициент квазиупругой системы, B – коэффициент диссипативной системы, C – коэффициент инерционной системы.

Процесс шлифования, как элемент динамической системы, представляет собой сложную систему, свойства которой зависят от характеристики абразивного инструмента, режимов резания, свойств обрабатываемого материала, применяемых СОТС и др. Метод исследования виброустойчивости станков с помощью частотного критерия устойчивости основан на определении *амплитудно-фазовой частотной характеристики (АФЧХ)* шпиндельного устройства станка. Оценка виброустойчивости станка осуществляется путем построения областей устойчивости, а именно определяется зависимостью глубины шлифования или средней ширины стружки, снимаемой в процессе шлифования без вибраций (V_c), от скорости резания.

Алгоритм построения АФЧХ:

- находится коэффициент A_1 ;
- подсчитываются линеаризованные коэффициенты вязкого трения V_j ;
- определяются коэффициенты матрицы демпфирования V_{ij} ;
- вычисляются коэффициенты h_k ;
- находится A_k ;
- определяется АФЧХ.

Результаты исследований и их обсуждение. Исследование основано на алгоритме вычисления свободных колебаний. Элементы упругой системы, колебания которых превалируют в относительных колебаниях на той или иной частоте, выявляются путем построения форм колебаний на основании данных о величине абсолютных смещений элементов станка в определенный момент времени [3, 4]. Расчет показал, что основная доля статической податливости станка модели 3Г71М приходится на шпиндель (44%), подшипник шпинделя

(21%), консоль шпиндельной бабки (14%) и механизм вертикальной подачи (15%).

На частоте 125 Гц преобладают вертикальные колебания шлифовальной бабки, обусловленные податливостью механизма вертикальной подачи. Относительные колебания с частотой 290 Гц определяются главным образом податливостью шпинделя и подшипников. Этой частоте соответствует первая форма известных колебаний шпинделя. Частота 480 Гц характеризуется значительными угловыми колебаниями планшайбы с кругом; они почти целиком обусловлены податливостью шпинделя и контакта его с планшайбой круга и соответствует второй форме изгибных колебаний.

Для проверки результатов расчета динамические характеристики станка модели 3Г71М определены экспериментально. При сравнении результатов расчета и эксперимента для более высоких частот следует иметь в виду, что параметры опор шпинделя определяем по формулам для гидродинамического подшипника, тогда как в экспериментах демпфирование было иным, поскольку шпиндель не вращался [5].

Рассчитаны также относительные колебания станка при силовых возмущениях от электродвигателя привода круга и при колебаниях фундамента. Колебания станка от действия дисбаланса шлифовального круга фактически определены при расчете АФЧХ относительных колебаний станка (рис.2), поскольку влияние стола на относительные вертикальные колебания незначительны (менее 10%).

При расчете реакции станка на возмущения от электродвигателя привода круга учитывались частоты этих возмущений, которые обычно соответствуют частоте вращения ротора (влияние дисбаланса), двойной оборотной частоте (влияние овальности опорных шеек якоря и несимметричности его обмоток), двойной частоте сети (влияние неравномерности магнитного зазора между якорем и статором) и др.

Известно, что установившееся резание может протекать в трех режимах:

- спокойное, при отсутствии колебаний;
- спокойное, с небольшими колебаниями, образующими на обработанной поверхности некоторую волнистость;
- с недопустимыми вибрациями.

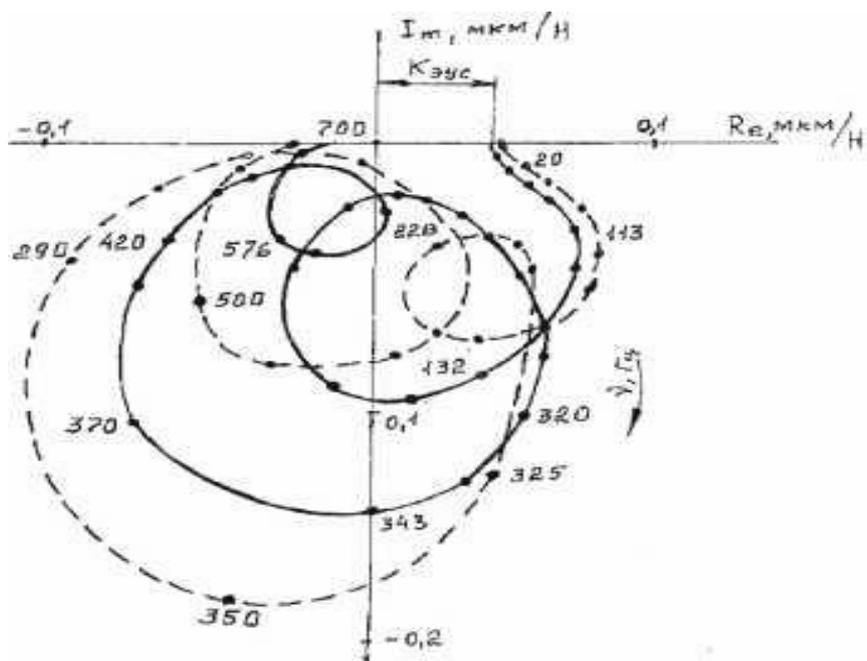


Рис.2 – АФЧХ ЭУС станка 3Г71М: сплошная линия – расчетная, штриховая – эксперимент
 Статическая податливость станка $K_{зус} = 0,049$ мкм/Н, резонансные частоты 132 Гц, 346 Гц, 576 Гц

Первый режим соответствует области устойчивого равновесного состояния, а остальные – предельным циклам двух видов. Выявление параметров системы, позволяющих реализовать устойчивые предельные циклы с заданной амплитудой, не только имеет теоретическое значение, но и дает возможность повысить расчетную производительность станков в области спокойного резания при допустимой волнистости обрабатываемой поверхности.

Для того чтобы построить граничную кривую в плоскости параметров t или B_c (глубина шлифования или средняя ширина срезаемой стружки) и V_k (скорость резания), достаточно воспользоваться известным в теории регулирования методом Д-разбиения и выяснить границу областей устойчивости системы, обеспечивая некоторое ее удаление от этой границы [1, 2]. Полученная кривая (рис. 3) и будет границей области устойчивого шлифования.

Предложенный метод определения областей устойчивости при шлифовании позволяет еще на этапе проектирования станка, а также при разработке технологических процессов (расчете режимов резания) механической обработки, прогнозировать и достаточно достоверно определять зону, в которой обработка будет вестись наилучшим образом.

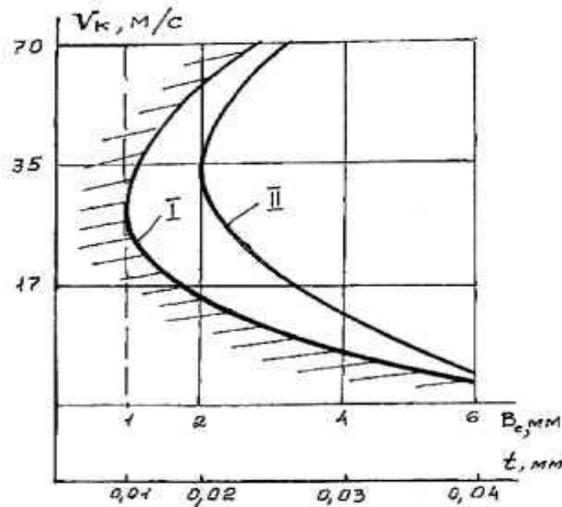


Рис.3 – Кривая границ устойчивого шлифования: I – станок 3Г71М, II – станок 3Е711ИВ

Выявление параметров системы, позволяющих реализовать устойчивые предельные циклы с заданной амплитудой, не только имеет теоретическое значение, но и дает возможность повысить расчетную производительность станков в области «спокойного» резания при допустимой волнистости обрабатываемой поверхности.

Выводы. Интенсификация процесса шлифования возможна лишь при условии выбора рациональных соотношений между скоростью резания и другими параметрами обработки, которые при наибольшей эффективности позволяют получить требуемое качество металла поверхностного слоя заготовок и заданную точность размеров.

Увеличение скорости резания при шлифовании производится с целью повышения производительности обработки и уменьшения расхода абразивных и эльборовых кругов.

Производительность процесса шлифования можно оценить величиной $Q_{уд}$ – скорость съема металла на единицу высоты круга.

Увеличение скорости с 25...30 до 70 м/с позволяет в 2...3 раза увеличить скорость съема металла и тем самым значительно повысить производительность процесса обработки.

Повышение скорости круга с 30...35 м/с до 70 м/с обеспечивает уменьшение основного времени на обработку партии заготовок в среднем в 3...3,5 раза. Если принять, что составляющие штучно-калькуляционного времени остаются неизменными или изменяются незначительно можно утверждать, что увеличение скорости круга при шлифовании обеспечивает повышение производительности труда не менее чем в 2 раза. Таким образом, высокоскоростное шлифование сталей и сплавов кругами из эльбора и

электрокорунда можно рассматривать главным образом как средство повышения производительности обработки.

Список литературы: 1 *Эльясберг М. Е.* Автоколебания металлорежущих станков / *М. Е. Эльясберг.* – Издание ОКБС. – С.-Петербург, 1993. – 180 с. 2. *Зубарев Ю.М.* Расчет шпиндельных устройств станка на устойчивость резания / *Зубарев Ю.М., Агаркова Н.Н., Сикалова М.А.* // Физические процессы при резании металлов. – Сб. н.р. Волгоград – Ижевск. Изд ВолгГТУ, Волгоград, 1997. – С. 114–119. 3. *Афонина Н.А.* Повышение виброустойчивости процесса токарной обработки на основе управляемых колебаний скорости резания: автореф. дис. . канд. техн. наук (05.03.01) / *Афонина Наталья Александровна*; Тул. гос. ун-т. Тула, 2004. – 18 с. 4. *Тлустый И. М.* Автоколебания в металлорежущих станках / *И. М. Тлустый.* М.: Машиностроение, 1956. – 234 с. 5. *Zhang H., Ni Jun, Shi H.* Machining Chatter Suppression by Means of Spindle Speed Variation, Part 1, Numerical Simulation; Part 2, Experimental Investigation. /Proceedings of the First S. M. Wu Symposium on Manufacturing Science, 1994, pp. 161–175.

Bibliography (transliterated): 1 *Elyasberg M. Ye.* Avtokolebaniya metallorezhushchikh stankov *M. Ye. Elyasberg.* – Izdaniye OKBS. – S.-Peterburg, 1993. – 180 p. 2. *Zubarev Yu.M.* Raschet shpindelnykh ustroystv stanka na ustoychivost rezaniya *Zubarev Yu.M., Agarkova N.N., Sikalova M.A.* Fizicheskiye protsessy pri rezanii metallov. – Sb. n.r. Volgograd – Izhevsk. Izd VolgGTU, Volgograd, 1997. – P. 114 – 119. 3. *Afonina N.A.* Povysheniye vibroustoychivosti protsessa tokarnoy obrabotki na osnove upravlyayemykh kolebaniy skorosti rezaniya: avtoref. dis. . kand. tekhn. nauk (05.03.01) *Afonina Natalya Aleksandrovna*; Tul. gos. un-t. Tula, 2004. – 18 p. 4. *Tlustyy I. M.* Avtokolebaniya v metallorezhushchikh stankakh *I. M. Tlustyy.* Moscow: Mashinostroyeniye, 1956. – 234 p. 5. *Zhang H., Ni Jun, Shi H.* Machining Chatter Suppression by Means of Spindle Speed Variation, Part 1, Numerical Simulation; Part 2, Experimental Investigation. Proceedings of the First S. M. Wu Symposium on Manufacturing Science, 1994, pp. 161–175.

Поступила (received) 29.10.2014

УДК 620.179.14

Г. М. СУЧКОВ, докт. техн. наук, проф., НТУ «ХПИ»;
Ю. В. ХОМЯК, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПИ»;
С. Н. ГЛОБА, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПИ»;
А. Ю. СЛОБОДЧУК, аспирант, НТУ «ХПИ»

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ПЛОТНОСТИ ВИХРЕВЫХ ТОКОВ В МЕТАЛЛИЧЕСКОМ ОБРАЗЦЕ, ВОЗБУЖДАЕМЫХ ПОЛЕМ ЛИНЕЙНОГО ТОКА

Проведен анализ распространенных методов и средств неразрушающего контроля металлоизделий. Изучены особенности вихретокового контроля. Показаны соотношения для векторного потенциала магнитного поля созданного переменным током линейного проводника. Проведен расчет плотности вихревых токов в листовом образце из ферромагнитного и неферромагнитного металлов. Показан сложный характер распределения потока вихревых токов, который зависит от свойств контролируемого металла.

Ключевые слова: вихретоковая дефектоскопия, вихретоковый преобразователь, объект контроля, плотность тока, векторный потенциал.

Введение. В настоящее время существуют различные методы неразрушающего контроля качества металлоизделий [1]. Среди наиболее применяемых на практике можно выделить вихретоковый метод. Его преимущества:

- отсутствие контактной жидкости между преобразователем и объектом контроля (ОК) (в отличие от ультразвукового метода);
- возможность измерения через зазор от долей миллиметров до нескольких миллиметров (без контакта);
- высокая чувствительность к микроскопическим дефектам, расположенным непосредственно на поверхности либо близко к поверхности ОК;
- высокая точность и повторяемость выявления дефектов;
- высокая скорость контроля;
- минимальные требования к состоянию поверхности;
- возможность контроля через защитные непроводящие покрытия;
- вихретоковый метод нетоксичен и не представляет опасности здоровью оператора.

Вихретоковые методы контроля основаны на анализе взаимодействия вихретокового преобразователя (ВТП) с электромагнитным полем вихревых токов, наводимых возбуждающей катушкой в электропроводящем ОК.

Учитывая указанные преимущества данного метода контроля, его детальное изучение является актуальной задачей.

В известной литературе посвященной вихретоковому методу наибольшее внимание уделяется регистрации полей индуцированных токов, при этом распределение плотности самих вихревых токов остается недостаточно раскрытым. Однако, правильное представление о распределении плотности вихревых токов является необходимым для всей теории вихретокового контроля.

Цель статьи – определить распределение плотности вихревых токов индуцированных линейным проводником расположенным вблизи поверхности металлического образца. Актуальность данного исследования заключается в том, что рассматривается возбуждение вихревых токов источником неоднородного поля, которым и является проводник с током.

Постановка задачи. Для более детального анализа взаимодействия ВТП с объектом контроля обратимся к физическим аспектам образования электромагнитного поля вблизи поверхности проводящего тела. Для упрощения понимания сути работы ВТП будем рассматривать модель, в которой участки катушек выполнены прямолинейными проводниками. В таком случае

взаимодействие преобразователя с объектом определяется системой уравнений Максвелла [2-4] в применении к случаю на рис. 1.

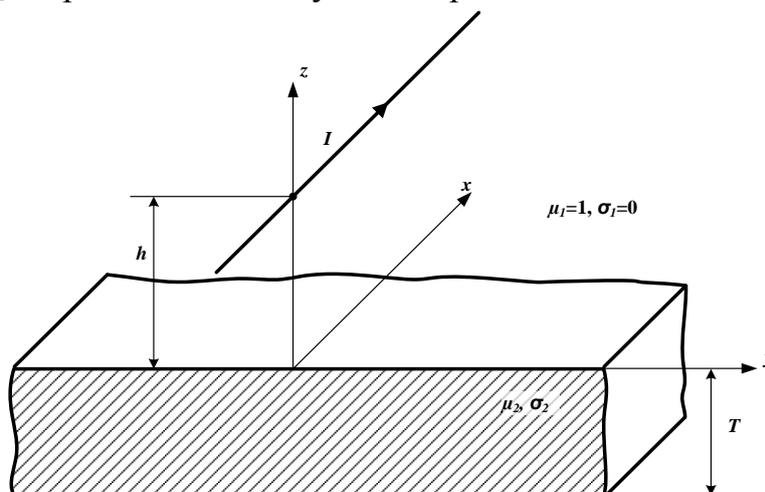


Рис.1 – Проводник с током над объектом контроля

Для определения параметров электромагнитного поля созданного током в проводнике примем следующие предположения: металлический объект неподвижен относительно электромагнитного поля, среда изотропна и ее параметры не зависят от напряженностей полей, поле возбуждающего тока квазистационарно в том смысле, что волновыми процессами в воздухе можно пренебречь. Это вполне оправдано т.к. размеры ВТП и ОК обычно много меньше длины волны в воздухе, а потери на излучение по сравнению с потерями в ОК малы. Будем считать, что магнитная проницаемость материала объекта не зависит от напряженности магнитного поля, а ток возбуждения изменяется по гармоническому закону, то есть $\dot{I} = I_{\max} e^{j\omega t}$.

Для случая (рис. 1) когда проводник с током расположен вдоль направления x векторный потенциал, создаваемый им, будет иметь только одну составляющую $A_x(y, z)$ т.к. $I_y=0, I_z=0$. Тогда можно использовать решения для векторного потенциала магнитного поля в трех областях [5–7]. Для верхнего полупространства (над поверхностью ОК)

$$\dot{A}_1 = \frac{\mu_0 \dot{I}}{4\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \left(e^{-\lambda|z-h|} + c_1 e^{-\lambda(z+h)} \right) \frac{e^{2j\lambda y}}{\lambda} d\lambda. \quad (1)$$

Для области ОК

$$\dot{A}_2 = \frac{\mu_0 \mu_2 \dot{I}}{4\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \left(b_2 e^{q_2 z} + c_2 e^{-q_2 z} \right) \frac{e^{\lambda(2jy-h)}}{q_2} d\lambda. \quad (2)$$

Для нижнего полупространства (под нижней поверхностью ОК)

$$\dot{A}_3 = \frac{\mu_0 \dot{I}}{4\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} b_3 \frac{e^{\lambda(2jy+z-h)}}{\lambda} d\lambda. \quad (3)$$

Решение уравнений (1–3) возможно с учетом:

$$k^2 = -j\omega\mu\mu_0\sigma; \quad q^2 = \lambda^2 - k^2; \quad (4)$$

$$c_1 = \frac{(\lambda^2 \mu_2^2 - q_2^2)(e^{q_2 T} - e^{-q_2 T})}{(\lambda\mu_2 + q_2)^2 e^{q_2 T} - (\lambda\mu_2 - q_2)^2 e^{-q_2 T}}; \quad (5)$$

$$c_2 = \frac{2q_2(q_2 - \lambda\mu_2)e^{-q_2 T}}{(\lambda\mu_2 + q_2)^2 e^{q_2 T} - (\lambda\mu_2 - q_2)^2 e^{-q_2 T}}; \quad (6)$$

$$b_2 = \frac{2q_2(q_2 + \lambda\mu_2)e^{q_2 T}}{(\lambda\mu_2 + q_2)^2 e^{q_2 T} - (\lambda\mu_2 - q_2)^2 e^{-q_2 T}}; \quad (7)$$

$$b_3 = \frac{4q_2\lambda\mu_2 e^{\lambda T}}{(\lambda\mu_2 + q_2)^2 e^{q_2 T} - (\lambda\mu_2 - q_2)^2 e^{-q_2 T}}. \quad (8)$$

Плотность вихревых токов можно определить через векторный потенциал в области ОК

$$\dot{J} = -j\sigma\omega\dot{A}_2. \quad (9)$$

Как видно из уравнений (1)-(9) основными параметрами определяющими формирование вихревых токов являются магнитная проницаемость, электрическая проводимость материала образца и частота возбуждающего тока. Также эти параметры определяют классическую глубину проникновения электромагнитного поля $\delta = \sqrt{2/(\omega\mu\mu_0\sigma)}$.

Результаты исследований. Используя соотношения (1)-(9) было получено распределение плотности вихревого тока в сечении металлического листа (рис.2). Расчет произведен при следующих параметрах: толщина металлического листа – 10 мм; расстояние от проводника до поверхности металла – 0,1 мм; сила возбуждающего тока – 1 А. Распределения получены для двух металлов – немагнитного и ферромагнитного, с одинаковым произведением $\mu\sigma$, то есть с одинаковой классической глубиной проникновения поля. В силу ограниченности статьи приведены результаты расчетов на трех частотах – 100 Гц, 1 кГц, 10 кГц.

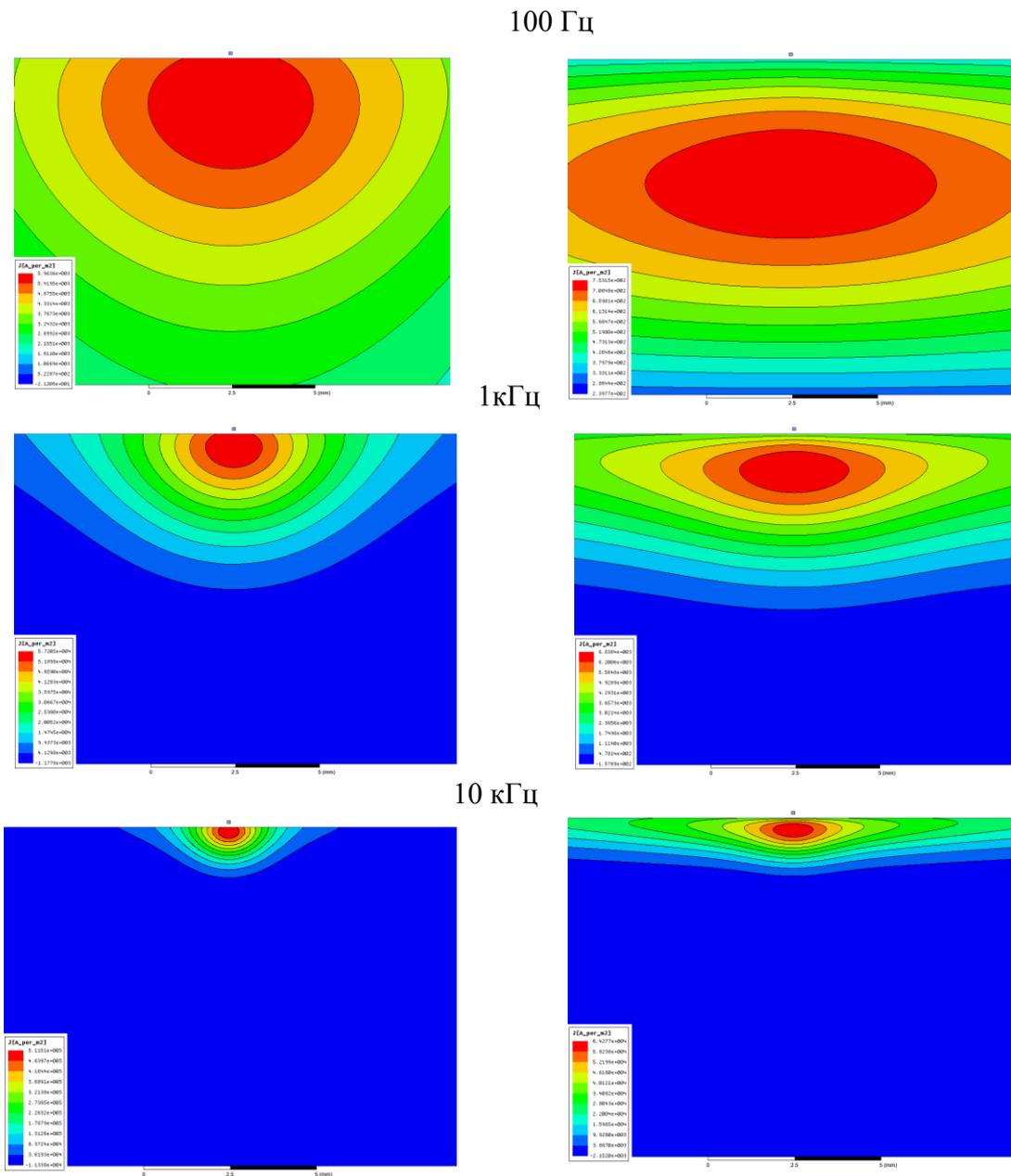


Рис.2. – Распределение плотности индуцированного тока в сечении металлического образца (слева – для немагнитного металла, справа – для ферромагнетика)

Выводы. Для секущей плоскости перпендикулярной возбуждающему току построены графики, позволяющие оценить параметры вихревых токов в толще как неферромагнитного так и ферромагнитного металлов. Обращает на себя внимание тот факт, что максимальное значение плотности вихревого тока находится на некоторой глубине, а не на поверхности ОК. Эта глубина зависит от свойств металла и частоты возбуждающего тока. Для ферромагнитного материала следует отметить большее растекание вихревых токов вблизи поверхности по сравнению с немагнитным металлом. На наш взгляд, приведенный материал показывает сложный характер распределения плотности

вихревых токов. Поэтому для создания наиболее эффективных преобразователей, регистрирующих поля дефектов с возможной их количественной оценкой, необходимо наиболее полно знать закономерности формирования потока, создающего эти поля.

Перспектива дальнейших исследований. При проведении дальнейших работ планируется провести исследования и анализ распределения плотности вихревых токов вблизи поверхностной трещины.

Список литературы: 1. Клюев В.В. Неразрушающий контроль и диагностика [Текст]: справочник / В.В. Клюев, Ф.Р. Соснин, Ковалев А. В. и др.; под ред. В.В. Клюева. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 2005. – 656 с. 2. Ландау Л.Д. Теория поля. / Л.Д. Ландау, Е.М. Лифшиц. Издание 7-е, исправленное. – М.: Наука. – 1988. – 512с. 3. Иродов И.Е. Электромагнетизм. Основные законы / И.Е. Иродов. – 7-е изд. – М.: Бином. Лаборатория знаний. – 2009. – 319 с. 4. Бессонов Л.А. Теоретические основы электротехники. Электромагнитное поле: Учебник для электротехн., энерг., приборостроит. спец. вузов. – 8-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 1986. – 263 с. 5. Федосенко Ю.К. Вопросы теории вихретоковой дефектоскопии накладными преобразователями. Строгое математическое решение двумерных задач. / Ю.К. Федосенко // Дефектоскопия. – 1982. – No2. – с.1-9. 6. Хомяк Ю.В. Вихретоковый дефектоскоп с компенсацией влияния состояния поверхности ферромагнитных металлоизделий [Рукопись]: дис. ... канд. техн. наук : 05.11.13 / Ю.В. Хомяк ; Харьковский политехнический ин-т, нац. техн. ун-т. – Харьков, 2013. – 168 с. 7. Соболев В.С. Накладные и экранные датчики: для контроля методом вихревых токов / Акад.наук.Ин-т автоматизации и электротехники. / В.С. Соболев, Ю.М. Шкарлет. – Новосибирск: Наука, 1967. – 144 с.

Bibliography (transliterated): 1. Klyuev V.V. Nerazrushayuschiy kontrol i diagnostika [Tekst]: spravochnik V.V. Klyuev, F.R. Sosnin, Kovalev A. V. i dr.; Pod red. V.V. Klyueva. – 3-e izd., pererab. i dop. – Moscow: Mashinostroenie, 2005. – 656 p. 2. Landau L.D. Teoriya polya. L.D. Landau, E.M. Lifshits. Izdanie 7-e, ispravlennoe. – Moscow: Nauka. – 1988. – 512 p. 3. Irodov I.E. Elektromagnetizm. Osnovnyie zakonyi I.E. Irodov. – 7-e izd. – Moscow: Binom. Laboratoriya znaniy. – 2009. – 319 p. 4. Bessonov L.A. Teoreticheskie osnovyi elektrotehniki. Elektromagnitnoe pole: Uchebnik dlya elektrotehn., energ., priborostroit. spets. vuzov. – 8-e izd., pererab. i dop. – Moscow: Vyssh. shk., 1986. – 263 p. 5. Fedosenko Yu.K. Voprosyi teorii vihretokovoy defektoskopii nakladnyimi preobrazovatelyami. Strogoe matematicheskoe reshenie dvumernyih zadach. Yu. K. Fedosenko Defektoskopiya. – 1982. – No2. – P.1-9. 6. Homyak Yu.V. Vihretokovyyi defektoskop s kompensatsiey vliyaniya sostoyaniya poverhnosti ferromagnitnyih metalloizdeliy [Rukopis]: dis. ... kand. tehn. nauk : 05.11.13 Yu.V. Homyak ; Kharkovskiy politehnicheskiiy in-t, nats. tehn. un-t. – Kharkov, 2013. – 168 p. 7. Sobolev V.S. Nakladnyie i ekrannyie datchiki: dlya kontrolya metodom vihrevyih tokov Akad.nauk.In-t avtomatiki i elektrometrii. V.S. Sobolev, Yu.M. Shkarlet. – Novosibirsk: Nauka, 1967. – 144 p.

Поступила (received) 25.10.2014

УДК 621.7

В. Л. ХОРОЛЬСКИЙ, ассистент, КрНУ им. М. Остроградского,
Кременчуг

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ НАТЯГА ПРИ БАНДАЖИРОВАНИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ОТРЕЗНЫХ МАТРИЦ

В работе определены величины натяга при бандажировании твердосплавных отрезных матриц, что позволяет исключить появление растягивающие тангенциальные напряжений в процессе отрезки. Предложена методика расчёта необходимой величины натяга по величине максимального

© В. Л. Хорольский, 2014

радиального перемещения точек срединной поверхности матрицы, вызываемого системой сил в процессе отрезки. Подсчитаны необходимые величины натягов при запрессовке твердосплавных вырубных матриц в стальные обоймы. Полученные результаты показали, что можно применять посадки с небольшим натягом. Запрессовку можно производить без предварительного подогрева обоймы. Рекомендуется посадочную (контактную) поверхность делать конусной с односторонним углом $1^\circ \dots 1^\circ 30'$. **Ключевые слова:** бандажирование, твердосплавные материалы, напряжения.

Введение. Ускорение роста производительности обработки металлов давлением на предприятии возможно за счёт механической обработки кромки в специальных штампах на оборудовании для листовой штамповки – прессах. Высокая производительность, отработанные технологии позволяют получать высокое качество при невысокой квалификации персонала. Но применение листоштамповочных операций даёт положительный экономический эффект только при значительной стойкости штампового инструмента; при низкой его стойкости неизбежны частые смены рабочих деталей, переналадки штампов, простои оборудования, достигающие 50% времени. Одним из способов значительного повышения стойкости штампов является оснащение их твердыми сплавами. Но высокая износостойкость твердых сплавов ещё не гарантирует длительной работы их в штампах вследствие выкрашивания режущих кромок, поломки, появления трещин и т.п.

Для правильного проектирования штамповой оснастки необходимо иметь ясное представление о механике процесса отрезки и нагрузках, действующих на рабочий инструмент, а также о напряжениях, возникающих в нем при отрезке. Необходимо учитывать специфические требования к конструкции штампа, вытекающие из особенности свойств твердых сплавов.

Для штампов, рабочие детали которых изготовлены из твердых сплавов, необходимым требованием является почти полное отсутствие в них растягивающих напряжений. Это достигается повышением жесткости опорных плит [1] и бандажированием твердосплавных деталей.

В связи с этим работа по определению величины натяга при бандажировании твердосплавных отрезных матриц является актуальной.

Анализ предыдущих исследований. Вопросам исследования твердосплавных штампов, конструктивного решения отдельных его деталей уделено большое внимание в работах [2–4] и др.

Исследования, проведенные Н.К. Фотеевым [2] доказывают, что характер изменения усилий отрезки в зависимости от зазора между режущими элементами штампа при штамповке материалов с использованием твердосплавных штампов аналогичен таковому при штамповке этих материалов стальными штампами. Но усилие вырезки твердосплавными штампами ниже усилия отрезки при использовании стальных штампов. Это обуславливается различием коэффициентов трения скольжения стали по стали

и твердого сплава по стали.

При отрезке на матрицу действует система сил, вызывающая в ней тангенциальные растягивающие и радиальные сжимающие напряжения. Появление растягивающих напряжений особенно опасно для твердосплавных матриц, так как твердые сплавы плохо работают на растяжение.

Для предупреждения появления растягивающих напряжений твердосплавные матрицы запрессовывают в стальные обоймы. Метод предварительно напряженных цилиндрических конструкций теоретически хорошо разработан и применяется для повышения прочности и уменьшения веса труб, орудийных стволов, сосудов высокого давления, контейнеров для прессования и т.п. Применительно к матрицам штампов для объёмной штамповки расчётная методика разработана в работах [3], [4], [5] и др.

Исходным параметром в этих расчётах является величина рабочего давления на внутреннюю стенку матрицы. По аналогии при расчёте величины натяга при бандажировании вырубных матриц последняя принимается как толстостенная обечайка, находящаяся под действием равномерно распределенного внутреннего давления, состоящего из двух слагаемых: распирающего усилия при отрезке и давления застрявшего в матрице отрезанного металла на её стенки [6].

Силы, действующие на торцовых поверхностях матрицы, в расчёт не принимаются.

По данным технологических рекомендаций, в т.ч. [7], величина натяга при бандажировании твердосплавных отрезных матриц рекомендуется настолько большой, что запрессовка может производиться только после предварительного нагрева обоймы до температуры 370°...400°С. Это вызывает большие затруднения.

Цель настоящей работы – определение величины натяга при бандажировании твердосплавных отрезных матриц.

Материал и результаты исследований. В действительности на отрезную матрицу действует система сил, представленная на рис. 1, а.

Сжимающие тангенциальные напряжения, вызванные запрессовкой, должны быть равны или больше растягивающих напряжений, вызванных системой сил при отрезке, т.е. внутренняя поверхность матрицы не должна получать положительных радиальных перемещений – положительному значению U соответствует перемещение точек на большее расстояние от центра матрицы.

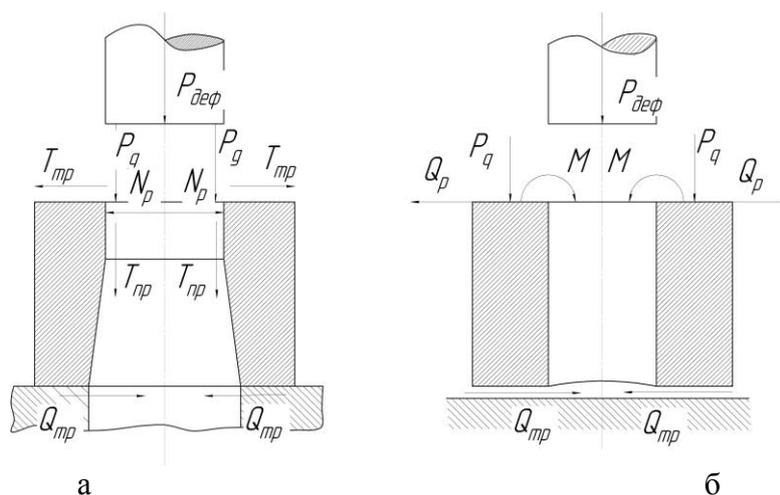


Рис. 1 – Схемы нагрузок, действующих на твердосплавную матрицу при отрезке:
а – действительная система сил; б – расчётная схема

Чтобы точки внутренней поверхности матрицы не получали радиального положительного перемещения в процессе отрезки, необходимо при запрессовке матрицы в обойму обеспечить величину контактного давления P_K , равную [8].

$$P_K = -U_b E_1 \frac{1 - K_1^2}{2r_1}, \quad (1)$$

где U_b – радиальное перемещение точки на внутренней поверхности матрицы;

E_1 – модуль упругости материала матрицы;

K – отношение предела прочности при растяжении к пределу прочности при сжатии.

Величина натяга для такого контактного давления определится из выражения:

$$\delta = U_b \frac{1 - K_1^2}{2K_1} \left[\left(\frac{1 + K_1^2}{1 - K_1^2} - \mu_1 \right) + \frac{E_1}{E_1} \left(\frac{1 + K_1^2}{1 - K_1^2} + \mu_2 \right) \right], \quad (2)$$

где μ – коэффициент жесткости.

Для определения радиальных перемещений, вызываемых действием системы сил при отрезке, в первом приближении можно воспользоваться методикой расчёта на прочность цилиндрических оболочек [9].

Дифференциальное уравнение радиального прогиба оболочки под действием осесимметричных нагрузок и нагрева будет иметь следующий вид:

$$D \frac{d^4 U}{dx^4} + \frac{E_1 S}{a^2} = g + \frac{E_1 S}{a} \alpha T_0 - D(1 + \mu_1) \frac{d^2}{dx^2} \left(\alpha \frac{\Delta T}{S} \right) \quad (3)$$

где g – распределенная нагрузка, приложенная к срединной поверхности оболочки;

D – цилиндрическая жесткость:

$$D = \frac{E_1 S^2}{12(1 - \mu_1^2)} \quad (4)$$

При расчёте следует различать данные и короткие цилиндрические оболочки. Основное отличие длинных оболочек состоит в том, что можно пренебречь влиянием нагрузок, приложенных к одному краю, на напряженное состояние возле другого края. Оболочку можно считать длинной, если параметр оболочки $\beta l \geq 3$,

$$\beta = \frac{\sqrt{3(1 - \mu_1^2)}}{\sqrt{aS}} \quad (5)$$

Учитывая, что размеры твердосплавных отрезных матриц [7] имеют параметр $\beta l \geq 3$, при расчёте следует учитывать условия закрепления по обоим краям оболочки-матрицы.

При отсутствии температурных напряжений ($T_0 = 0$; $\Delta T = 0$) решение уравнения (3) для короткой оболочки может быть представлено в следующей форме:

$$U_x = U_{(0)} K_0(\beta x) + \frac{1}{\beta} \frac{dU}{dx}(0) K_1(\beta x) + \frac{1}{\beta^2} \frac{d^2U}{dx^2}(0) K_2(\beta x) + \frac{1}{\beta^3} \frac{d^3U}{dx^3}(0) K_3(\beta x) + \frac{1}{\beta^3 D_0} \int_0^x K_3[\beta(x - x_1)] f(x_1) dx_1, \quad (6)$$

где $K_0(\beta x)$, $K_1(\beta x)$, $K_2(\beta x)$, $K_3(\beta x)$ – функции А.Н. Крылова, определяемые равенствами, которые можно брать из таблиц [9].

Функция $f(x)$ представляет собой правую часть уравнения (3).

Для возможности использования основных случаев расчёта коротких цилиндрических оболочек реальную систему сил, действующую на матрицу при отрезке, можно, без большой погрешности, заменить условной расчётной схемой, представленной на рис. 1, б.

Распирающую силу N_p и силу T_{mp} заменим нагрузкой Q_p равномерно распределенной по периметру срединной окружности на верхнем торце матрицы. Приложенные по режущей кромке матрицы усилие деформации P_g и усилие проталкивания застрявшего отрезанного металла T_p заменим изгибающим моментом M и нагрузкой P_q равномерно распределенными по периметру срединной окружности. На нижнем торце матрицы действует равномерно распределенная сила трения Q_{mp} .

К условиям работы твердосплавной отрезной матрицы наиболее подходит схема, при которой нижний торец оболочки закреплен по скользящей заделке, а верхний – свободный.

Используя принцип независимости действия сил, расчётная схема разобьётся на четыре простых случая, представленных на рис. 2.

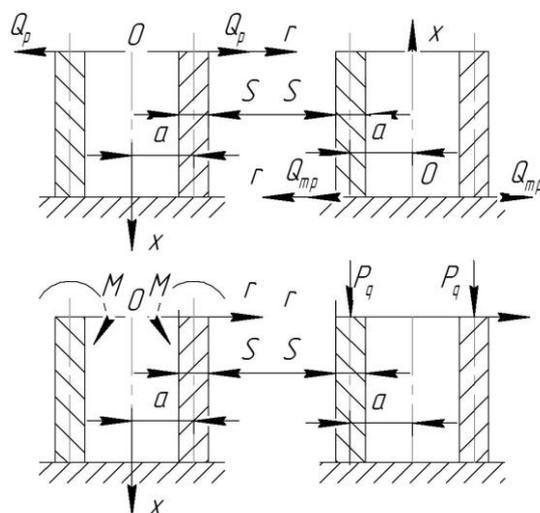


Рис. 2 – Схемы для расчёта коротких цилиндрических оболочек, необходимые для определения перемещений точек матрицы в процессе отрезки

Тогда радиальное перемещение точек срединной поверхности матрицы будет

$$U_{cp} = U_1 + U_2 + U_3 + U_4, \tag{7}$$

где U_1 – радиальное перемещение точек срединной поверхности матрицы, вызываемое действием нагрузки Q ;

$$U_1 = \frac{Q_p}{D\beta^3} [\varphi_1 K_0(\beta x) - \psi_1 K_1(\beta x) + K_3(\beta x)] \tag{8}$$

U_2 – радиальное перемещение точек срединной поверхности матрицы, вызываемое действием нагрузки:

$$U_2 = \frac{Q_{mp}}{D\beta^3} [\varphi_2 K_0(\beta x) - \psi_2 K_1(\beta x) + K_3(\beta x)] \tag{9}$$

U_3 – радиальное перемещение точек срединной поверхности матрицы, вызываемое действием изгибающего момента M

$$U_3 = -\frac{M}{D\beta^3} [\varphi_3 K_0(\beta x) - \psi_{31} K_1(\beta x) + K_2(\beta x)] \tag{10}$$

U_4 – радиальное перемещение точек срединной поверхности матрицы, вызываемое действием нагрузки

$$U_4 = \mu_1 \frac{2P_q \cdot a^2}{E_1(r_2^2 - r_1^2)} \quad (11)$$

Коэффициенты $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$ и ψ_1, ψ_2, ψ_3 определяются по формулам:

$$\begin{cases} \varphi_1 = \frac{K_0^2 + 4K_2^2}{4(K_0K_1 + 4K_2K_3)}; \psi_1 = \frac{K_1K_2 - K_0K_3}{K_0K_1 + 4K_2K_3}; \\ \varphi_2 = \frac{K_0^2 + 4K_1K_3}{4(K_0K_1 + 4K_2K_3)}; \psi_2 = \frac{K_1^2 - K_0K_2}{K_0K_1 + 4K_2K_3}; \\ \varphi_3 = \frac{K_1K_2 - K_0K_3}{K_0K_1 + 4K_2K_3}; \psi_3 = \frac{K_1^2 + 4K_3^2}{K_0K_1 + 4K_2K_3} \end{cases} \quad (12)$$

В выражениях (12) значения функций Крылова при $x=l$ обозначены соответственно через K_0, K_1, K_2 и K_3

Значения сил и момента, приложенные на единицу длины окружности срединной поверхности матрицы; в выражениях (8), (9), (10) и (11) могут быть найдены из следующих соотношений:

$$\begin{cases} P_q = \frac{P_{def}}{2\pi a}; \\ Q_p = \lambda P_q; \\ Q_{mp} = f P_q; \\ M = P_q \frac{S}{2} \end{cases} \quad (13)$$

где λ – коэффициент пропорциональности между усилием деформации и суммой сил N_p и T_{mp}

По данным Б.П. Звороно [10] для матриц с цилиндрическим пояском $\lambda = 0,3 \dots 0,4$; f – коэффициент трения матрицы по подкладке (плите).

По известным радиальным перемещениям точек срединной поверхности матрицы необходимо перейти к радиальным перемещениям точек внутренней поверхности. Используя зависимость между радиальным перемещением и внутренним давлением толстостенного цилиндра [8], по найденному по формуле (7) радиальному перемещению можно определить внутреннее давление, вызывающее данное радиальное перемещение. По найденному давлению легко определить перемещение как внутренней, так и наружной поверхности.

Зависимость для определения радиального перемещения внутренней поверхности матрицы по известному перемещению её срединной поверхности будет иметь вид:

$$U_b = 2U_{cp} \frac{1+K_1}{K_1} \frac{\left(1-K_1^2\right)\left(\frac{1+K_1^2}{1-K_1^2}+\mu_1\right)}{(1-\mu_1)(1+K_1)^2+4(1+\mu_1)} \quad (14)$$

Подставляя уравнение (14) в (2), окончательно получаем выражение для определения необходимой величины натяга при бандажировании отрезных матриц:

$$\delta = 2U_{cp} \left(\frac{1-K_1^2}{K_1}\right)^2 \frac{\left(1+K_1\right)\left(\frac{1+K_1^2}{1-K_1^2}+\mu_1\right)}{(1-\mu_1)(1+K_1)^2+4(1+\mu_1)} \times \left[\left(\frac{1+K_1^2}{1-K_1^2}-\mu_1\right) + \frac{E_1}{E_2}\left(\frac{1+K_1^2}{1-K_1^2}+\mu_1\right)\right] \quad (15)$$

По вышеизложенной методике были подсчитаны необходимые величины натягов при запрессовке твердосплавных вырубных матриц в стальные обоймы. Размеры матриц и обойм принимались по рекомендациям [7] в зависимости от толщины вырезаемого металла. Результаты расчётов приведены в табл.

При расчётах принимались: материал матрицы – ВК-20, модуль упругости – $E = 5 \cdot 10^6$ МПа [7], коэффициент Пуассона – $\mu_l = 0,22$ [11]. Соппротивление отрезаемого металла срезу $\sigma_{\varphi} = 600$ МПа.

Результаты подсчётов увеличены на поправочный коэффициент $m = 1,3$, величина которого найдена экспериментально.

Таблица. Результаты расчета величин натягов при бандажировании твердосплавных матриц

No	Толщина металла, мм	Усилие деформации, кН	Размеры матрицы, мм			K_1	K_2	U_{cp} , мк	Расчетная величина натяга δ , мк	Величина натяга по РТМ, мк
			d_1	d_2	l					
1	3	280	38,5	65	18	0,6	0,425	6,97	52	130...160
2	5	470	38,5	70	20	0,65	0,375	9,5	58	130...160

Выводы. Таким образом, в результате проведенных исследований определены величины натяга при бандажировании твердосплавных отрезных матриц, что позволяет исключить появление растягивающие тангенциальные напряжений в процессе отрезки. Предложена методика расчёта необходимой величины натяга по величине максимального радиального перемещения точек срединной поверхности матрицы, вызываемого системой сил в процессе отрезки.

Полученные результаты показали, что необходимая для безопасной работы твердосплавных отрезных матриц величина натяга при запрессовке их в стальные обоймы меньше рекомендуемой РТМ 112-63 [7]. Можно применять посадки с небольшим натягом. Запрессовку можно производить без предварительного подогрева обоймы.

Так как при запрессовке твердосплавных матриц по цилиндрической контактной поверхности происходит срезание неровностей и гребешков или даже снятие стружки, рекомендуется посадочную (контактную) поверхность делать конусной с односторонним углом $1^\circ \dots 1^\circ 30'$. Преимущества матриц с конической посадочной поверхностью подтверждаются опытом применения таких штампов на машиностроительных предприятиях.

Сделанные выводы и рекомендации относятся только к отрезным твердосплавным матрицам при толщине отрезаемого материала до 25 мм. В процессе одновременной отрезки матрица испытывает только напряжения сжатия. Поэтому применение твердых сплавов для матриц в этом случае не имеет практических ограничений.

Список литературы: 1. Степанский Л.Г. Расчеты процессов обработки металлов давлением / Л.Г. Степанский. – М.: Машиностроение, 1979. – 213 с. 2. Фотеев Н.К. Высокостойкие штампы / Н.К. Фотеев. – М.: Машиностроение, 1965. – 259 с. 3. Трахтенберг Б.Ф. Стойкость штампов и пути ее повышения / Б.Ф. Трахтенберг. – Куйбышев: Кн. изд-во, 1964. – 280 с. 4. Schaudlich S. Feztigundstechnik und Betzieb, N№ 9, 11, 12 1959. 5. Мишунин В.А. Теория и практика процесса холодного выдавливания / Мишунин В.А. – М.: Машиностроение, 1993. – 320 с. 6. Хмара С.М. О причинах выкрашивания твердосплавных вырезных матриц / С.М. Хмара, В.П. Смолянинов, А.А. Коломойцев // Кузнечно-штамповочное производство. – № 8, 1965. – С. 21-23. 7. ТМ 112-63. Штампы для холодной штамповки, оснащенные твердыми сплавами. Расчеты и конструирование. – Изд-во стандартов, 1964. 8. Пономарев С.Д. Расчеты на прочность в машиностроении / С.Д. Пономарев, В.Л. Бидерман и др. – М.: Машгиз, 1959. – 1118 с. 9. Биргер И.А. Расчет на прочность деталей машин. Справочное пособие. 2-е изд. / И.А. Биргер, Б.Ф. Шорр, Р.М. Шнейдерович. – М.: Машиностроение, 1966. – 616 с. 10. Звороно Б.П. Расчет и конструирование штампов для холодной штамповки / Б.П. Звороно. – М.: Машгиз, 1949. – 196 с. 11. Третьяков В.И. Металлокерамические твердые сплавы: физико-химические основы производства, свойства и области применения / В.И. Третьяков. – М.: Металлургиздат, 1962. – 592 с.

Bibliography (transliterated): 1. Stepanskiy L.G. *Raschetyi protsessov obrabotki metallov davleniem*. Moscow: Mashinostroenie, 1979, 213. Print. 2. Foteev N.K. *Vyisokostoykie shtampyi*. Moscow: Mashinostroenie, 1965, 259. Print. 3. Trahtenberg B.F. *Stoykost shtampov i puti ee povyisheniya*. Kuybyishev: Kn. izd-vo, 1964, 280. Print. 4. Schaudlich S. *Feztigundstechnik und Betzieb*, N№ 9, 11, 12 1959. 5. Mishunin V.A. *Teoriya i praktika protsessa holodnogo vyidavlivaniya*. – Moscow: Mashinostroenie, 1993, 320. Print. 6. Hmara S.M., Smolyaninov V.P. and Kolomoytsev A.A. *O prichinah vyikrashivaniya tverdospлавnyih vyireznyih matrity*, *Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo*, No. 8, 1965, PP. 21–23. Print. 7. ТМ 112-63. *Shtampyi dlya holodnoy shtampovki, osnashchennyye tverdymi splavami. Raschetyi i konstruirovaniye*, 1964. 8. Ponomarev S.D., Biderman V.L., et al. *Raschoty na prochnost v mashinostroenii*. Moscow: Mashgiz, 1959, 1118. Print. 9. Birger I.A., Shorr B.F., and Shneyderovich R.M. *Raschet na prochnost detaley mashin. Spravochnoe posobie*. 2-e izd. Moscow: Mashinostroenie, 1966, 616. Print. 10. Zvorono B.P. *Raschet i konstruirovaniye shtampov dlya holodnoy shtampovki*. Moscow: Mashgiz, 1949, 196. Print. 11. Tretyakov V.I. *Metallokeramicheskie tverdyye splavy: fiziko-himicheskie osnovy proizvodstva, svoystva i oblasti primeneniya*. – Moscow: Metallurgizdat, 1962, 592. Print.

Надійшла (received) 30.10.2014

УДК 621.923

В. Г. ШКУРУПІЙ, канд. техн. наук, ХНЭУ;

Ф. В. НОВИКОВ, докт. техн. наук, ХНЭУ;

А. Г. КРЮК, канд. техн. наук, ХНЭУ, Харьков

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ЗЕРНИСТОСТИ АБРАЗИВА НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ

В работе с позиции теории вероятностей получены аналитические зависимости для определения параметров шероховатости поверхности при абразивной обработке, рассматривая режущие зерна в форме сферы. Произведена оценка влияния зернистости абразивных зерен на шероховатость поверхности. Теоретически установлено, что с уменьшением зернистости абразивного порошка параметры шероховатости поверхности уменьшаются фактически по линейной зависимости. Это указывает на возможность фактически неограниченного уменьшения шероховатости поверхности с уменьшением зернистости абразивного порошка. Установлено также существенное влияние скорости радиальной подачи на шероховатость поверхности.

Ключевые слова: абразивная обработка, абразивное зерно, зернистость, шероховатость поверхности, скорость радиальной подачи.

Введение. Как известно, шероховатость поверхности при обработке свободным абразивом зависит в основном от зернистости абразива: чем она меньше, тем меньше высота образующихся микронеровностей на обрабатываемой поверхности. Этим обусловлено широкое применение абразивной обработки на финишных операциях с целью достижения высоких показателей шероховатости поверхности. Однако при этом важно знать предельные возможности уменьшения высоты микронеровностей на обрабатываемой поверхности с уменьшением зернистости абразива, т.е., по сути, границы применимости методов обработки свободным абразивом, что требует проведения дальнейших исследований.

Анализ последних достижений и литературы. В работах [1 – 3] предложен теоретико-вероятностный подход к математическому описанию параметров шероховатости поверхности при абразивной обработке. Получены зависимости для определения параметров шероховатости поверхности при обработке свободным абразивом, однако в них отсутствует зернистость абразива, что не позволяет выявить и обосновать условия уменьшения шероховатости поверхности. В связи с этим, представляется актуальной задача разработки новой математической модели определения параметров шероховатости поверхности с позиции теории вероятностей с учетом зернистости абразива.

Цель работы, постановка проблемы. Целью работы является теоретическое определение условий уменьшения шероховатости поверхности при абразивной обработке с учетом зернистости абразива.

Матеріали дослідження. Як показує практика абразивного полірування, зернистість зерен оказує домінуюче впливання на шероховатість поверхності. Поэтому важно оценить роль зернистости зерен в формировании шероховатости поверхности. Для этого необходимо моделировать абразивные зерна в форме сферы. Тогда профиль проекции зерна на плоскость обрабатываемого образца будет описываться окружностью с радиусом R , уравнение которой в системе координат $x'o'y'$ имеет вид: $x'^2 + y'^2 = R^2$. Длина проекции зерна равна: $2x' = 2 \cdot \sqrt{R^2 - y'^2}$. Соответственно элементарная функция $\Phi_i(y')$, определяющая вероятность неуглубленного с обрабатываемой поверхности металла (оставшегося в виде микронеровностей)

описується (рис. 1) [4]: $\Phi_i(y') = 1 - \frac{2 \cdot \sqrt{R^2 - y'^2}}{B}$; $\Phi_i(y) = 1 - \frac{2 \cdot R \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}}{B}$, заміняючи y' на $y = R - y'$.

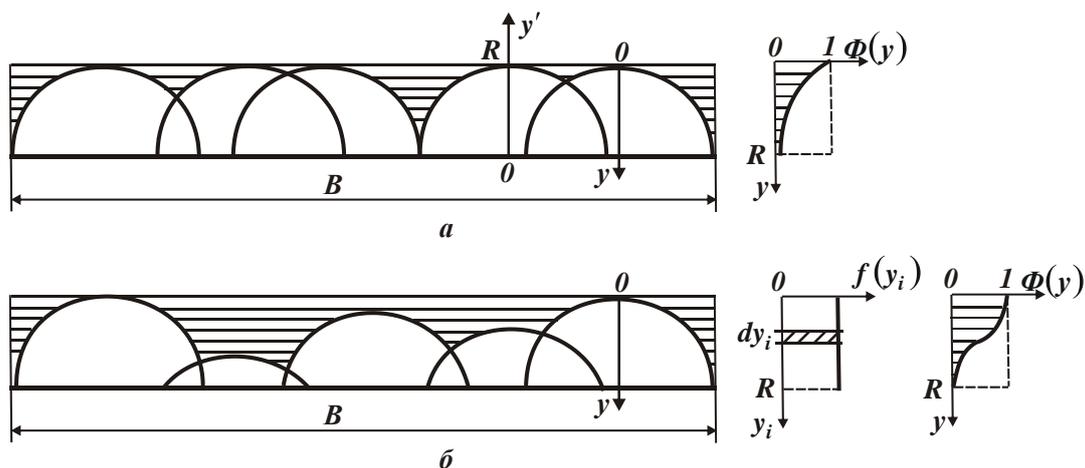


Рис. 1 – Схеми наложения проекций зерен на плоскость обрабатываемого образца при скорости радиальной подачи: а – при $S_{rad}=0$ и б – при $S_{rad}>0$

Суммарная вероятностная функция $\Phi(y)$ описується залежністю [4]:

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = \left[1 - \frac{2 \cdot R \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}}{B} \right]^n = e^{-\frac{2 \cdot R \cdot n}{B} \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}} = e^{-N \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}}, \quad (1)$$

где $N = \frac{2 \cdot R \cdot n}{B}$ – число, определяющее во сколько раз суммарная длина оснований проекций n зерен на вертикальную плоскость $2 \cdot R \cdot n$ будет больше ширины обрабатываемого образца B на уровне $y = R$.

Расчетами установлено, что с увеличением величины y/R функция $\Phi(y)$ уменьшается тем интенсивнее, чем больше число N (рис. 2).

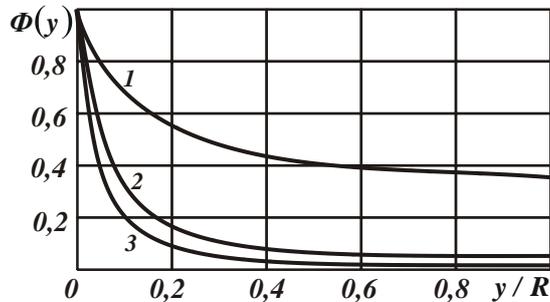


Рис. 2 – Функция $\Phi(y)$ для различных значений N : 1 – $N=1$; 2 – $N=3$; 3 – $N=4$

Положение средней линии $y = a$, которая разделяет микропрофиль обработанной поверхности на две части таким образом, что заштрихованные на рис. 4 площади F_1 и F_2 равны между собой, определяется зависимостью [4]:

$$a = \int_0^{R_{max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{max}} e^{-\frac{2 \cdot R \cdot n}{B} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{y}{R}\right)^2}} \cdot dy. \quad (2)$$

Наибольшая впадина микропрофиля соответствует $y=0$, а наибольший выступ микропрофиля – $y=R_{max}$. Параметр шероховатости поверхности R_a (рис. 3) определяется:

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{max}} \Phi(y) \cdot dy = 2 \cdot \int_a^{R_{max}} e^{-\frac{2 \cdot R \cdot n}{B} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{y}{R}\right)^2}} \cdot dy. \quad (3)$$

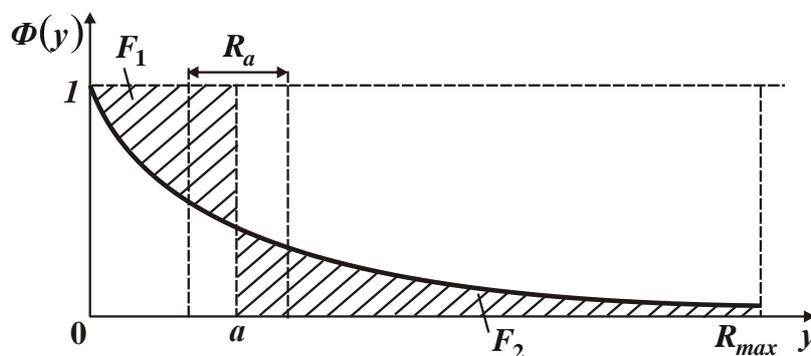


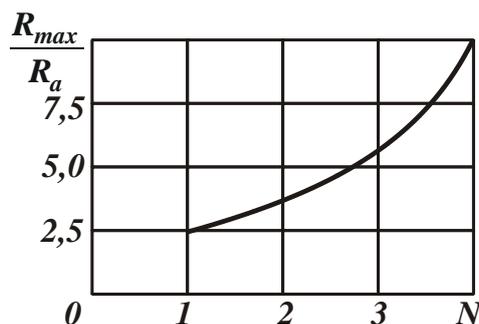
Рис. 3 – Расчетная схема параметра шероховатости поверхности R_a .

Однако, вычислить интегралы (2) и (3) сложно. Поэтому расчет параметров a и R_a следует произвести численным методом с учетом того, что параметр a определяется из условия равенства площадей $F_1 = F_2$ (рис. 3), а параметр R_a определяется зависимостью $R_a = 2 \cdot F_2$, где $F_2 = \int_a^{R_{max}} \Phi(y) \cdot dy$. Отсчет площади F_1 следует производить в направлении оси ou (рис. 3), а площади F_2 – в обратном направлении, начиная с $y/R_{max}=1$. Площади F_1 и F_2 необходимо определять по зависимостям: $F_1 = \sum_{i=1}^{10} [1 - \Phi_i(y)] \cdot \Delta y$; $F_2 = \sum_{j=1}^{10} \Phi_j(y) \cdot \Delta y$, где $\Delta y = 0,1 \cdot R$ – интервал разбиения по координате y ; $j = 10 - i$ – количество разбиений; значения функции $\Phi_i(y)$ принимаются из рис. 2.

Результаты исследований. Расчетами установлено, что с увеличением N отношения a/R и R_a/R уменьшаются (табл.), что связано с увеличением количества абразивных зерен, участвующих в формировании шероховатости поверхности. С увеличением N отношение R_{max}/R_a (принимая $R = R_{max}$) увеличивается, рис. 4. Традиционные для абразивной обработки значения $R_{max}/R_a = 4 \dots 6$ достигаются при $N = 2 \dots 3$.

Таблица. Расчетные значения a/R и R_a/R

N	1	3	4
a/R	0,45	0,15	0,05
R_a/R	0,4	0,18	0,1

Рис. 4 – Зависимость R_{max}/R_a от N

Расчетами установлено, что при $N=4$ параметр R_a в 20 раз меньше зернистости абразива D : при $D=1$ мкм можно обеспечить $R_a=0,05$ мкм. Однако, на параметр R_a оказывает влияние скорость радиальной подачи $S_{рад}$. Поэтому важно ее учесть в расчетах, условно рассматривая разновысотное

расположение вершин зерен с учетом функции $\Phi_i(y) = 1 - \frac{2 \cdot R \cdot \sqrt{1 - \frac{[R - (y - y_i)]^2}{R^2}}}{B}$, где y_i – координата вершины зерна ($0 \dots y$). Тогда суммарная вероятностная функция $\Phi(y)$ с учетом $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$; $f(y_i) = 1/R$ определится:

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\frac{2 \cdot R}{B} \cdot \sum_{i=1}^n \sqrt{1 - \frac{[R - (y - y_i)]^2}{R^2}} \cdot dn_i} = e^{-\frac{N}{2} \left[\arccos\left(1 - \frac{y}{R}\right) - \left(1 - \frac{y}{R}\right) \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2} \right]}. \quad (4)$$

Как следует из рис. 5, функция $\Phi(y)$ с увеличением величины y/R уменьшается, принимая большие значения по сравнению со значениями, полученными для $S_{\text{рад}}=0$. Этим показано, что наличие радиальной подачи увеличивает значения $\Phi(y)$ и увеличивает параметры шероховатости поверхности.

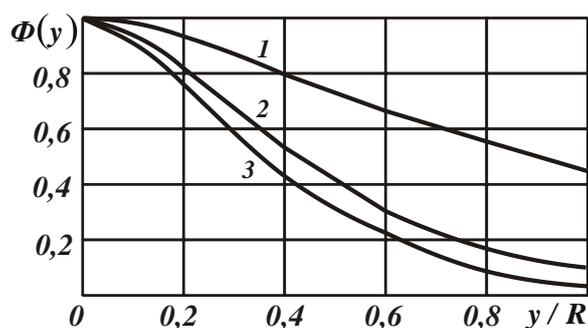


Рис. 5 – Функция $\Phi(y)$ для различных значений N : 1 – $N=1$; 2 – $N=3$; 3 – $N=4$

Установлено, что при моделировании абразивных зерен в виде сферы параметры шероховатости поверхности принимают меньшие значения по сравнению со случаем, когда абразивные зерна моделируются в виде конуса. Это приближает расчетные данные к практическим данным.

Выводы. В работе с позиции теории вероятностей получены аналитические зависимости для определения параметров шероховатости поверхности при абразивной обработке, рассматривая режущие зерна в форме сферы. Произведена оценка влияния зернистости зерен на шероховатость поверхности. Теоретически установлено, что с уменьшением зернистости абразива параметры шероховатости поверхности уменьшаются фактически по линейной зависимости.

Список литературы: 1. Королев А.А. Современная технология формообразующего суперфиниширования поверхностей деталей сложного профиля / А.А. Королев. – Саратов: Сарат. гос. техн. ун-т, 2001. – 156 с. 2. Королев А.А. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А.А. Королев. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1975.

– 212 с. **3.** Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. – Саратов, 1979. – 232 с. **4.** Новіков Ф.В. Математична модель визначення шорсткості поверхні при абразивній обробці / Ф.В. Новіков, В.В. Нежебовський, В.Г. Шкурупій // Вісник НТУ «ХПІ». Збірник наукових праць. Серія: Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Х.: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 5 (979). – С. 199-210.

Bibliography (transliterated): **1.** Korolev A.A. Sovremennaya tekhnologiya formoobrazuyushego superfinishirovaniya poverkhnostey detaley slozhnogo profilya A.A. Korolev. – Saratov: Sarat. gos. tekhn. un-t, 2001. – 156 p. **2.** Korolev A.A. Issledovanie protsessov obrazovaniya poverkhnostey instrumenta i detali pri abrazivnoy obrabotke A.A. Korolev. – Saratov: Sarat. un-t, 1975. – 212 p. **3.** Novoselov Y.K. Dinamika formoobrazovaniya poverkhnostey pri abrazivnoy obrabotke Y.K. Novoselov. – Saratov: Sarat. un-t, 1979. – 232 p. **4.** Novikov F.V. Matematichna model vyznachennia shorstkosti poverkhni pry abrazivniy obrobtsti F.V. Novikov, V.V. Nezhebovskiy, V.G. Shkurupiy Visnyk NTU «KhPI». Zbirnyk naukovykh prats. Seriya: Matematychnе modeliuвання v tekhnitsi ta tekhnologiyakh. – Kharkiv: NTU «KhPI». – 2013. – No 5 (979). – P. 199–210.

Поступила (recieved) 23.10.2014

ЗМІСТ

Алиева Л. И., Абхари П. Б., Гончарук К. В. Определение величины утяжины в процессе радиально-продольного выдавливания в разъемных матрицах.....	3
Баглюк Г. А., Толочин О. І., Толочина О. В., Яковенко Р. В., Вплив технологічних режимів гарячого штампування на структуру та властивості порошкових інтерметалідів Fe ₃ Al.....	8
Боровик П. В., Селезнев М. Е. Оценка скорости резки листа дисковыми ножами.....	15
Брижан Т. М., Дитиненко С. А. Теоретический анализ условий повышения точности обработки при развертывании отверстий.....	21
Гринкевич В. А., Чухлеб В. Л., Банашек Г., Ашкелянец А. В. Теоретические исследования кузнечной операции протяжки при использовании схемы деформации «проходами».....	28
Жбанков Я. Г. Моделирование изменений микроструктуры металла в процессе горячего пластического деформирования.....	34
Забара А. С. Методика трехмерного математического моделирования процесса формообразования гнутых профилей замкнутого сечения.....	39
Загорянский В.Г., Шаповал А.А., Мосьпан Д.В. К вопросу о минимизации деформаций при термической обработке износостойкого плакированного проката.....	46
Зальвовский О. Ю., Кузьменко В. И. Анализ технологических процессов штамповки ступенчатых, коленчатых и эксцентриковых валов высадкой со сдвигом.....	56
Калюжний В. Л., Куліков І. П., Олександренко Я. С. Форма та розміри, напружено-деформований стан zdeформованих заготовок при холодній відкритій роздачі трубчастих заготовок з різною відносною товщиною.....	62
Калюжний О. В. Напружено-деформований стан заготовок при роздачі трубчастих заготовок традиційним конусним пуансоном та пуансоном спеціального профілю.....	70
Каргин Б. С., Каргин С. Б., Бурлуцкий А. С. Исследование эффективности технологических смазок при горячей штамповке жаропрочных сплавов.....	80
Кухарь В. В. Закономерности развития деформаций при изгибе цилиндрических заготовок продольно приложенными силами.....	85
Маковей В. О., Мельник В. С., Проценко П. Ю. Перспективи удосконалення технологічних процесів профілювання гвинтових канавок на трубах.....	93
Мороз Н. Н. Проблемы пассажирских перевозок транспортом общего пользования г. Кременчуг.....	103
Носуленко В. І., Шмельов В. М. Електророзрядна обробка листових деталей як нові можливості і високоефективна альтернатива традиційним технологіям.....	108

Пиманов В. В. Холодное выдавливание полости матрицы для аппаратов высокого давления в условиях действия дифференцированного противодействия.....	115
Планковский С. И., Павленко А. А. Исследование изменения энергетических параметров машины импульсного брикетирования (МИБ) в процессе её прогрева.....	121
Романюк Р. Я., Толок А. О. Силовая умова сталості процесу холодної тонколистової прокатки.....	128
Рудюк А. С., Пыхтин Я. М., Иванисенко Л. И., Беспясова А. С. Технические требования к высококачественным рельсам для магистральных железных дорог	136
Рябенков И. А., Новиков Ф. В. Теоретические исследования энергоёмкости механической обработки и определение условий её уменьшения.....	145
Савелов Д. В. Исследования динамики процесса прессования металлического порошка на вибростеле с «жесткой» матрицей и одновременным статическим пригрузением.....	150
Соболь М. А., Даниленко В. Я., Северин, А. Ю., Колтакова А. А. Анализ работы паровоздушных штамповочных молотов в зависимости от используемого энергоносителя.....	157
Стрельчук Р. М., Власенко С. В. Повышение эффективности процесса плоского шлифования на основе анализа влияния динамических факторов.....	165
Сучков Г. М., Хомяк Ю. В., Глоба С. Н., Слободчук А. Ю. Распределение плотности вихревых токов в металлическом образце, возбуждаемых полем линейного тока.....	170
Хорольский В. Л. Определение величины натяга при бандажировании твердосплавных отрезных матриц.....	175
Шкурупий В. Г., Новиков Ф. В., Крюк А. Г. Оценка влияния зернистости абразива на шероховатость поверхности. при абразивной обработке.....	184

РЕФЕРАТИ

УДК 621.771

Определение величины утяжины в процессе радиально-продольного выдавливания в разъемных матрицах / Л.И. Алиева, П.Б. Абхари, К.В. Гончарук // Вісник НТУ «ХП». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХП». – 2014. – № 44 (1087). – С. 3–7. Бібліогр.: 6 назв.

Розглянутий процес комбінованого радіально-поздовжнього видавлювання пустотілих деталей в роз'ємних матрицях і проведено моделювання методом скінчених елементів з використання програмного продукту QForm 2D. Виявлені характерні для процесу відхилення форми деталі у вигляді утяжини, що розташовується на внутрішній поверхні деталі і зоні формування фланцю, і встановлена зона параметрів при котрих можливо отримання деталей без дефектів.

Ключові слова: радіально-поздовжнє видавлювання, роз'ємні матриці, утяжина, метод скінчених елементів

УДК 621.756

Влияние технологических режимов горячего штампования на структуру та властивості порошковых интерметаллидов Fe₃Al / Г. А. Баглюк, О. І. Толочин, О. В. Толочина, Р. В. Яковенко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХП». – 2014. – № 44 (1087). – С. 8–15. Бібліогр.: 9 назв.

Приведені результати дослідження можливостей застосування технології горячого штамповання пористих заготовок (ГШПЗ) для одержання Fe₃Al інтерметалідів і впливу режимів штамповання та наступної термічної обробки на структуру і властивості останніх. Порошки Fe₃Al інтерметаліду одержували термічним синтезом при 1000°C у вакуумі із суміші елементарних порошків Fe і Al. Горяче штамповання спресованих заготовок проводили при 1000, 1050, 1100 і 1150°C і піддавали гарячештамовані зразки додатковому спіканню у вакуумі в діапазоні температур 1100÷1450°C. Спікання гарячештамованих зразків призводить до збільшення міцності і тріщиностійкості матеріалів, тоді як твердість гарячештамованих інтерметалідів знижується після спікання останніх.

Ключові слова: інтерметалід, алюмінід заліза, порошок, гаряче штамповання, спікання, структура, міцність.

УДК 621.967.3 : 621.98.04

Оценка скорости резки листа дисковыми ножами / П. В. Боровик, М. Е. Селезнев // Вісник НТУ «ХП». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХП». – 2014. – № 44 (1087). – С. 15–21. Бібліогр.: 9 назв.

На базі методу скінчених елементів і програмного комплексу ABAQUS виконано моделювання процесу різання листів дисковими ножами на прикладі чотирьох марок сталі (сталь 20, 65Г, 75, 15ХСНД) і проведено теоретичний аналіз впливу силових і кінематичних параметрів на швидкість різання. Розроблено алгоритм розрахунку швидкості різання листів дисковими ножами. Визначена величина сталої швидкості різання при відсутності сил зовнішнього опору, а також виконана оцінка впливу коефіцієнта тертя і сил зовнішнього опору на величину швидкості.

Ключові слова: швидкість різання, лист, дисковий ніж, сили зовнішнього опору.

УДК 621.923

Теоретический анализ условий повышения точности обработки при развертывании отверстий / Т. М. Брижан, С. А. Дитиненко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХП». – 2014. – № 44 (1087). – С. 21–27. Бібліогр.: 5 назв.

В роботі запропонована математична модель визначення складових сили різання при розгортанні отворів з позиції косокутного різання, що дозволило забезпечити високу збіжність розрахункових та експериментальних даних. Теоретично й експериментально обґрунтовано можливість істотного зниження тангенціальною і радіальною складових сили різання за рахунок створення похилих зубів на розгортці, що сприяє підвищенню точності обробки отворів. Показано значний вплив інтенсивності тертя на передній поверхні зуба розгортки на сили різання при розгортанні отвори.

Ключові слова: розгортання отворів, зуби розгортки, механічна обробка, точність обробки, сила різання, коефіцієнт усадки стружки.

УДК 621.735

Теоретические исследования кузнечной операции протяжки при использовании схемы деформации «проходами» / В.А. Гринкевич, В.Л. Чухлеб, Г. Банашек, А.В. Ашкелянец // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 28–34. Бібліогр.: 5 назв.

У статті розглянуто результати математичного моделювання пластичного формозміни при виконанні ковальської операції протяжки на молоті при використанні схеми деформації «проходами». Виконано аналіз впливу параметрів напружено-деформованого стану і температури на якість одержуваної кованої поковки. Встановлено, що уникнути несиметричного розподілу параметрів напружено-деформованого стану можливе за рахунок попередньо наведеного нерівномірного розподілу цих же величин попередніми деформуванням, тобто підготовкою заготовки перед протяжкою.

Ключові слова: поковка, властивості, залежність, кування, заготовка, інструмент, якість.

УДК 621.7

Моделирование изменений микроструктуры металла в процессе горячего пластического деформирования / Я.Г. Жбанков // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 34–39. Бібліогр.: 5 назв.

Запропоновано метод моделювання микроструктури металу в процесі гарячого пластичного деформування. На основі методу скінченних елементів проведено моделювання процесу опаді заготовки плоскими плитами. Отримано розподіл величини розміру зерна в поперечному перерізі поковки отриманої опаді. Аналіз результатів розрахунку дозволяє зробити висновок про те, що в поковке отриманої осадкою в області зони ускладнених деформацій зерно металу буде крупніше ніж у центральній частині поковки.

Ключові слова микроструктура, деформація, моделювання, рекристалізація, методика, осадження, метод скінченних елементів.

УДК. 621.771.63

Методика трехмерного математического моделирования процесса формообразования гнутых профилей замкнутого сечения / А. С. Забара // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 39–46. Бібліогр.: 5 назв.

У статті розроблена методика тривимірного математичного моделювання гнутих профілів замкнутого перетину методом опаді трубною заготовки, що забезпечує отримання якісних профілів. Використання програмного продукту Ansys Ls-dyna, дозволяє моделювати безперервний процес формоутворення в трьох калібрах, визначати більш точну геометрію за переліком перетину готового профілю, а також дозволяє провести більш точний аналіз достовірності отриманих результатів. Для кращої наочності та достовірності одержуваних результатів, а також для отримання більш точної геометрії за переліком перетину готового профілю, моделювали безперервний процес

формоутворення ГПЗС. Аналіз результатів розрахунку по розробленій математичній моделі показав фактичну форму осередку деформації, кінцеве формозміну гнутих профілів замкнутого перетину на передньому кінці, і в сталому процесі - енергосилові параметри. Модель методом кінцевих елементів дозволяє розрахувати геометрію формозміни трубної заготовки по всіх проходах, визначити параметри напружено-деформованого стану труби в будь-якій точці і в будь-який момент часу.

Ключові слова: гнутий профіль замкнутого перетину, пристрій, формоутворення, енергосилові параметри процесу.

УДК 631.173: 631.312.021: 621.771.8

К вопросу о минимизации деформаций при термической обработке износостойкого плакированного проката / В. Г. Загорянский, А. А. Шаповал, Д.В. Мосьпан // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 46–55. Бібліогр.: 16 назв.

У статті уточнені відомі розрахунковими методами (І.А. Рябцев із співробітниками, ІЕЗ ім. Є.О. Патона) визначення деформації плакованих зносостійкого прокату при загартуванні. Розглянуто випадок композиції Ст3 + У20Х6Т2Д (карбідна зносостійка сталь), яка використовується в умовах абразивного зношування в сільськогосподарському машинобудуванні. Уточнені результати розрахунку прогину біметалічних пластин. У модель розрахунку прогину пластин, окрім температури загартування, введені додаткові параметри, що впливають. На основі цього методу розроблено оптимізаційна модель розрахунку і проведена її програмна реалізація в Програмі Microsoft Excel.

Ключові слова: зносостійкий прокат, двохшаровий лист, мінімізація деформацій, термічна обробка, радіус кривизни, температура загартування, оптимізація.

УДК 621.777.4

Анализ технологических процессов штамповки ступенчатых, коленчатых и эксцентриковых валов высадкой со задвигом / О. Ю. Зальвовский, В. И. Кузьменко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 56–62. Бібліогр.: 7 назв.

Робота присвячена аналізу процесів штампування ступінчастих валів що враховують продовжну стійкість заготовки що висаджують, також аналізу методів виготовлення заготовок колінчастих валів, шляхом штампування у відкритих штампах, а також шляхом використання прогресивних методів обробки металів тиском. Намічені шляхи отримання заготовки ексцентрикового вала гальмівної системи автотракторної техніки з використанням операцій висадки із зсувом (вигинанням).

Ключові слова: ступінчастий вал, колінчастий вал, ексцентриковий вал, гаряче об'ємне штампування, холодне об'ємне штампування, якість штампованок, метод кінцевих елементів, макроструктура.

УДК 621.983

Форма та розміри, напружено-деформований стан здеформованих заготовок при холодній відкритій роздачі трубчастих заготовок з різною відносною товщиною / В.Л. Калюжний, І.П. Куліков, Я. С. Олександренко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 62–70. Бібліогр.: 8 назв.

Приведені результати розрахунків методом скінченних елементів холодної відкритої роздачі конусним пуансоном трубчастих заготовок з різною відносною товщиною з нержавіючої сталі. Отримані залежності зусилля роздачі від переміщення пуансону до моменту втрати стійкості стінки циліндричної частини заготовки. Встановлені форма і розміри здеформованих частин заготовок та розподіли компонент напружено-деформованого стану в них. Розрахований ступінь використання ресурсу пластичності здеформованого металу. Виявлений розподіл нормальних напружень на

поверхні пуансону, яка контактує з заготовкою. Моделюванням отримані всі необхідні дані для проектування технології холодної роздачі.

Ключові слова: відкрита роздача, трубчаста заготовка, відносна товщина заготовки, конусний пуансон, метод скінченних елементів, зусилля роздачі, напружено-деформований стан заготовок, коефіцієнт роздачі.

УДК 621.983

Напружено-деформований стан заготовок при роздачі трубчастих заготовок традиційним конусним пуансоном та пуансоном спеціального профілю / О. В. Калюжний // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 70–80. Бібліогр.: 8 назв.

Приведені результати розрахунків методом скінченних елементів відкритої та закритої роздачі трубчастих заготовок з нержавіючої сталі традиційним конусним пуансоном і пуансоном спеціального профілю. Деформуюча поверхня пуансону спеціального профілю утворена перетином кіл постійного діаметру, центри яких розташовані з відповідним кроком під кутом до вісі пуансону. Використання такого пуансону забезпечує зниження впливу сил тертя при роздачі та збільшення коефіцієнту роздачі. Виконане порівняння силових режимів та напружено-деформованого стану заготовок при відкритій роздачі традиційним конусним пуансоном та пуансоном спеціального профілю. Проведені експериментальні дослідження підтвердили результати розрахунків.

Ключові слова: відкрита та закрита роздача, трубчаста заготовка, конусний пуансон і пуансон спеціального профілю, метод скінченних елементів, зусилля роздачі, напружено-деформований стан заготовок, коефіцієнт роздачі.

УДК 621.892 : 621.77

Исследование эффективности технологических смазок при горячей штамповке жаропрочных сплавов. / Б.С. Каргин, С.Б. Каргин, А.С. Бурлуцкий // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 80–85. Бібліогр.: 5 назв.

Представлені результати лабораторних і виробничих досліджень ефективності різних скломастил і графіто-фосфатного препарату при гарячому штампуванні широко вживаних жароміцних сплавів, з яких виготовляють турбінні лопатки. Одержані експериментальні дані по впливу типу скломастила на величину окалиноутворення металу при нагріві в полум'яних печах. Видані рекомендації. Встановлено, що при штампуванні жароміцних сплавів (турбінні лопатки і т. д.) слід застосовувати стеклосмазку № 4-2 в поєднанні з графіто-фосфатним препаратом.

Ключові слова: поковка, турбінна лопатка, нагрів, штамп, мастило, деформація, стійкість.

УДК 621.73

Закономерности развития деформаций при изгибе цилиндрических заготовок продольно приложенными силами / В. В. Кухарь // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 85–92. Бібліогр.: 15 назв.

Аналітично розглянуто процеси деформації при одержанні профільованих заготовок поздовжнім згинанням для наступних завершальних операцій об'ємного штампування або кування. Розроблено методику розрахунку та встановлені закономірності зміни радіусу кривизни нейтрального шару, зміщення нейтральної лінії деформацій та розвиток деформацій на внутрішньому та зовнішньому радіусі по бісектрисі кута згинання циліндричної заготовки при поздовжньому згинанні у залежності

від таких основних параметрів як ступінь деформації і відношення габаритних розмірів вихідної заготовки.

Ключові слова: поздовжнє згинання, циліндрична заготовка, профілювання, деформація, зміщення нейтрального шару, радіус кривизни, крайні волокна.

УДК: 21.983.3.001 – 621.983.7.004

Перспективи удосконалення технологічних процесів профілювання гвинтових канавок на трубах / В.О. Маковей, В.С. Мельник, П.Ю.Проценко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 93–103. Бібліогр.: 6 назв.

Виконано моделювання профілювання гвинтоподібних профілів шляхом роликового обкочування з протитиском та без нього з використанням програмного пакета Deform 3D. Основним деформуючим інструментом являється обкатна головка з роликом. Досліджено вплив протитиску на формування гвинтоподібних труб. Проведено ряд експериментальних досліджень по виготовленню гвинтоподібних профілів з протитиском та без нього. Розроблено технологію по отриманню гвинтоподібної труби без оправки та протитиску.

Ключові слова: роликове обкочування, гвинтоподібні труби, трьох роликова обкатна головка.

УДК 656.132

Проблеми пассажирского транспорта общего пользования г. Кременчуг / Н.Н. Мороз // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 103–108. Бібліогр.: 3 назви.

Проведено аналіз результатів обробки інформації про пасажиропотік, розроблено шляхи вирішення транспортних проблем міських перевезень пасажирів. Виходячи з матеріалів дослідження, запропоновано покращити обслуговування населення за рахунок удосконалення структури транспортних засобів, удосконалення розкладу руху та створення системи диспетчерського управління, забезпечення рухомого складу інформаційними трафаретами у відповідності з діючими вимогами нормативних актів.

Ключові слова: пасажирський транспорт, розклад, обслуговування, диспетчерське управління.

УДК 621.9.048.4

Електророзрядна обробка листових деталей як нові можливості і високоефективна альтернатива традиційним технологіям / В. І. Носуленко, В. М. Шмельов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 108–115. Бібліогр.: 4 назви.

Проаналізовано методи виготовлення листових деталей різними методами обробки. Визначено область раціонального застосування різних методів обробки листових деталей. Отримано узагальнений графік собівартості отримання фасонних листових деталей. Розроблено схему вибору оптимального способу виконання розділових операцій листових деталей. Зроблено висновки про доцільність застосування електророзрядної обробки для виготовлення листових деталей як високоефективної альтернативи традиційним технологіям.

Ключові слова: електророзрядна обробка, електроерозійна обробка, повітряно-плазмове різання, розмірна обробка електричною дугою, листові деталі.

УДК 621.777

Холодное выдавливание полости матрицы для аппаратов высокого давления в условиях действия дифференцированного противодействия / В. В. Пиманов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 115–121. Бібліогр.: 5 назв.

В роботі приведено результати комп'ютерного моделювання методом скінченних елементів холодного видавлювання порожнини в заготовці зі сталі Р6М5 в умовах дії диференційованого протитиску на вільну поверхню заготовки. Встановлено: необхідний максимальний протитиск, який забезпечує видавлювання без руйнування; кінцеві розміри виробів; зусилля процесу; розподіл напружень на деформуючому інструменті; напружено-деформований стан та ступінь використання ресурсу пластичності металу. На основі отриманих даних було спроектовано та виготовлено штампове оснащення. Проведено експериментальне видавлювання порожнини матриць зі сталі Р6М5 для апаратів високого тиску. Виконано аналіз мікроструктури на характерних ділянках здеформованої заготовки.

Ключові слова: холодне видавлювання, порожнина матриці, диференційований протитиск, майстер-пуансон, моделювання, метод скінченних елементів, мікроструктура.

УДК 621.7.044.2

Исследование изменения энергетических параметров машины импульсного брикетирования (МИБ) в процессе её прогрева / С. И. Планковский, А. А. Павленко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 121–128. Бібліогр.: 6 назв.

Розроблено модель прогріву камери згоряння машини імпульсного брикетування. Визначено значення теплового потоку, що діє на стінки камери згоряння при згорянні паливної суміші. Отримано залежності зміни температури внутрішньої поверхні камери від часу роботи машини в експлуатаційному діапазоні температур з умови сталості маси порції горючого газу, що подається в камеру згоряння. Побудована номограма для визначення тиску паливної суміші на конкретному робочому циклі забезпечує стабільність енергії МІБ в експлуатаційному діапазоні температур.

Ключові слова: машина імпульсного брикетування, переробка стружки, брикетування, конечноэлементная модель, тиск паливної суміші, прогрів камери згоряння.

УДК 621.771.01

Силовая умова сталості процесу холодної тонколистової прокатки / Р. Я. Романюк, А. О. Толок // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 128–136. Бібліогр.: 10 назв.

У роботі проаналізована рівновага сил в осередку деформації при холодній тонколистовій прокатці без врахування натягу. Показано, що поряд з контактними втягуючими та виштовхуючими силами необхідно враховувати і сили, які викликані пластичною деформацією металу. Наведені формули, які дозволяють по відомих епюрах контактних напружень знайти поточні контактні сили і сили пластичної деформації металу. Приведені результати теоретичних досліджень по визначенню граничних умов при тонколистовій прокатці без натягу. На основі даного методу розгляду сил, розроблена силова умова ведення сталого процесу холодної тонколистової прокатки з натягом та без нього. Проаналізовані та порівняні відомі умови ведення сталого процесу прокатки. Приведені результати досліджень по визначенню граничних умов захвату, виходячи із заднього натягу, для промислового стану холодної прокатки 1400 при виробництві жерсті. Зроблені висновки щодо можливості застосування розробленої силової умови для визначення сталості процесу тонколистової деформації.

Ключові слова: осередок деформації, сила, рівняння рівноваги, сталість, холодна тонколистова прокатка, умова.

УДК 625.143.2

Технические требования к высококачественным рельсам для магистральных железных дорог / А. С. Рудюк, Я. М. Пыхтин, Л. И. Иванисенко, А. С. Беспоясова // Вісник НТУ «ХПІ».

Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 136–145. Бібліогр.: 4 назв.

На підставі результатів проведеного раніше порівняльного аналізу вимог європейського стандарту EN 13674-1:2011 «Railway applications – Track – Rail – Part 1: Vignole railway rails 46 kg/m and above» [1] и російського стандарту ГОСТ Р 51685-2013 «Рельсы железнодорожные. Общие технические условия» [2] і з врахуванням будівництва нового рейкобалкового цеху розроблено проект технічних умов на високоякісні рейки для залізничних магістральних колій.

Ключові слова: рейки, ресурс напрацювання тоннажу, технічні вимоги, механічні властивості, якість рейок, хімічний склад.

УДК 621.923

Теоретические исследования энергоёмкости механической обработки и определение условий ее уменьшения / И.А. Рябенков, Ф.В. Новиков // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 145–150. Бібліогр.: 7 назв.

У роботі отримані аналітичні залежності для визначення енергоємності обробки при різанні лезовими й абразивними інструментами. Установлено, що при шліфуванні енергоємність обробки завжди більше, ніж при різанні лезовими інструментами у зв'язку з негативними передніми кутами різальних абразивних зерен і тертям зв'язки круга з оброблюваним матеріалом. Показано, що на енергоємність обробки істотно впливає радіальна складова сили різання. Тому основною умовою зменшення енергоємності необхідно розглядати в першу чергу зменшення радіальної складової сили різання. Отримані теоретичні рішення використані при виборі оптимальних методів механічної обробки деталей машин.

Ключові слова: механічна обробка, шліфування, точіння, оброблюваний матеріал, енергоємність обробки, сила різання, продуктивність обробки, одиначне зерно.

УДК 621.762.4

Исследование динамики процесса прессования металлического порошка на вибростоле с «жесткой» матрицей и одновременным статическим пригрузением / Савелов Д.В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 150–156. Бібліогр.: 10 назв.

У статті запропонована математична модель динамічної системи «вібростіл – металевий порошок – привантажуючий пуансон», в якій металевий порошок представлено у вигляді системи з розподіленими параметрами. Диференціальне рівняння руху в своєму складі враховує тертя шарів порошку і його розподіляючу здатність. Отримано теоретичні вирази, що описують закономірності руху коливань пресованого металевого порошку, вибростола з «жорсткою» матрицею і пуансона з врахуванням діючого зусилля привантаження. Приведено практичні рекомендації щодо застосування технології попереднього ущільнення з одночасно діючим статичним привантаженням.

Ключові слова: математична модель, динамічна система, металевий порошок, вібростіл, пуансон.

УДК 621.979

Анализ работы паровоздушных штамповочных молотов в зависимости от используемого энергоносителя //Соболь М. А., Даниленко В. Я., Северин А. Ю. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 156–164. Бібліогр.: 4 назви.

Зменшення серійності виробництва на заводах, призвело до недоцільності використання відпрацьованого пара з теплоелектростанцій. Тому деякі підприємства переходять на стиснене повітря, модернізуючи заводську повітряну систему. У роботі проведено порівняльний аналіз робіт змінних рушійних сил на парі і стислому повітрі, на підставі яких запропоновані рекомендації, які

дозволять виробникам удосконалити систему управління ковальських молотів, і підвищити енергію удару.

Ключові слова: енергоносій, дроселювання, що падають частини, золотник, втулка золотника, індикаторна діаграма.

УДК 621.923

Повышение эффективности процесса плоского шлифования на основе анализа влияния динамических факторов / Р. М. Стрельчук // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 165–170. Бібліогр.: 5 назв.

Запропоновано метод визначення областей стійкості при шліфуванні, який дозволяє на етапі проектування верстата, а також при розробці технологічних процесів, розрахунку режимів різання механічної обробки, прогнозувати і досить достовірно визначати зону, в якій обробка вестиметься оптимально. Збільшення швидкості різання при шліфуванні призводить до підвищення продуктивності обробки та зменшенню витрати абразивних і ельборових кіл, дозволяє отримати необхідну якість металу поверхневого шару заготовок і задану точність розмірів. Підвищення швидкості круга з 30 ... 35 м / с до 70 м / с забезпечує зменшення основного часу на обробку партії заготовок в середньому в 3... 3,5 рази.

Ключові слова: динамічна система, амплітудно-фазова частотна характеристика шпинделя верстата, інтенсифікація процесу шліфування.

УДК 620.179.14

Распределение плотности вихревых токов в металлическом образце, возбуждаемых полем линейного тока / Г. М. Сучков, Ю. В. Хомяк, С. Н. Глоба, А. Ю. Слободчук // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 170–175. Бібліогр.: 7 назв.

Проведено аналіз поширених методів і засобів неруйнівного контролю металовиробів. Вивчено особливості вихретокового контролю. Показані співвідношення для векторного потенціалу магнітного поля створеного змінним струмом лінійного провідника. Проведено розрахунок щільності вихрових струмів в листовому зразку з феромагнітного і неферомагнітного металів. Показано складний характер розподілу потоку вихрових струмів, який залежить від властивостей контрольованого металу.

Ключові слова: вихрострумова дефектоскопія, вихрострумовий перетворювач, об'єкт контролю, щільність струму, векторний потенціал.

УДК 621.7

Определение величины натяга при бандажировании твердосплавных отрезных матриц / В. Л. Хорольский // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 175–183. Бібліогр.: 11 назв.

В роботі визначені величини натягу при Бандажування твердосплавних відрізних матриць, що дозволяє виключити появу розтягують тангенціальні напружень в процесі відрізки. Запропоновано методику розрахунку необхідної величини натягу за величиною максимального радіального переміщення точок серединної поверхні матриці, що викликається системою сил в процесі відрізки. Підраховані необхідні величини натягов при запресовуванні твердосплавних вирубних матриць в сталеві обойми. Отримані результати показали, що можна застосовувати посадки з невеликим

натягом. Запресовку можна виробляти без попереднього підігріву обойми. Рекомендується посадкову (контактну) поверхню робити конусної з одностороннім кутом $1^\circ \dots 1^\circ 30'$.

Ключові слова: бандажування, твердосплавні матеріали, напруження.

УДК 621.923

Оценка влияния зернистости абразива на шероховатость поверхности при абразивной обработке / В.Г. Шкурупий, Ф.В. Новиков, А.Г. Крюк // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 184–198. Бібліогр.: 4 назви.

У роботі з позиції теорії ймовірностей отримані аналітичні залежності для визначення параметрів шорсткості поверхні при абразивній обробці, розглядаючи ріжучі зерна у формі сфери. Виконано оцінювання впливу зернистості абразивних зерен на шорсткість поверхні. Теоретично встановлено, що зі зменшенням зернистості абразивного порошку параметри шорсткості поверхні зменшуються фактично за лінійною залежністю. Це вказує на можливість фактично необмеженого зменшення шорсткості поверхні зі зменшенням зернистості абразивного порошку. Установлено також істотний вплив швидкості радіальної подачі на шорсткість поверхні.

Ключові слова: абразивна обробка, абразивне зерно, зернистість, шорсткість поверхні, швидкість радіальної подачі.

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.771

Определение величины утяжины в процессе радиально-продольного выдавливания в разъемных матрицах / Л.И. Алиева, П.Б. Абхари, К.В. Гончарук // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 3–7. Бібліогр.: 6 назв.

Рассмотрен процесс комбинированного радиально-продольного выдавливания полых деталей в разъемных матрицах и проведено моделирование методом конечных элементов с использованием программного продукта QForm 2D. Выявлены характерные для процесса отклонения формы детали в виде утяжины, расположенной на внутренней поверхности детали в зоне формирования фланца, и установлена зона параметров, при которых возможно получение деталей без дефектов.

Ключевые слова: радиально-продольное выдавливание, разъемные матрицы, утяжина, метод конечных элементов.

УДК 621.756

Влияние горячей штамповки на структуру и свойства порошкового интерметаллида Fe₃Al / Г. А. Баглюк, А. И. Толочин, А. В. Толочина, Р. В. Яковенко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 8–15. Бібліогр.: 9 назв.

Приведены результаты исследования возможностей применения технологии горячей штамповки пористых заготовок (ГШПЗ) для получения Fe₃Al интерметаллидов и влияния режимов штамповки и последующей термической обработки на структуру и свойства последних. Порошки Fe₃Al интерметаллида получали термическим синтезом при 1000 °С в вакууме из смеси элементарных порошков Fe и Al. Горячая штамповка спрессованных заготовок проводили при 1000, 1050, 1100 и 1150 °С и подвергали горячештампованные образцы дополнительному спеканию в вакууме в диапазоне температур 1100–1450°С. Спекания горячештампованные образцов приводит к увеличению прочности и трещиностойкости материалов, тогда как твердость горячештампованные интерметаллидов снижается после спекания последних.

Ключевые слова: интерметаллидах, алюминидов железа, порошок, горячая штамповка, спекание, структура, прочность.

УДК 621.967.3 : 621.98.04

Оценка скорости резки листа дисковыми ножами / П. В. Боровик, М. Е. Селезнев // // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 15–21. Бібліогр.: 9 назв.

На базе метода конечных элементов и программного комплекса ABAQUS выполнено моделирование процесса резки листов дисковыми ножами на примере четырех марок стали (сталь 20, 65Г, 75, 15ХСНД) и проведен теоретический анализ влияния силовых и кинематических параметров на скорость резки. Разработан алгоритм расчета скорости резки листов дисковыми ножами. Определена величина установившейся скорости резки при отсутствии сил внешнего сопротивления, а также выполнена оценка влияния коэффициента трения и сил внешнего сопротивления на величину скорости.

Ключевые слова: скорость резки, лист, дисковые ножи, силы внешнего сопротивления.

УДК 621.923

Теоретический анализ условий повышения точности обработки при развертывании отверстий / Т. М. Брижан, С. А. Дитиненко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 21–27. Бібліогр.: 5 назв.

В работе предложена математическая модель определения составляющих силы резания при развертывании отверстий с позиции косоугольного резания, что позволило обеспечить высокую сходимость расчетных и экспериментальных данных. Теоретически и экспериментально обоснована возможность существенного снижения тангенциальной и радиальной составляющих силы резания за счет создания наклонных зубьев на развертке, что способствует повышению точности обработки отверстий. Показано значительное влияние интенсивности трения на передней поверхности зуба развертки на силы резания при развертывании отверстия.

Ключевые слова: развертывание отверстий, зубья развертки, механическая обработка, точность обработки, сила резания, коэффициент усадки стружки.

УДК 621.735

Теоретические исследования кузнечной операции протяжки при использовании схемы деформации «проходами» / В.А. Гринкевич, В.Л. Чухлеб, Г. Банашек, А.В. Ашкелянец // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 28–34. Бібліогр.: 5 назв.

В статье рассмотрены результаты математического моделирования пластического формоизменения при выполнении кузнечной операции протяжки на молоте при использовании схемы деформации «проходами». Выполнен анализ влияния параметров напряженно-деформированного состояния и температуры на качество получаемой кованной поковки. Установлено, что избежать несимметричного распределения параметров напряженно-деформированного состояния возможно за счет предварительно наведенного неравномерного распределения этих же величин предварительным деформированием, т.е. подготовкой заготовки перед протяжкой.

Ключевые слова: поковка, свойства, зависимость, ковка, заготовка, инструмент, качество.

УДК 621.735

Теоретические исследования кузнечной операции протяжки при использовании схемы деформации «проходами» / В.А. Гринкевич, В.Л. Чухлеб, Г. Банашек, А.В. Ашкелянец // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 28–34. Бібліогр.: 5 назв.

Предложен метод моделирования микроструктуры металла в процессе горячего пластического деформирования. На основе метода конечных элементов проведено моделирование процесса осадки

заготовки плоскими плитами. Получено распределение величины размера зерна в поперечном сечении поковки полученной осадки. Анализ результатов расчета позволяет сделать вывод о том, что в поковке полученной осадкой в области зоны затрудненных деформаций зерно металла будет крупнее нежели в центральной части поковки.

Ключевые слова: микроструктура, деформирования, моделирование, рекристаллизация, методика, осадка, метод конечных элементов.

УДК. 621.771.63

Методика трехмерного математического моделирования процесса формообразования гнутых профилей замкнутого сечения / А. С. Забара // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 39–46. Бібліогр.: 5 назв.

В статье разработана методика трехмерного математического моделирования гнутых профилей замкнутого сечения методом осадки трубной заготовки, обеспечивающая получение качественных профилей. Модель методом конечных элементов позволяет рассчитать геометрию формоизменения трубной заготовки по всем проходам, определить параметры напряженно-деформированного состояния трубы в любой точке и в любой момент времени.

Ключевые слова: гнутый профиль замкнутого сечения, калибровка, конечно-элементная модель, осадка трубы.

УДК 631.173: 631.312.021: 621.771.8

К вопросу о минимизации деформаций при термической обработке износостойкого плакированного проката / В. Г. Загорянский, А. А. Шаповал, Д.В. Мосьпан // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 46–55. Бібліогр.: 16 назв.

В статье уточнен известный расчетный метод (И.А. Рябцев с сотрудниками, ИЭС им. Е.О. Патона) определения деформации плакированного износостойкого проката при закалке. Рассмотрен случай композиции Ст3+У20Х6Т2Д (карбидная износостойкая сталь), применяемой в условиях абразивного изнашивания в сельскохозяйственном машиностроении. Уточнены результаты расчета прогиба биметаллических пластин. В модель расчета прогиба пластин, кроме температуры закалки, введены дополнительные влияющие параметры. На основе этого метода разработана оптимизационная модель расчета и проведена ее программная реализация в программе Microsoft Excel.

Ключевые слова: износостойкий прокат, двухслойный лист, минимизация деформаций, термическая обработка, радиус кривизны, температура закалки, оптимизация.

УДК 621.777.4

Анализ технологических процессов штамповки ступенчатых, коленчатых и эксцентриковых валов высадкой со сдвигом / О. Ю. Зальвовский, В. И. Кузьменко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 56–62. Бібліогр.: 7 назв.

Работа посвящена анализу процессов штамповки: ступенчатых валов с учетом потери устойчивости высаживаемой заготовки, заготовок коленчатых валов штамповкой в открытых штампах, а также путем использования прогрессивных методов обработки металлов давлением. Разработана методика экспериментального анализа и конструкция штампа для исследования процесса. Намечены пути получения заготовки эксцентрикового вала тормозной системы автотракторной техники с использованием операций высадки со сдвигом (изгибом).

Ключевые слова: ступенчатый вал, коленчатый вал, эксцентриковый вал, горячая объемная штамповка, холодная объемная штамповка, качество штамповок, метод конечных элементов, макроструктура.

УДК 621.983

Форма и размеры, напряженно-деформированное состояние сдеформированных при холодной открытой раздаче трубчатых заготовок с различной относительной толщиной / В.Л. Калюжный, И.П. Куликов, Я.С. Александренко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 62–70. Бібліогр.: 8 назв.

Приведены результаты расчетов методом конечных элементов холодной открытой раздачи конусным пуансоном трубчатых заготовок с различной относительной толщиной. Получены зависимости усилия раздачи от перемещения пуансона до момента потери устойчивости стенки заготовки. Установлены форма и размеры сдеформированных заготовок та распределения компонент напряженно-деформированного состояния в них. Выявлено распределение нормальных напряжений на поверхности пуансона, которая контактирует с заготовкой. Моделированием получены все необходимые данные для проектирования технологии холодной раздачи

Ключевые слова: открытая раздача, трубчатая заготовка, относительная толщина заготовки, конусный пуансон, метод конечных элементов, усилие раздачи, напряженно-деформированное состояние заготовок, коэффициент раздачи

УДК 621.983

Напряженно-деформированное состояние при раздаче трубчатых заготовок традиционным конусным пуансоном и пуансоном специального профиля / А. В. Калюжный // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 70–79. Бібліогр.: 8 назв.

Приведены результаты расчетов методом конечных элементов открытой и закрытой раздачи трубчатых заготовок из нержавеющей стали традиционным конусным пуансоном и пуансоном специального профиля. Деформирующая поверхность пуансона специального профиля образована пересечением окружностей постоянного диаметра, центры которых расположены с соответствующим шагом под углом к оси пуансона. Использование такого пуансона обеспечивает снижение влияния сил трения при раздаче и увеличения коэффициента раздачи. Выполнено сравнение силовых режимов и напряженно-деформированного состояния заготовок при открытой раздаче традиционным конусным пуансоном и пуансоном специального профиля. Проведенные экспериментальные исследования подтвердили результаты расчетов.

Ключевые слова: открытая и закрытая раздача, трубчатая заготовка, конусный пуансон и пуансон специального профиля, метод конечных элементов, усилие раздачи, напряженно-деформированное состояние заготовок, коэффициент раздачи.

УДК 621.892 : 621.77

Исследование эффективности технологических смазок при горячей штамповке жаропрочных сплавов. / Б.С. Каргин, С.Б. Каргин, А.С. Бурлуцкий // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 80–85. Бібліогр.: 5 назв.

Представлены результаты лабораторных и производственных исследований эффективности различных стеклосмазок и графито-фосфатного препарата при горячей штамповке широко применяемых жаропрочных сплавов, из которых изготавливают турбинные лопатки. Получены экспериментальные данные по влиянию типа стеклосмазки на величину окисления металла при нагреве в пламенных печах. Выданы рекомендации. Установлено, что при штамповке жаропрочных сплавов (турбинные лопатки и т. д.) следует применять стеклосмазку № 4-2 в сочетании с графито-фосфатным препаратом.

Ключевые слова: поковка, турбинная лопатка, нагрев, штамп, смазка, деформация, стойкость.

УДК 621.73

Закономерности развития деформаций при изгибе цилиндрических заготовок продольно приложенными силами / В. В. Кухарь // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 85–92. Бібліогр.:15 назв.

Аналитически рассмотрены процессы деформации при получении профилированных заготовок продольным изгибом для последующих завершающих операций объемной штамповки иликовки. Разработана методика расчета и установлены закономерности изменения радиуса кривизны нейтрального слоя, смещения нейтральной линии деформаций и развития деформаций на внутреннем и наружном радиусе по биссектрисе угла изгиба цилиндрической заготовки при продольном изгибе в зависимости от таких основных параметров как степень деформации и соотношение габаритных размеров исходной заготовки.

Ключевые слова: продольный изгиб, цилиндрическая заготовка, профилирование, деформация, смещение нейтрального слоя, радиус кривизны, крайние волокна

УДК: 21.983.3.001 – 621.983.7.004

Перспективы усовершенствования технологических процессов профилирования винтовых канавок на трубах / В. О. Маковой, В. С. Мельник, П. Ю. Проценко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 93–103. Бібліогр.: 6 назв.

Выполнено моделирование профилирования винтовых профилей путем роликовой обкатки с противодавлением и без него с использованием программного пакета Deform 3D. Основным деформирующим инструментом является обкаточная головка с роликом. Исследовано влияние противодействия на формирование винтовых труб. Проведен ряд экспериментальных исследований по изготовлению винтовых профилей с противодавлением и без него. Разработана технология по получению винтообразной трубы без оправки и противодействия.

Ключевые слова: роликовая обкатка, винтовые трубы, трех роликовая накатная головка.

УДК 656.132

Проблемы пассажирских перевозок транспортом общего пользования г. Кременчуг / Н.Н. Мороз // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 103–108. Бібліогр.: 6 назв.

Проведен анализ результатов обработки информации о пассажиропотоке, разработано пути решения транспортных проблем городских перевозок пассажиров. Исходя из материалов исследования, предложено улучшить обслуживания населения за счет усовершенствования структуры транспортных средств, усовершенствования расписания движения и создания системы диспетчерского управления, обеспечения подвижного состава информационными трафаретами в соответствии с действующими требованиями нормативных актов.

Ключевые слова: пассажирский транспорт, расписание, обслуживание, диспетчерское управление.

УДК 621.9.048.4

Электроразрядная обработка листовых деталей как новые возможности и высокоэффективная альтернатива традиционным технологиям / В. И. Носуленко, В. Н. Шмелев // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 108–115. Бібліогр.: 4 назви.

Проанализированы методы изготовления листовых деталей различными методами обработки. Определена область рационального применения различных методов обработки листовых деталей. Получено обобщенный график себестоимости изготовления фасонных листовых деталей. Разработана схема выбора оптимального способа выполнения разделительных операций листовых деталей. Сделаны выводы о целесообразности применения электроразрядной обработки для изготовления листовых деталей как высокоэффективной альтернативы традиционным технологиям.

Ключевые слова: электроразрядная обработка, электроэрозионная обработка, воздушно-плазменная резка, размерная обработка электрической дугой, листовые детали.

УДК 621.777

Холодное выдавливание полости матрицы для аппаратов высокого давления в условиях действия дифференцированного противодействия / В. В. Пиманов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 115–121. Бібліогр.: 5 назв.

В работе приведены результаты компьютерного моделирования методом конечных элементов холодного выдавливания полости в заготовке из стали Р6М5 в условиях действия дифференцированного противодействия на свободную поверхность заготовки. Установлено: необходимое максимальное противодействие, которое обеспечивает выдавливание без разрушения; конечные размеры изделий; усилия процесса; распределения напряжений на деформирующем инструменте; напряженно-деформированное состояние и степень использования ресурса пластичности металла. На основе полученных данных была спроектирована и изготовлена штамповая оснастка. Проведено экспериментальное выдавливание полости матриц из стали Р6М5 для аппаратов высокого давления. Выполнен анализ микроструктуры на характерных участках деформированной заготовки.

Ключевые слова: холодное выдавливание, полость матрицы, дифференцированное противодействие, мастер-пуансон, моделирование, метод конечных элементов, микроструктура.

УДК 621.7.044.2

Исследование изменения энергетических параметров машины импульсного брикетирования (МИБ) в процессе её прогрева / С. И. Планковский, А. А. Павленко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 121–128. Бібліогр.: 6 назв.

Разработана модель прогрева камеры сгорания машины импульсного брикетирования. Определены значения теплового потока, действующего на стенки камеры сгорания при сгорании топливной смеси. Получены зависимости изменения температуры внутренней поверхности камеры от времени работы машины в эксплуатационном диапазоне температур из условия постоянства массы порции горючего газа, подаваемого в камеру сгорания. Построена номограмма для определения давления топливной смеси на конкретном рабочем цикле обеспечивающего стабильность энергии МИБ в эксплуатационном диапазоне температур.

Ключевые слова: машина импульсного брикетирования, переработка стружки, брикетирование, конечноэлементная модель, давление топливной смеси, прогрев камеры сгорания.

УДК 621.771.01

Силовое условие устойчивости процесса холодной тонколистовой прокатки / Р. Я. Романюк, А. А. Толок Павленко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 128–136. Бібліогр.: 10 назв.

В работе проанализирована равновесие сил в очаге деформации при холодной тонколистовой прокатке без учета натяжения. Показано, что наряду с контактными втягивающими и выталкивая силами необходимо учитывать и силы, вызванные пластической деформацией металла. Приведены результаты теоретических исследований по определению граничных условий при тонколистовой прокатке без натяжения. Проанализированы и сравнены известны условия ведения устойчивого процесса прокатки. Приведены результаты исследований по определению граничных условий восторга, исходя из заднего натяжения, для промышленного стана холодной прокатки 1400 при производстве жести.

Ключевые слова: очаг деформации, сила, уравнение равновесия, устойчивость, холодная тонколистовая прокатка, условие.

УДК 625.143.2

Технические требования к высококачественным рельсам для магистральных железных дорог / А. С. Рудюк, Я. М. Пыхтин, Л. И. Иванисенко, А. С. Беспоясова // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 136–145. Бібліогр.: 4 назв.

На основании результатов проведенного ранее сравнительного анализа требований европейского стандарта EN 13674-1:2011 «Железные дороги – Путь – Рельсы. Часть 1: Рельсы Виньоля 46 кг/м и более» [1] и российского стандарта ГОСТ Р 51685-2013 «Рельсы железнодорожные. Общие технические условия» [2] и с учетом строительства нового рельсобалочного цеха разработан проект технических условий на высококачественные рельсы для железнодорожных магистральных путей.

Ключевые слова: рельсы, ресурс наработки тоннажа, технические требования, механические свойства, качество рельсов, химический состав.

УДК 621.923

Теоретические исследования энергоемкости механической обработки и определение условий ее уменьшения / И.А. Рябенков, Ф.В. Новиков // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 145–150. Бібліогр.: 7 назв.

В работе получены аналитические зависимости для определения энергоемкости обработки при резании лезвийными и абразивными инструментами. Установлено, что при шлифовании энергоемкость обработки всегда больше, чем при резании лезвийными инструментами в связи с отрицательными передними углами режущих абразивных зерен и трением связки круга с обрабатываемым материалом. Показано, что на энергоемкость обработки существенное влияние оказывает радиальная составляющая силы резания. Полученные теоретические решения использованы при выборе оптимальных методов механической обработки деталей машин.

Ключевые слова: механическая обработка, шлифование, точение, обрабатываемый материал, энергоемкость обработки, сила резания, производительность обработки, единичное зерно.

УДК 621.762.4

Исследование динамики процесса прессования металлического порошка на вибростол с «жесткой» матрицей и одновременным статическим пригрузением / Савелов Д.В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 150–156. Бібліогр.: 10 назв.

В статье предложена математическая модель динамической системы «вибростол – металлический порошок – пригружающий пуансон», в которой металлический порошок представлен в виде системы с распределенными параметрами. Дифференциальное уравнение движения в своем составе учитывает трение слоев порошка и его распределяющую способность. Получены

теоретические выражения, описывающие закономерности движения прессуемого металлического порошка, вибростол с «жесткой» матрицей и пуансона с учетом действующего усилия пригружения. Даны практические рекомендации по применению технологии предварительного уплотнения с одновременно действующим статическим пригружением.

Ключевые слова: математическая модель, динамическая система, металлический порошок, вибростол, пуансон, амплитуда возмущающей силы.

УДК 621.979

Анализ работы паровоздушных штамповочных молотов в зависимости от используемого энергоносителя //Соболь М. А., Даниленко В. Я., Северин А. Ю., Колтакова А. А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 156–164. Бібліогр.: 4 назви.

Уменьшение серийности производства на заводах, привело к нецелесообразности использования отработанного пара с теплоэлектростанций. Поэтому некоторые предприятия переходят на сжатый воздух, модернизируя заводскую воздушную систему. В работе проведен сравнительный анализ работ переменных движущих сил на паре и сжатом воздухе, на основании которых предложены рекомендации, которые позволят производителям усовершенствовать систему управления кузнечных молотов, и повысить энергию удара.

Ключевые слова: энергоноситель, дросселирование, падающие части, золотник, втулка золотника, индикаторная диаграмма.

УДК 621.923

Повышение эффективности процесса плоского шлифования на основе анализа влияния динамических факторов / Р. М. Стрельчук // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 165–170. Бібліогр.: 5 назв.

Предложен метод определения областей устойчивости при шлифовании, который позволяет на этапе проектирования станка, а также при разработке технологических процессов, расчета режимов резания механической обработки, прогнозировать и достаточно достоверно определять зону, в которой обработка будет вестись оптимально. Увеличение скорости резания при шлифовании приводит к повышению производительности обработки и уменьшению расхода абразивных и эльборовых кругов, позволяет получить требуемое качество металла поверхностного слоя заготовок и заданную точность размеров. Повышение скорости круга с 30...35 м/с до 70 м/с обеспечивает уменьшение основного времени на обработку партии заготовок в среднем в 3...3,5 раза.

Ключевые слова: динамическая система, амплитудно-фазовая частотная характеристика шпинделя станка, интенсификация процесса шлифования.

УДК 620.179.14

Распределение плотности вихревых токов в металлическом образце, возбуждаемых полем линейного тока / Г. М. Сучков, Ю. В. Хомяк, С. Н. Глоба, А. Ю. Слободчук // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 170–175. Бібліогр.: 7 назв.

Проведен анализ распространенных методов и средств неразрушающего контроля металлоизделий. Изучены особенности вихретокового контроля. Показаны соотношения для векторного потенциала магнитного поля созданного переменным током линейного проводника. Проведен расчет плотности вихревых токов в листовом образце из ферромагнитного и неферромагнитного металлов. Показан сложный характер распределения потока вихревых токов, который зависит от свойств контролируемого металла.

Ключевые слова: вихретоковая дефектоскопия, вихретоковый преобразователь, объект контроля, плотность тока, векторный потенциал.

УДК 621.7

Определение величины натяга при бандажировании твердосплавных отрезных матриц / В. Л. Хорольский // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 175–183. Бібліогр.: 11 назв.

В работе определены величины натяга при бандажировании твердосплавных отрезных матриц, что позволяет исключить появление растягивающие тангенциальные напряжений в процессе отрезки. Предложена методика расчёта необходимой величины натяга по величине максимального радиального перемещения точек срединной поверхности матрицы, вызываемого системой сил в процессе отрезки. Подсчитаны необходимые величины натягов при запрессовке твердосплавных вырубных матриц в стальные обоймы. Полученные результаты показали, что можно применять посадки с небольшим натягом. Запрессовку можно производить без предварительного подогрева обоймы. Рекомендуется посадочную (контактную) поверхность делать конусной с односторонним углом $1^\circ \dots 1^\circ 30'$.

Ключевые слова: бандажирование, твердосплавные материалы, напряжения.

УДК 621.923

Оценка влияния зернистости абразива на шероховатость поверхности при абразивной обработке / В.Г. Шкурупий, Ф.В. Новиков, А.Г. Крюк // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2014. – № 44 (1087). – С. 184–190. Бібліогр.: 4 назв.

В работе с позиции теории вероятностей получены аналитические зависимости для определения параметров шероховатости поверхности при абразивной обработке, рассматривая режущие зерна в форме сферы. Произведена оценка влияния зернистости абразивных зерен на шероховатость поверхности. Теоретически установлено, что с уменьшением зернистости абразивного порошка параметры шероховатости поверхности уменьшаются фактически по линейной зависимости. Это указывает на возможность фактически неограниченного уменьшения шероховатости поверхности с уменьшением зернистости абразивного порошка. Установлено также существенное влияние скорости радиальной подачи на шероховатость поверхности.

Ключевые слова: абразивная обработка, абразивное зерно, зернистость, шероховатость поверхности, скорость радиальной подачи.

ABSTRACTS

Determination of dimple in the radial extrusion process with multiple ram / L.I. Alieva, P. B. Abhari, K. V. Goncharuk // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 3–7. – Bibliogr.: 6.

The simulation of combined radial extrusion process for hollow member having an axial appendage and the flange with multiple ram by the finite element method with the software engineering program is named QForm 2D considered. The deformation state research in the combined radial extrusion with work pieces such as aluminum alloys and lead technical was performed. The characteristic deformation in workpiece with defect as dimple on the inner surface in the zone of deformation with the flange for the process was determined. In the combined radial extrusion process with multiple ram researched the stress strain analysis and change of deformation in different steps with different technical parameters. Results of deformation components for different steps were shown. It is defined that in certain ratio of geometric parameters will be

appeared defect is named dimple. For determining dimple in this process was drawn a diagram on geometric parameters.

Keywords: radial extrusion, multiple ram, dimple, finite element method.

Effect of hot forging on structure and properties of powder Fe₃Al intermetallics / G. A. Bagliuk, O. I. Tolochin, O. V. Tolochina, R. V. Yakovenko // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 8–15. – Bibliogr.: 9.

The capabilities of powder hot forging for manufacturing of Fe₃Al intermetallics and effect of forging and following thermal treatment routines on their structure and properties had been investigated. Fe₃Al intermetallic powders were produced by means of thermal synthesis at 1000 °C in vacuum from a mixture of Fe and Al elemental powders. Hot forging of consolidated preforms had been carried out from 1000, 1050, 1100 and 1150 °C and afterwards the hot forged preforms were subjected to supplementary sintering in vacuum at 1100–1450 °C. It is found, that thermal synthesis of Fe + 14 % Al powder mixture results in formation of FeAl phase, which remains after hot forging too, but using of supplementary sintering for hot forged specimens makes it possible to ensure intermetallics structure ordering with formation of Fe₃Al predominant phase. Sintering of hot forged specimens result in increasing of strength and crack growth resistance, which values enhance with increasing of sintering temperature. Otherwise the hardness of hot forged intermetallics decreases after their sintering. The best complex of mechanical properties, namely – bending strength – 1030 MPa, crack growth resistance – 32 MPa·m^{1/2}, Vickers hardness – 2300 MPa, have the intermetallics, produced by means of hot forging and supplementary sintering at 1450 °C.

Keywords: intermetallics, iron aluminides, powder, hot forging, sintering, structure, strength.

Evaluating of shearing velocity of plate on discs blade / P. V. Borovik, M. E. Seleznyov // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 15–21. – Bibliogr.: 9.

The theoretical analysis are basing on the finite elements method of the thick plate shearing process using the rotary blades and to develop the calculating method of plate velocity. Design/methodology/approach. The simulation of the thick plate shearing process on the rotary discs basing on the finite elements method has using. The dependences of the kinematic and force parameters of the process are calculated having four steel (steel 20, 65Г, 75, 15XCHД) as sample. The simulation results are well similar with the results of previous studies experiments. Findings. The magnitude of the steady state shearing velocity is determined for case when external forces of resistance are not presented, and also evaluating of influence of friction coefficient and external forces of resistance on a magnitude of velocity is executed. Originality/value. For described conditions the algorithm of calculation of velocity is shearing plate on discs blades is developed.

Keywords: shearing velocity, plate, disc blades, external forces of resistance.

Theoretical analysis of the conditions for improving the accuracy of treatment in the deployment of holes / T.M. Brizhan, S.A. Ditinenko // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 21–28. – Bibliogr.: 5.

The paper presents a mathematical model for determining the components of the cutting forces when deployed holes with oblique cutting positions that will ensure a high convergence of calculated and experimental data. Theoretically and experimentally demonstrated the possibility of a significant reduction in the tangential and radial component of the cutting force due to the creation of inclined teeth on the scan, thereby increasing the accuracy of machining holes. In particular as it relates to the treatment of holes with uneven allowance when formed unbalanced radial component of the cutting force, which determines the error handling. Significant influence of the intensity of the friction on the front surface of the tooth to sweep the cutting forces when deployed holes. It is found that incorporating friction forces converging chip along the cutting tooth scan allows you to bring the calculated values of the tangential, radial and axial components

of the cutting force to the experimental values. Practical recommendations for improving the accuracy of treatment in the deployment of holes.

Keywords: deployment of holes, teeth sweep, machining, precision machining, the cutting force, the shrinkage factor shavings.

Theoretical research operations Blacksmithing broach scheme use strain "passes" / V.A. Grinkevich, V.L. Chukhleb, G. Banashek, A.V. Ashkelyanets // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 28–34. – Bibliogr.: 5.

The article discusses the results of mathematical modeling of plastic deformation when the blacksmith broaching operations on the hammer when using the scheme of deformation "passes". Indicated that there is a need for knowledge-based differences in the use of various schemes broach reasonable offer one of them to obtain the required quality forged products. The analysis of the influence of the parameters of the stress-strain state and temperature on the quality of the forged forgings. Definition of indicators of stress-strain state in the implementation of the scheme broach "passage" was carried out by mathematical modeling in software product «FORGE2008». In the cross-sectional and longitudinal torsion occurs preform which leads to significant deformation unevenness. Established that avoid asymmetrical distribution parameters of the stress-strain state is possible due to the uneven distribution of pre-induced these same quantities pre-deformation, ie, preparation blanks before broaching. This preparation consists in the use of the known circuit with pre-deformation draft.

Keywords: ledge, properties, dependence, forging, billet, upset, tool, quality.

Simulation of metal microstructure evolution in hot forging processes / I. Zhabankov // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 34–39. – Bibliogr.: 5.

Proposed the method of metal microstructure evolution in hot forging processes. The method is based on calculation of grain size during static, dynamic and meta dynamic recrystallization. Based on finite element method was made the simulation of upsetting process in flat plates. Based on the finite element method obtained the fields of effective strain, effective strain rate and temperature distribution in cross section of billet. It was obtained distribution of grain size in cross section of billet which forged by upsetting. Determined that grain size has a different value in different zones of billet. The biggest grains dislocates in the hard deformation zone of billet. This leads to inhomogeneous distribution of mechanical properties of billet. It is necessary to investigate new schemes of forging the billets like disks which are provides the homogeneous distribution of effective strain in billet.

Keywords: microstructure, forging, simulation, recrystallization, methodic, upsetting, finite element method.

Method three-dimensional mathematical modeling process formoobrazovanyya hnutyh closed cross-section profiles / A.S. Zabara // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 39–46. – Bibliogr.: 5.

In the article the technique of three-dimensional mathematical modeling of cold-formed sections closed section by rainfall billets, provides high-quality profiles. Using the software Ansys Ls-dyna, allows you to simulate a continuous process of formation in three calibers, to determine a more accurate geometry for the cross-sectional profile of the finished, and also allows for a more accurate analysis of the reliability of the results. For better visibility and credibility of the results, as well as to obtain more precise geometry for the cross-sectional profile of the finished, simulated a continuous process of forming GPZS. Analysis of the results of calculations using the developed mathematical model showed the actual shape of the deformation zone, the final forming of cold-formed sections closed section at the front end, and in the steady process - power parameters. Model finite element method allows to calculate the geometry of the forming tube blank on all passes, to determine the parameters of the stress-strain state of the pipe at any point and at any time.

Keywords: bent profile of the closed section, of the device, forming, power parameters of the process.

To the problem of minimizing the deformation during heat treatment of wear-resistant clad rolling / V.G. Zahoryansky A.A. Shapoval, D.V. Mospan // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 46–55. – Bibliogr.: 16.

In the paper known calculation method (I.A. Ryabtsev with colleagues, The E.O. Paton Electric Welding Institute) of determination of deformation of clad wear-resisting rolled metal at hardening is specified. A case of composition $C\tau_3+Y20X6T2Д$ (carbide wear-resistance steel) used for agricultural machinery industry in the conditions of abrasion damage is considered. Results of calculation of bending flexure of bimetal plates is specified. The additional influencing parameters to the model of calculation of bending flexure of plates besides of temperature of hardening is entered. On a basis of this method an optimization model of calculation is developed and its program realization in program Microsoft Excel (add-in Solver) is fulfilled.

Keywords: wear-resisting rolled metal, two-layered sheet, minimization of deformations, heat treatment, radius of curvature, temperature of hardening, optimization.

Process analysis of stepwise cranked and eccentric shafts upset with shift stamping / O.Y. Zalvovskyy, VI Kuz'menko // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 56–62. – Bibliogr.: 7.

This article is dedicated to analysis of the processes of punching of: - the stepped shafts in consideration of buckling planted workpiece; - workpieces of crankshafts by punching in open dies (или open press tools); - and also by using of advanced methods of metal forming. Design and operational features of the crankshaft and the eccentric shaft are studied. It's stipulated the using of the cold heading method with a shift as the most suitable and rational for the production of parts such as the eccentric shaft. Ways of getting the workpiece of eccentric shaft of brake system of automobile and tractor's equipment by using cold heading operations with a shift (bending). Setting task is to explore this process to obtain energy and power parameters.

Keywords: stepped shaft, crank shaft, eccentric shaft, hot forging, cold heading, macrostructure.

The shape and dimensions of the stress-strain state of deformed tubular blanks with different relative thickness in cold open expanding // V.L. Kalyuzhniy, I.P. Kulikov, J.S. Aleksandrenko // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 62–70. – Bibliogr.: 8.

The FEM calculations results of tubular blanks with different relative thickness in cold open expanding by conical punch are carried out. The expanding efforts dependence of the punch movement until loss of stability of the workpiece wall are carried out. There are set the shape and dimensions of deformed workpieces and distribution components of the stress-strain state in them. Normal stress distribution on a surface of the punch that contacts the workpiece are revealed. All necessary data for the design technology of cold distribution are obtained by FEM.

Keywords: open expanding, tubular blank, relative thickness, conical punch, FEM, expanding efforts, stress-strain state, expanding coefficient.

Stress-strain state of tubular blanks in expansion by traditional conical punch and special profile punch / O.L. Kalyuzhniy // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 70–80. – Bibliogr.: 5.

The FEM analysis results of open and closed tubular blanks expansion of stainless steel by traditional conical punch and special profile punch are carried out. The deforming surface of the special profile punch formed by the intersection of the constant diameter circles, whose centers are located on the respective step at an angle to the axis of the punch. Using such a punch reduces the friction forces impact in the expansion and increase the expansion coefficient. The compared of the power modes and the stress-strain state of workpieces in open expansion by traditional conical and special profile punch. The experimental results confirmed the results of the calculations.

Keywords: open and closed expansion, tubular blank, conical punch and special profile punch, finite element method, the expansion effort, the stress-strain state of the workpiece, the expansion coefficient

Study of efficiency process lubricants during hot stamping superalloys / B.S. Kargin, S.B. Kargin, A.S.Burlutskiy // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 80–85. – Bibliogr.: 5.

Experimental study of the effectiveness of lubricants on the basis of glass combined with graphite and phosphate preparation in hot forging of superalloys; establishment of the protective properties of glass coatings to prevent scale formation on heating. Research on the effectiveness of lubricants was carried out by precipitation ring samples of superalloys ЭП-33 and ЭП-479; protective properties of the coatings was determined by thermal gravimetric analysis. Values of the coefficient of friction μ in hot forging of superalloys with different compositions process lubricants; quantitative estimation of the protective properties of the glass coating when heated. The composition of the glass coating, which ensures minimum friction coefficient and improves the resistance dies during hot forging of turbine blades.

Keywords: forgings, turbine blade, heating, stamp, grease, deformation, resistance.

The lows of deformation development at the bending of cylindrical billets by the longitudinal applied forces / V. V. Kukhar // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 85–92. – Bibliogr.: 15.

The processes of deformation at the receiving of profiled work-pieces by the longitudinal bending for the next finishing operations of die-forging or open forging are contemplate analytical. The longitudinal bending was considered as gathered processes of the forming of side profile of semi-finished work-piece and bending of the billet. The methodic of calculation is carry out and lows of changing of radius of curves on the neutral layer, displacing of the neutral line of strains and values of strain on inter and outer radiuses on the bisector of bending angle of cylindrical billet at longitudinal bending are determinate in depending from those basic parameters as the degree of deformation and relation of initial dimensions of billet. There is put right that the radius of curving of the neutral layer of work-piece is reducing with rising of buckling. In this case the step from compressing to bending for most shot billets is beginning most sharp. There is determinate for diapason of upsetting from 20 to 50 % of the billets with relation their height to diameter near 6.0 is exist the zone of stretching, and the billets with relation their height to diameter near 4,0 on continuing of all upsetting is in the field of compressing.

Keywords: longitudinal bending, cylindrical billets, forming, strain, displacing of the neutral line, radius of curves, border fibres.

Perspectives improvement of technological processes profiling spiral grooves on the tubes / V. O. Makovej, V. S. Mel'nik, P. Ju. Procenko // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 93–103. – Bibliogr.: 6.

Effective way to reduce overall dimensions and metal consumption of the heat exchangers is the intensification of the heat transfer process that can be achieved using corrugated tubes, which are currently widely used in heat exchangers. One of the easiest ways to produce heat exchange screw tubes is corrugating process, which can be carried on the universal equipment.

The simulation of profiling spiral corrugated profile by roller spinning with backpressure and without using a software package Deform 3D was conducted. The main tool is deforming spinning head with the roller. The effect of pressure on the formation of screw tubes was investigated. A number of experimental studies on manufacturing spiral corrugated profiles with and without backpressure were conducted. The technology for obtaining helical tube without using mandrel and using backpressure was designed.

In this paper indicated the future direction of technology for spiral corrugated tube.

Keywords: roller spinning, spiral corrugated pipe, three-roll spinning-head.

Problems of passenger transportations by transport of general usage of Kremenchug / N.N. Moroz // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 103–108. – Bibliogr.: 3.

The results analysis of processing of the information about passengers a flow is carried spent, ways of the decision of transport problems of urban transportations of the passengers is developed. Proceeding from materials of research, it is offered to improve quality of service of the population at the expense of improvement vehicles structure, improvement of the schedule of movement and creation of system of dispatching management, maintenance of the rolling-stock by information cliches according to the working requirements of the normative certificates, redistribution of a transport flow on parallel to the central highways of the streets prospectuses, performance of transportations under the fixed schedule of movement at evening o'clock and days off. Development and further modeling of routing system of city, specify a priority of development of transportations of the passengers by ecologically pure electrotransport and partially by private enterprises.

Keywords: passenger transport, schedule, service, dispatching management.

Electrodigit processing of sheet details as new possibilities and highly effective alternative to traditional technologies / V. I. Nosulenko, V. N. Shmelyov // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 108–115. – Bibliogr.: 3.

The analysis methods of manufacturing sheet details by different methods of processing. The field of rational use of different methods of processing sheet details. Shown the advantages and disadvantages of various methods of manufacturing sheet details. The generalised technique is developed, allowing to define the cost price of the details made with application of dividing operations. Obtain a generalized graph cost price manufacture of shaped sheet details. Developed a scheme selecting the optimal method for performing the operations of dividing sheet details. Given the prospects for further development of the technology of manufacturing sheet details, depending on seriality of manufacture. Shows a possible electroerosion machining while performing different types of operations. The conclusions about expediency of application of electrodigit of processing for the manufacture of sheet details as highly effective alternative to traditional technologies.

Keywords: electrodigit processing, electroerosive processing, air plasma cutting, dimensional processing electric arc, sheet details

Cold forging of die cavity for high pressure apparatuses in condition of differential backpressure / V.V. Pimanov // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 115–121. – Bibliogr.: 5.

The article presents results of computer simulation by finite element method of cold forging of cavity differential backpressure in workpiece made of steel P6M5 in condition of differential backpressure on the free surface of workpiece for pressure washers. Modeling was performed using the software package DEFORM. It was found by simulation determined required backpressure that provides forging without destruction, finale detail's dimensions, forces of forging process, stress distribution on work tools (punch, master-punch and container), the stress-strain state and the degree of metal plasticity utilization in the

volume of deformed workpiece. A die tooling is designed and made on the basis of obtained data. The experimental forging of die cavity made of steel P6M5 for apparatus of high pressure. Experimental study on the extrusion die cavity differential backpressure of hydraulic press PO443 force of 20 MN. The microstructure analysis on specific areas of deformed workpiece is carried out.

Keywords: cold forging, die cavity, differential backpressure, master-punch, simulation, finite element method, microstructure.

Study of changes in energy pulsed briquetting machine parameters (MIB) during its warm / S.I. Planckovsky, A.A. Pavlenko // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 121–128. – Bibliogr.: 6.

A model of the warming of the combustion chamber briquetting machine pulse. The values of the heat flux acting on the combustion chamber wall during the combustion of the fuel mixture. The dependence of temperature change of the inner surface of the chamber of the machine at the time the operational temperature range of the constancy of the mass portions fuel gas supplied to the combustion chamber. A nomogram for determining the pressure of the fuel mixture at the working cycle provides energy stability IIB in the operational temperature range.

Keywords: machine pulse briquetting, processing chips, briquettes, finite element model, the pressure of the fuel mixture, heating the combustion chamber.

Power condition of stability process of cold sheet rolling / R. J. Romanjuk, A. A. Tolok // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 128–136. – Bibliogr.: 10.

Balance of forces in the byte of deformation is in-process analyses at cold sheet rolling without the tension account. It is shown, that together with contact retracting and expulsive forces it is necessary to consider and forces which are called by a metal flowage. Formulas which allow to find current contact forces and forces of a flowage of metal on known orthographic epures of contact voltages are resulted. Results of theoretical researches by definition limiting conditions are resulted at thin sheet rolling without a tension. On the basis of the given method of consideration of forces, the power condition of conducting resistant to process of cold sheet rolling with a tension and without it is developed. Known conditions of conducting resistant to process of rolling are analyses and compared. Results of researches by definition limiting conditions of capture, proceeding from a back tension, for an industrial camp of cold rolling 1400 are resulted by tin manufacture. Leading-outs are drawn on possibility of application of the developed power condition for definition of stability of process of thin sheet deformation.

Keywords: byte of deformation, force, equilibrium equation, stability, cold sheet of rolling, condition.

Technical requirements for high-quality rails for main railways / A.S. Ruduyk, Ya.M. Pykhtin, L.I. Ivanisenko, A.S. Bespoyasova // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 136–145. – Bibliogr.: 4.

Based on results of earlier made comparative analysis of requirements of European standard EN 13677-1:2011 «Railway applications – Track – Rail – Part 1: Vignoles railway rails 46 kg/m and above» [1] and Russian standard GOST R 51685-2013 «Railway rails. General specifications» [2] and taking into account construction of new rail-structural shop one be developed technical requirements for high-quality rails for main railway lines.

Developed requirements for rails will be furthered reliability, resource saving during operation and traffic safety for railway transport, widening of rail markets, participation of product manufacturers in worldwide industrial cooperation and attraction of capital investments.

Keywords: rails, resource of tonnage operation time, technical requirements, mechanical properties, rail quality, chemical composition.

Theoretical studies of the energy intensity of the machining and the conditions of its reduction / I.A. Ryabekov, F.V. Novikov // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 145–150. – Bibliogr.: 7.

We obtain analytical dependence for the determination of the energy intensity of treatment at cutting cutting and abrasive tools. It has been established that the energy consumption in grinding processing is always greater than when the cutting blade tool in connection with the negative rake angles of the cutting abrasive grains and binder intense friction wheel with a workpiece material. Theoretically also proved that when grinding energy intensity processing is always greater than when microcutting single grains due to the presence of friction circle bundles with the material being processed. It is shown that the energy intensity of treatment is significantly affected by the radial component of the cutting force. Therefore, the main condition for reducing energy consumption in grinding and processing as a whole when sanding must be considered primarily a reduction of the radial component of the cutting force by reducing the intensity of the friction in the cutting zone. The theoretical solutions are used in the selection of optimal methods of machining of machine parts.

Keywords: machining, grinding, turning, processed material, the energy intensity of the processing, cutting force, processing performance, single grains.

Research of dynamics of process of pressing of metallic powder on вибростолі with a «hard» matrix and simultaneous static pressing / Savelov D.V. // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 150–156. – Bibliogr.: 10.

In the article the mathematical model of the dynamic system is offered «вибростол is metallic powder is a погружающий puncheon», in which metallic powder is presented as a system with the up-diffused parameters. Using the known method of reactions, it was worked out a differential wave equation of vibrations. Differential equalization of motion in the structure takes into account physical and mechanical descriptions of metallic powder, friction of layers of powder and his distributing ability. Theoretical expressions which describe conformities to law of motion of the pressed metallic powder are got, вибростолі with a «hard» matrix and puncheon taking into account operating effort of погруження. Practical recommendations are given on application of technology of preliminary compression with simultaneously operating static погруженням.

Keywords: mathematical model, dynamic system, metallic powder, vibration table, puncheon.

Analysis of the work vapor-die forging hammers, depending on the energy source // Sobol M.A, Danilenko V.Y, Severin A.Yu, Koltakova A.A. // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 156–164. – Bibliogr.: 4.

Reducing the series production at factories, led to inappropriate use of exhaust steam from thermal power plants, as this energy source is unprofitable to use at low loading equipment i dorogoy. In such conditions, methods and techniques of manual hammers, which are used to technologists, mechanics and forge shops do not always bring the desired result and lead to a loss-making steel production. Therefore, some companies are moving to the compressed air, upgrading the factory air system in this work, a comparative analysis of the works of variables driving forces on the pair, and the compressed air on the basis of which offers recommendations that will enable production workers usovershenstvovt management systems Blacksmith Hammer, and increase the impact energy.

Keywords: energy source, choking, falling parts, spool, spool hub, the indicator diagram.

Improving the efficiency of surface grinding process on the basis of analysis of the influence of dynamic factors / R.M. Strelchuk // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 165–170. – Bibliogr.: 5.

A method for determining the stability regions in grinding, which allows the design stage of the machine, as well as in the development of technological processes, cutting speed calculation machining and predict fairly reliably determine the zone in which the processing will be carried out optimally. At processing preparations on grinding machine tools often there are vibrations, which of deterioration of units of the machine tool, reduce accuracy, increase a roughness and sinuosity of the processed surface, increase the charge of the tool. Proceeding from this, the finding by a settlement and experimental way of borders of area of steady job is a urgent scientific and practical task. Increased cutting speed when grinding leads to increased productivity and lower costs of processing and CBN abrasive wheels, allows to obtain the desired quality of the surface layer of the metal pieces and the size of the specified accuracy. Increasing the speed range of 30 ... 35 m / s to 70 m / s provides time for reduction in the main batch processing workpieces an average of 3 ... 3.5.

Keywords: dynamical system, amplitude and phase frequency response of the machine spindle, the intensification of the process of grinding.

The density distribution of the eddy-currents in the metal sample excited field line current / G. M. Suchkov, Yu. V. Homyak, S. N. Globa, A. Yu. Slobodchuk // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 170–175. – Bibliogr.: 7.

The analysis of common methods and means of nondestructive testing of metal. The features of eddy-current testing. Shows the relationship for the vector potential of the magnetic field generated by alternating current linear conductor. The calculation of the density of the eddy-currents in the sample sheet of ferromagnetic and non-ferromagnetic metals. The graphs, allowing to estimate the parameters of the eddy-currents in the interior as a non-ferromagnetic and ferromagnetic metals. Illustrates the complexity of the flow distribution of the eddy currents, which depends on the properties of controlled metal. Shown that for a ferromagnetic material must mention the great spreading of eddy-currents near the surface compared to the non-magnetic metal. It is shown that the maximum value of eddy-current density is at a depth rather than on the surface of the inspection object.

Keywords: eddy-currents testing, eddy-currents probe, object control, current density, vector potential.

Determination of the quantity tension during pressing the carbide cutting matrices / V. L. Khorolskiy // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 175–183. – Bibliogr.: 7.

It was determined the magnitude of interference with the banding carbide cutting matrix that eliminates the appearance of tangential tensile stress in the segments. The method of calculating the required value tightness largest maximum radial displacement of the points of the middle surface of the matrix caused by the system of forces in the segments. Calculate the required value of tightness for pressing carbide blanking matrices in steel cages. The results showed that it is possible to apply with little landing interference. Press-fit can be made without preheating clips. Recommended landing (contact) surface of the cone to make a one-way angle of $1^\circ \dots 1^\circ 30'$.

Keywords: pressing, carbide materials, stresses.

Assessing the impact of grit abrasive surface roughness when sanding / V.G. Shkurupiy, F.V. Novikov, A.G. Kruk // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2014. – № 44 (1087). – P. 1184–190. – Bibliogr.: 7.

In dealing with the position of the probability theory, analytical dependence for the determination of surface roughness when sanding considering cutting grain in the form of a sphere. An assessment of the impact of grit abrasive grains on the surface roughness. Theoretically found that with decreasing grain size of the abrasive powder surface roughness decreases virtually linearly. This indicates the possibility of virtually unlimited reduce surface roughness with decreasing grain size of the abrasive powder. It has also a significant impact velocity radial flow on the surface roughness, it decreases with decreasing velocity of

radial flow. In the simulation of the abrasive grains in the form of spheres surface roughness takes smaller values as compared with the case where the abrasive grain pattern-ruyutsya in the form of a cone. This brings the calculated data to the practical data. Develop practical recommendations for improving the processing of loose abrasive surfaces of machine parts, based on the developed mathematical model formulated the basic conditions reduce the roughness of machined surfaces when sanding.

Keywords: abrasion, the abrasive grains, grain, the surface roughness, the speed of the radial feeder.

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО
УНІВЕРСИТЕТУ «ХПІ»**

Збірник наукових праць

Серія
«Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів
у машинобудуванні та металургії»

Випуск 44 (1087) 2014

Науковий редактор: д-р техн. наук проф. А.П. Марченко

Технічні редактори: Т.Л.Коворотний, О.С. Курандо

Відповідальний за випуск канд. техн. наук Г.Б. Обухова

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ: 61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21, НТУ «ХПІ»
каф. обробки металів тиском, тел. (057) 707-60-40, 707-69-16, e-mail:

Обл. вид. No 92-14

Підп. до друку 18.11.2014 р. Формат 60x84 1/16. Папір офсетний. RISO-друк. Гарнітура Таймс.
Ум.друк.арк. 8,6. Обл.-вид. арк. 8.9.

Наклад 300 прим. Зам. No 17. Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ «ХПІ».

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК No 116 от 10.07.2000 р.

61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Видавництво та друк ФО-П Шейніна О.В.

61052, Україна, м. Харків, вул. Слов'янська, 3

Тел. 057 759-48-79

Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру видавців,
виготівників і розповсюджувачів видавничої продукції
ДК No 2779 від 28.02.2007 р.