

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

ВІСНИК

НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ «ХПІ»

Серія: «Нові рішення в сучасних технологіях»

№ 43 (1016) 2013

Збірник наукових праць

Видання засновано в 1961 р.

Харків
НТУ «ХПІ», 2013

Вісник Національного технічного університету «ХПІ»

Збірник наукових праць. Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016)– 239 с.

Державне видання

Свідоцтво Держкомітету з інформаційної політики України

КВ № 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. №1 – 05/4. (Бюлетень ВАК України №6, 2010 р. стор. 3 № 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. Спіфанов, 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. Тимофєєв, д-р техн. наук, проф.

Редакційна колегія серії:

Відповідальний редактор: Є. І. Сокол, член-кор. НАН України, д-р техн. наук, проф.

Відповідальний секретар: А. В. Івахненко, ст.викладач, Т. Л. Коворотний, асист.

Члени редколегії : Л. Л. Брагіна, д-р техн. наук, проф.; В. Г. Данько, д-р техн. наук, проф.; В. Т. Долбня, д-р техн. наук, проф.; В. Я. Заруба, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.; Б. В. Кліменко, д-р техн. наук, проф.; О. С. Куценко, д-р техн. наук, проф.; Г. І. Львов, д-р техн. наук, проф.; Н. Н. Олександров, д-р техн. наук, проф.; П. Г. Перерва, д-р екон. наук, проф.; М. І. Погорелов, канд. екон. наук, проф.; Л. Г. Раскін, д-р техн. наук, проф.; Р. Д. Ситнік, д-р техн. наук, проф.; В. Я. Терзіян, д-р техн. наук, проф.; В. І. Тошинський, д-р техн. наук, проф.; В. І. Шустіков, д-р техн. наук, проф.

У квітні 2013 р. Вісник Національного технічного університету «ХПІ», серія «Нові рішення в сучасних технологіях», включений у довідник періодичних видань бази даних Ulrich's Periodicals Directory (New Jersey, USA).

Рекомендовано до друку вченою радою НТУ «ХПІ»

Протокол № 9 від 01 листопада 2013 р.

© Національний технічний університет «ХПІ», 2013

УДК 621.735.3

Л. И. АЛИЕВА, канд. техн. наук, доц., ДГМА, Краматорск;**Я. Г. ЖБАНКОВ**, канд. техн. наук, ст. преподаватель, ДГМА, Краматорск;**В. Ю. СТАНКОВ**, начальник ЦЗЛ ПАО «ЭМСС», Краматорск.**КОВКА ПОКОВОК ТИПА ВАЛОВ С ПРОДОЛЬНЫМ СДВИГОМ СПЕЦИАЛЬНЫМИ БОЙКАМИ**

Установлено влияние геометрических параметров бойков на деформированное состояние заготовки и дефектообразование. Установлено, что протяжка цилиндрической заготовки ступенчатыми бойками должна осуществляться с минимальным зазором и с обжатиями равными 10-15% от диаметра заготовки. Протяжка плоской заготовки должна осуществляться бойками со скошенной ступенькой, что обеспечит при дальнейшей правке качественную поверхность заготовки.

Ключевые слова: цилиндрическая заготовка, протяжка, бойки ступенчатые, деформированное состояние, дефекты образования.

Введение. Известно, что на качество металла, его механические свойства при получении изделий горячим деформированием значительное влияние оказывает напряженно-деформированное состояние (НДС) заготовки. В последнее время большая часть работ в области материаловедения посвящена изучению влияния степени горячей деформации на структуру различных материалов. Одним из примеров таких работ является исследование структурной чувствительности аустенитной нержавеющей стали 304Н к горячей пластической деформации [1]. Авторами работы проведены исследования по осадке цилиндрических образцов, которую производили при температуре 1050 °С со скоростью деформации 0,1 с⁻¹. Логарифмическая степень деформации при осадке достигалась от 0,2 до 0,8. После деформации образцы сразу же охлаждались в воде. Установлено, что с увеличением степени деформации образца размер зерна уменьшается, при логарифмической деформации равной 0,2 средний размер зерна составил 20 мкм, а при деформации 0,8 он в 4 раза меньше (5 мкм). Подобные исследования на других материалах приведены и в работах [2-5].

Анализ проблемы. Основными параметрами, которые влияют на напряженно-деформированное состояние заготовки, в процессах ковки являются форма инструмента и заготовки, механический режим ковки и температурный фактор [6]. Наиболее простой способ управления НДС заготовки это применение инструмента специальной конфигурации, который в сочетании с рациональным механическим режимом ковки позволяет получать поковки высокого качества. Анализ работ [6, 7] показал, что для получения поволоков типа валов ответственного назначения рациональным является протяжка слитка плоскими бойками через пластину, кроме того в данных работах упоминается промежуточное профилирование заготовки в виде пластины специальным инструментом – бойком выпуклой формы. Однако установлено, что применение ступенчатых бойков при промежуточном

профилировании заготовки (рис. 1) является более эффективным с точки зрения величины деформаций в центральной дефектной части слитка. Кроме того применение ступенчатых бойков позволяет снизить количество проходовковки, т.к. не нужна кантовка заготовки при ее профилировании.

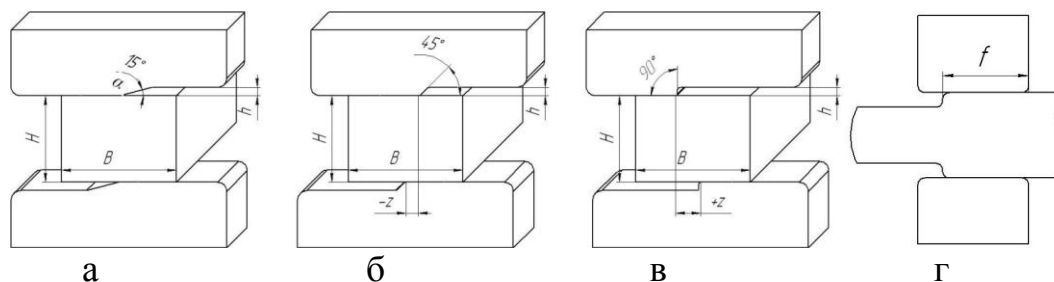


Рис. 1 – Схема обжима плоской заготовки ступенчатыми бойками: а – нулевой зазор, б – отрицательный зазор, в – положительный зазор, г – вид сбоку

Данная схема протяжки требует дополнительного изучения т.к. предварительные эксперименты показали, что в заготовке могут возникать определённые дефекты. Таким образом, необходимо установить рациональные параметры процессаковки с применением продольного сдвига.

Целью данной работы является исследование дефектообразования в процессе профилирования заготовки ступенчатыми бойками и разработка рационального режима протяжки.

Методика исследований. Теоретические исследования выполнены методом конечных элементов. Для моделирования задавали следующие параметры: материал заготовки сталь 35, начальная температура заготовки 1100 °С, температура инструмента 20 °С. Скорость движения инструмента 28 мм/сек, коэффициент пластического трения по закону Зибеля 0,35.

Экспериментальные исследования выполнены на свинцовых образцах и заключались в протяжке цилиндрической заготовки на пластину с относительными размерами $B/H=1..2$, обжатии заготовки ступенчатыми бойками и правки плоскими бойками (рис. 2). Ширина бойков 28 мм.



Рис. 2 – Общий вид инструмента и заготовок для проведения экспериментальных исследований

Результаты исследований. Теоретическое исследование протяжки цилиндрической заготовки ступенчатыми бойками.

Для обеспечения наилучшей проработки литого металла исходной заготовки и обеспечения минимальной неоднородности распределения

деформаций в заготовке предложено, ступенчатыми бойками обжимать цилиндрическую заготовку, причем обжим должен производиться с кантовкой заготовки на 90 градусов. При протяжке слитка по такой схеме будет получаться заготовка четырехлучевой формы, ковка которой в дальнейшем, позволит за счет развитых макросдвиговых деформаций повысить качество изделия [8]. Проведено исследование влияния размеров бойков и величины их зазора на формоизменение заготовки. Заготовка диаметром 1000 мм обжималась бойками с уступом высотой h равной 100, 200 и 300 мм. Для бойков с уступом $h=200$ мм рассматривали три зазора $Z=100, 200$ и 300 мм.

На рис. 3 показано сечение заготовки после обжатия ступенчатым бойком, ее кантовки и повторного обжатия. Сечение заготовки имеет четырехлучевую форму, ковка которой по традиционным схемам имеет определенные преимущества, заключающиеся в качественной проработке металла. Кроме того, поле распределения интенсивности логарифмических деформаций достаточно однородно по всему сечению заготовки.

На рис. 4 приведено формоизменение заготовки при ее ковке бойком с высотой уступа 300 мм. Видно, что после кантовки заготовки и ее обжатия образуется дефект, обозначенный на рисунке областью А, который заключается в деформировании части заготовки и образовании зажима, что не допустимо. Т.е. обжатие заготовки на данную величину не допускается.

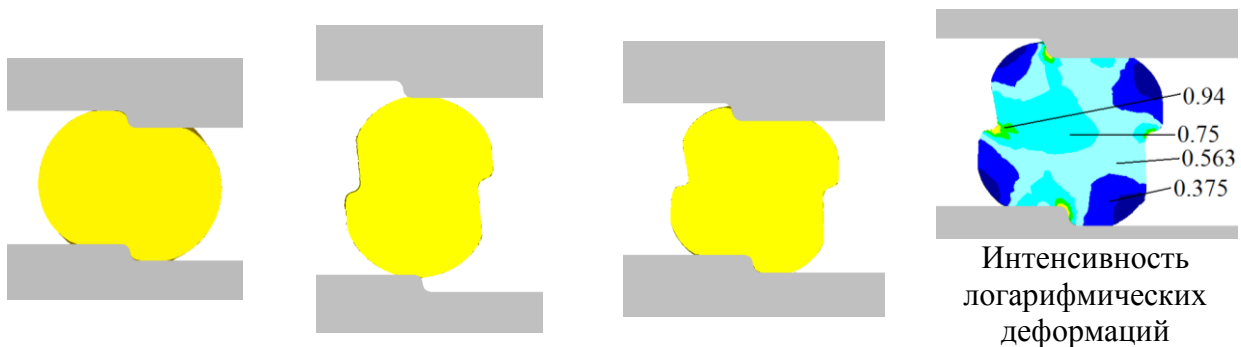


Рис. 3 – Формоизменение поперечного сечения заготовки при ковке ступенчатым бойком с нулевым зазором и высотой уступа 100 мм



Рис. 4 – Формоизменение поперечного сечения заготовки при ковке ступенчатым бойком с нулевым зазором и высотой уступа 300 мм

На рисунке 5 приведены результаты исследования влияния величины перекрытия между верхним и нижним бойками на формоизменение заготовки. Из рисунка видно, что при нулевом зазоре заготовка после обжатия, кантовки и

повторного обжатия имеет крестообразную форму, но в выделенной области А в заготовке начинает образовываться зажим, который при дальнейшей ковке трансформируется в поверхностный зажим, что приведет к неминуемому браку.

При увеличении перекрытия между бойками заготовка после второго обжатия принимает форму все более отдаленно похожую на форму четырехлучевой заготовки.

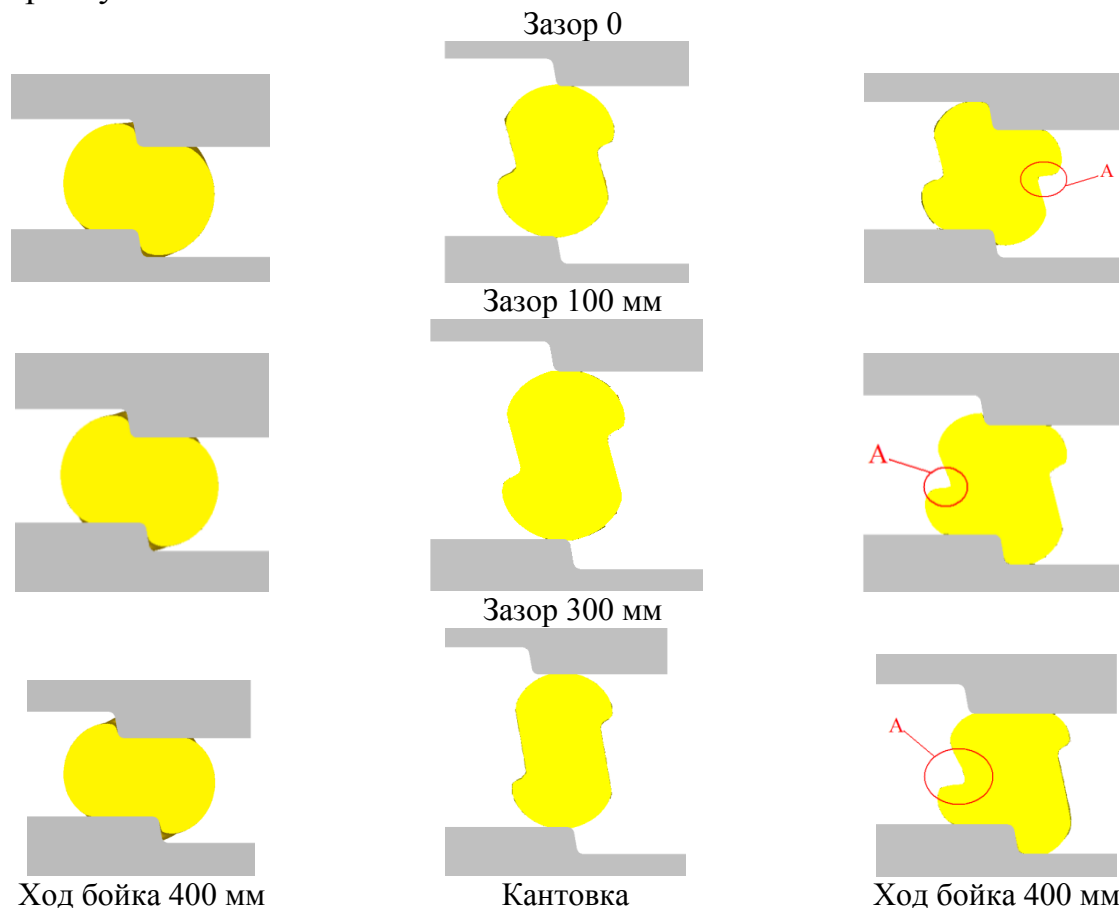


Рис. 5 – Формоизменение поперечного сечения заготовки при ковке ступенчатым бойком с различным зазором и высотой уступа 200 мм

Часть заготовки со стороны верхнего бойка практически не деформируется за счет большой площади контакта, преимущественная деформация сосредотачивается в нижней части заготовки. На боковой поверхности заготовки образуется зажим.

Таким образом, не рекомендуется проводить ковку цилиндрической заготовки по схеме обжатие кантовка обжатие при использовании ступенчатых бойков с отрицательным зазором. Зазор между бойками должен быть минимальный, а величина обжатия должна быть в пределах 10-15% от диаметра исходной заготовки.

Протяжка пластины ступенчатыми бойками.

Из литературы известно, что ковка поковок типа валов эффективна с использованием протяжки через пластину и для дополнительной проработки ее центральной части рекомендуется производить дополнительное обжатие выпуклым бойком [7]. С точки зрения проработки центральной части заготовки

эффективным является профилирование ступенчатыми бойками. Процессковки будет выглядеть следующим образом: протяжка цилиндрической заготовки до заготовки с прямоугольным поперечным сечением, профилирование ступенчатыми бойками, правка плоскими бойками и ковка вала по стандартным режимам.

На рисунке 6 приведена заготовка, которая после протяжки в ступенчатых бойках с углом скоса ступеньки 90° была протянута в плоских бойках.



Рис. 6 – Заготовка до и после протяжки в плоских бойках

Видно, что после протяжки плоскими бойками на заготовке образуется зажим в области Б. Из этого можно сделать вывод, о том, что протяжка заготовки в ступенчатых бойках с углом скоса ступеньки 90° перед протяжкой на плоских бойках ведет к дальнейшему дефектообразованию (зажиму).

С целью исключения зажима на поверхности необходимо ступеньку на бойке выполнить более плавной, т.е. с меньшим углом. На рисунке 7 приведена заготовка, которая после протяжки в ступенчатых бойках с углом скоса ступеньки 45° была протянута в плоских бойках.

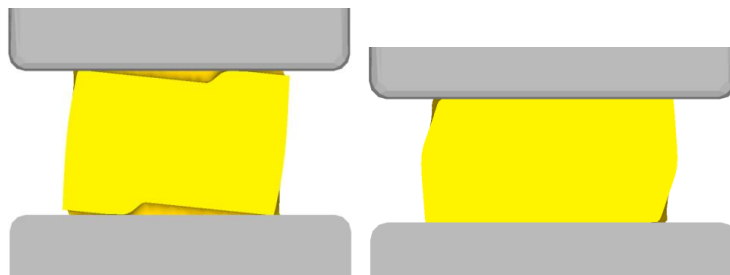


Рис. 7 – Заготовка до и после протяжки в плоских бойках

Видно, что после протяжки плоскими бойками на поверхности заготовки не образуется зажим, следовательно, ступенька на бойках должна выполняться со скосом уклоном не более 45° .

Для экспериментальной проверки полученных результатов проведены испытания по описанной ранее методике. На рисунке 8 изображена заготовка, прошедшая предварительную протяжку на пластину и профилирование ступенчатыми бойками с углом скоса ступеньки 90° .

Правка заготовки осуществлялась плоскими бойками. Эксперимент показал, что на поверхности заготовки остается зажим, который ковкой практически невозможно устранить, что ведет к неизбежному браку (рис. 8 б).

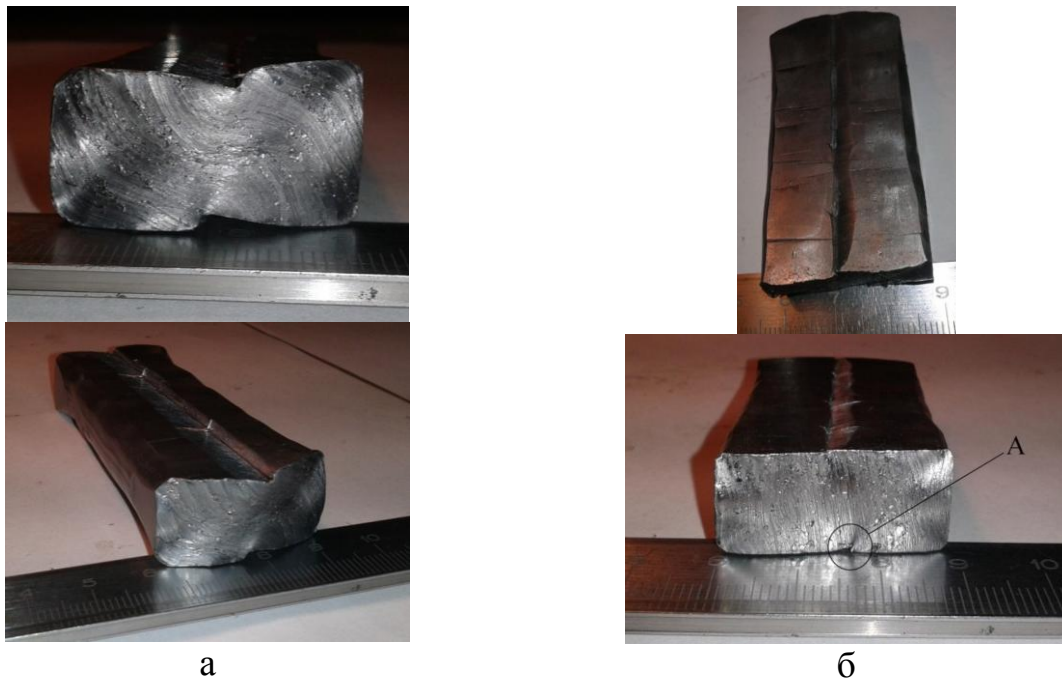


Рис. 8 – Заготовка для правки после протяжки ступенчатыми бойками: а – с углом скоса ступеньки 90° и б – правки плоскими бойками

По аналогии с теоретическими исследованиями изготовлены бойки с углом скоса ступеньки 45° , и проведено профилирование заготовки данными бойками. На рисунке 9 изображена такая заготовка.

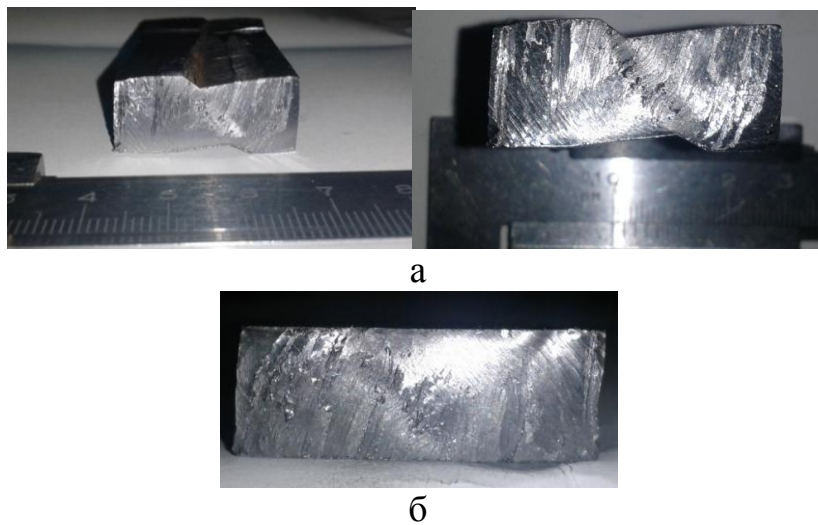


Рис. 9 – Заготовка после профилирования ступенчатыми бойками: а – с углом скоса ступеньки 45° , б – правки плоскими бойками

При правке такой заготовки плоскими бойками на ее поверхности не образуется зажимов (рис. 9 б).

Кроме зажимов на поверхности заготовки возможно появление трещин из-за исчерпания ресурса пластичности металла. Для определения вероятности появления трещин, проведено исследование на основе моделирования методом конечных элементов. На рисунке 10 показаны картины распределения полей деформаций и напряжений в поперечном сечении заготовки, из которых видно,

что наиболее опасными с точки зрения дефектообразования являются зоны металла заготовки, которые находятся в непосредственной близости к ступени бойка. Это связано, с тем, что деформации и интенсивность напряжений там наибольшие.

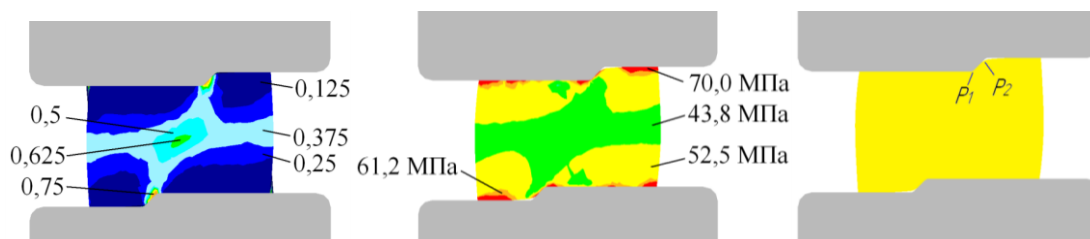


Рис. 10 – Поля распределения интенсивности деформаций и напряжений в поперечном сечении заготовки при ее профилировании ступенчатыми бойками

На основе полученных данных о напряженно-деформированном состоянии заготовки был рассчитан показатель жесткости схемы напряженного состояния η для точек на поверхности заготовки по следующей формуле:

$$\eta = \frac{3 \cdot \sigma_{cp}}{\sigma_i},$$

где σ_{cp} – среднее напряжение, МПа;

σ_i – интенсивность напряжений, МПа.

Для определения места возможного образования трещины при протяжке на заготовке, по результатам моделирования, построили путь деформирования для точек P1, P2 и наложили его на диаграмму пластичности как показано на рисунке 11.

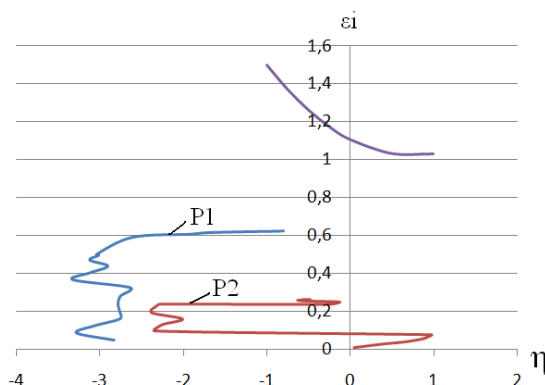


Рис. 11 – Диаграмма пластичности стали 35 (температура 1100⁰С) с нанесенным путем деформирования для различных точек при протяжке ступенчатыми бойками с относительной подачей 1 и относительным обжатием 0,1

В точке P1, которая находится непосредственно под кромкой бойка, деформации имеют значения больше, чем для точки P2 и показатель жесткости схемы напряженного состояния имеет большие значения. Следовательно наиболее опасной с точки зрения истощения ресурса пластичности является область заготовки у точки P1. Из рисунка 11 видно, что кривая пластичности

находится выше чем кривые P1 и P2. Из этого можно сделать вывод, о том, что разрушения в выбранных точках P1 и P2 при обжати не произойдет.

Выводы. Установлено, что в процессе профилирования заготовки ступенчатыми бойками, на ее поверхности могут возникать дефекты в виде зажимов и трещин. При профилировании цилиндрической заготовки необходимо, чтобы зазор Z между бойками был минимален и обжатия не превышали 10-15% от диаметра заготовки, что обеспечит качественную, однородную проработку и позволит избежать дефектообразования.

В процессе профилирования заготовки в виде пластины ступенчатыми бойками и последующей правки плоскими бойками на поверхности заготовки могут образоваться зажимы, которые можно избежать, применяя ступенчатые бойки с углом скоса ступеньки 45° .

Список литературы: 1. H. Mirzadeha EBSD study of a hot deformed austenitic stainless steel/ H. Mirzadeha, J.M. Cabreraa, A. Najafzadehb, P.R. Calvillo // Materials Science and Engineering A 538 (2012) p. 236– 245. 2. Ezatpour H.R. Influence of hot deformation strain rate on the mechanical properties and microstructure of K310 cold work tool steel / H.R. Ezatpour, S.A. Sajjadi, M. Haddad-Sabzevar // Materials Science and Engineering A, 2010, №527 – p. 1299-1305. 3. Zengmin Shi Thermo-mechanical properties of ultra high strength steel 22SiMn2TiB at elevated temperature / Zengmin Shi, Kai Liu, Maoqiu Wang, Jie Shi, Han Dong, Jian Pu, Bo Chi, Yisheng Zhang, Jian Li // Materials Science and Engineering A, 2011, №528 – p. 3681–3688. 4. Shengli Guo Hot deformation and processing maps of Inconel 690 superalloy / Shengli Guo, Defu Li, Haijia Pen, Qingmiao Guo, Jie Hu // Journal of Nuclear Materials, 2011, №410 – p. 52-58. 5. Furen Xiao Effect of hot deformation on phase transformation kinetics of 86CrMoV7 steel / Furen Xiao, Bo Liao, Guiying Qiao, Shuzhe Guan // Materials Characterization, 2006, №57 – p. 306–313. 6. Алиев И.С. Факторы, влияющие на параметрыковки крупных поковок / И.С. Алиев, Я.Г. Жбанков, А.В. Периг // Вестник ПНИПУ. Машиностроение, материаловедение, том 15, №1, 2013 – С. 27-45. 7. Кривошеев В.П. Разработка, исследование и внедрение технологииковки крупных слитков из валковых сталей через пластину с обжимом бойком с выпуклым рабочим профилем: дис. канд. техн. наук : 05.03.05 / Кривошеев Виктор Петрович . – К., 1995. – 221 с. 8. Тюрин В.А. Инновационные технологииковки / В.А. Тюрин // Кузнечно-штамповочное производство, 2006, №5 – С. 27-29.

Надійшла до редколегії 08.11.2013

УДК 621.735.3

Ковка поковок типа валов с продольным сдвигом специальными бойками / Алиева Л. И., Жбанков Я. Г., Станков В. Ю. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 3-10. Бібліогр.: 8 назв.

Встановлено вплив геометричних параметрів бойків на деформований стан заготовки і утворення дефектів. Встановлено, що протягування циліндричної заготовки ступінчастими бойками повинна здійснюватись з мінімальним зазором і з обтисканнями що дорівнюють 10-15% від діаметру заготовки. Протягування плоскої заготовки повинно здійснюватись бойками зі скошеною сходиною для того щоб забезпечити при подальшій правці якісну поверхню заготовки.

Ключові слова: циліндрична заготовка, протягання, бойки ступінчасті, деформований стан, дефекти освіти.

Influence geometric parameters of dies on strain state of billet and defects formation was established. Determined that forging of cylindrical billet by special dies must be done with minimal clearance and relative height deformation 10-15% of billet diameter. Forging of flat billet must be done by special dies with sloping stage. This provides in further correction of billet the high quality surface.

Keywords: cylindrical billet, broaching, are brisk step, deformation, defect formation.

УДК 62-254.61:621.963

А. В. АНТОНЕНКО, гл. специалист, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков;
А. В. ПАВЛЮК, науч. сотр., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков;
Н. А. РАЗИНЫКОВ, мл. науч. сотр., ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков;
Д. Ю. КОНОНЕНКО, инженер, ГП «УкрНТЦ «Энергосталь», Харьков.

РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАГОТОВОК ОБОДОВ КОЛЕС С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ АГРЕГАТА ПРОДОЛЬНО-ПОПЕРЕЧНОЙ РЕЗКИ

Проведен анализ марочной и размерной номенклатуры исходного металлопроката, используемого при изготовлении колесных дисков и ободов. Определены параметры и характеристики раскроя рулонов, необходимые для выбора агрегата. Рассмотрено одно из направлений повышения экономической эффективности производства ободов колес путем оптимизации технологии производства заготовок с учетом производственной программы.

Ключевые слова: колесо, обод, рулон, заготовка, схема раскроя, годовая программа, коэффициент использования металла, коэффициент раскроя

Введение. Конструкция ободов колес определяется устройством автомобиля и условиями его эксплуатации.

Обода колес изготавливаются штамповкой, профилированием, формированием из профильного проката и литьем.

В качестве исходной заготовки для радиального профилирования ободов используется сварная цилиндрическая обечайка, изготовленная из листового материала. Прямоугольную заготовку завивают в разрезную обечайку и сваривают место стыка. Затем у сварного шва одновременно с наружной и внутренней сторон удаляется грат заподлицо с основным металлом. Полученной цилиндрической обечайке с использованием операций раздачи и обжима, придают форму с требуемыми механическими характеристиками и посадочными местами (рис. 1).

Изготовление ободов радиальным профилированием обечайки экономично и не требует применения специальных профилей проката, штамповочного или плавильного оборудования, специальных машин для литья и нагрева. При этом методе формообразования снижается расход энергии и металла, ниже стоимость инструмента и доля механической обработки, выше производительность. Значительные потери металла в отход ($\approx 10-15\%$) происходят в основном на заготовительных операциях производства, что снижает коэффициент использования металла (*КИМ*). Это становится существенным в условиях серийного, крупносерийного и массового производства, так как снижает экономическую эффективность производства в целом. Экономия 1% материальных ресурсов обеспечивает снижение общих затрат в $2...3$ раза больше, чем экономия 1% заработной платы и почти в 4 раза больше, чем экономия 1% капиталовложений [1].

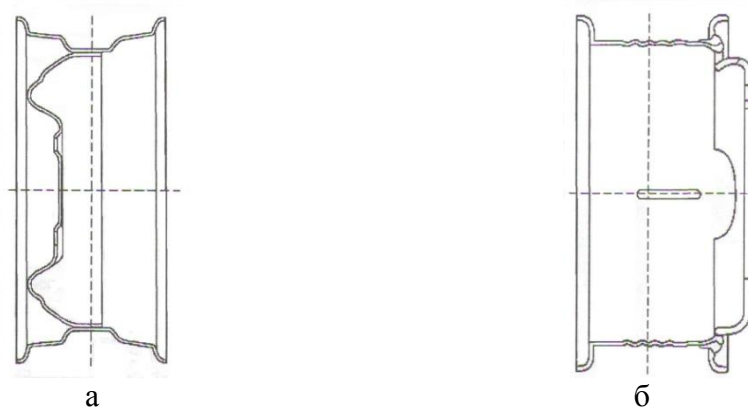


Рис. 1 – Поперечный разрез колеса, обод которого изготовлен методом радиального профилирования: а – легкового и б – грузового автомобилей

Разработка и внедрение эффективных технических решений на заготовительных операциях производства ободов является важнейшим направлением, обеспечивающим экономию металла.

Цель исследования, постановка проблемы. Целью данной работы является разработка ресурсосберегающей технологии и повышение экономической эффективности заготовительного производства путем оптимизации раскроя при порезке заготовок ободов с использованием современных агрегатов распуска рулонного проката.

В настоящее время при производстве заготовки для изготовления ободов колес используется следующая номенклатура размерного сортамента исходного металлопроката:

- лист холоднокатаный толщиной от 2, 0 до 2, 5 мм и горячекатаный – от 2, 8 до 8, 0 мм, шириной от 850 до 1620 мм;
- полоса толщиной 5, 5 и 6, 0 мм, шириной от 267 до 334 мм;
- лента толщиной от 2, 3 до 3, 2 мм, шириной от 185 до 381 мм.

Доля использования листа, в качестве исходного металлопроката, составляет $\approx 80\%$.

Различают индивидуальную и комбинированную схемы раскроя металлопроката [2]. Индивидуальная схема подразумевает участие в раскрое одного наименования детали, комбинированная – два и более наименования.

Для оценки эффективности использования металла всего производственного процесса используют *КИМ*. В работе [2] *КИМ* определяется как отношение суммарной площади детали без отверстий, получаемых из полосы, к площади полосы или ленты. Выразим данное определение *КИМ* через массу детали и норму расхода материала на деталь:

$$КИМ = \frac{m_{дет}}{H_p}, \quad (1)$$

где: $m_{дет}$ – масса детали, кг;

H_p – норма расхода на деталь, кг.

Для оценки эффективности только заготовительного производства введем понятие коэффициента раскроя (*КР*). Показатель *КР*, также как и *КИМ*,

качественно характеризует степень эффективности технологического процесса. KP по величине больше, или равен $KИМ$, но не превышает по значению единицы.

KP для индивидуального типа раскроя с участием одного наименования детали равен:

$$KP = \frac{m_3}{n_{\partial} H_p}, \quad (2)$$

где m_3 – масса заготовки, кг;

n_{∂} – количество деталей из заготовки, шт.

Если в раскрое участвует две и более позиции деталей, то выражение для KP будет иметь вид:

$$KP = \frac{n_1 m_1 + n_2 m_2 + \dots + n_i m_i}{n_1 n_{\partial 1} H_{p1} + n_2 n_{\partial 2} H_{p2} + \dots + n_i n_{\partial i} H_{pi}} = \frac{\sum(n_i m_{3i})}{\sum(n_i n_{\partial i} H_{pi})}, \quad (3)$$

так как

$$\sum(n_i n_{\partial i} H_{pi}) = M,$$

где M – масса рулона или листа, кг;

$n_{\partial i}$ – количество деталей i -го наименования, получаемых из заготовки, шт.

В большинстве случаев для ободов $n_{\partial i} = 1$.

Для комбинированной схемы раскроя:

$$KP = \frac{\sum(n_i m_i)}{M}. \quad (4)$$

Норма расхода H_p есть величина, учитывающая расход материальных ресурсов на единицу продукции с учетом отходов, возникающих в процессе производства:

$$H_{pi} = \frac{m_i + m_{omx}}{n_{\partial i}}, \quad (5)$$

где: m_{omx} – удельная масса отхода на одну заготовку, кг/шт;

$$\begin{aligned} m_{omx} &= \frac{(n_1 n_{\partial 1} H_{p1} + n_2 n_{\partial 2} H_{p2} + \dots + n_i n_{\partial i} H_{pi}) - (n_1 m_1 + n_2 m_2 + \dots + n_i m_i)}{n_1 + n_2 + \dots + n_i} = \\ &= \frac{\sum(n_i n_{\partial i} H_{pi}) - \sum(n_i m_i)}{\sum n_i} = \frac{M - \sum(n_i m_i)}{\sum n_i}. \end{aligned}$$

$\sum(n_i m_i)$ – суммарная масса заготовок, получаемая из листа или рулона, кг;

$\sum n_i$ – суммарное количество заготовок, получаемых из листа или рулона, шт.

Выражая норму расхода на деталь через KP , получим:

$$H_{pi} = \frac{m_i + \left[\frac{M(1 - (KP))}{\sum n_i} \right]}{n_{oi}} \quad (6)$$

KP , выраженный через норму расхода i -ой детали при комбинированном типе раскроя, равен:

$$KP = 1 - \frac{\sum n_i (n_{oi} H_{pi} - m_i)}{M} \quad (7)$$

Использование того или иного вида металлопроката определяет технологию получения заготовки.

Раскрой листа и полосы на штучные заготовки производится на кривошипных гильотинных ножницах. Раскрой ленты на штучные заготовки производится на специальной линии поперечной резки. Недостатками резки заготовок на пресс-ножницах являются низкая производительность, большая трудоемкость, низкий KP .

Изменение величин KP в зависимости от вида металлопроката и его толщины при использовании действующей технологии производства и системы раскроя заготовок приведено в табл. 1.

Таблица 1. Коэффициент раскроя в зависимости от толщины и вида металлопроката

Вид металлопроката	Толщина, мм	Коэффициент раскроя	
		min	max
лист	2, 0-3, 5	0, 829	0, 993
	3, 8-5, 5	0, 725	0, 993
	5, 7-8, 0	0, 672	0, 987
полоса	5, 5; 6, 0	0, 979	0, 985
лента	2, 4; 3, 2	0, 991	0, 997

Как видно из таблицы наибольшее значение KP имеют процессы, где в качестве исходной заготовки используется лента ($KP = 0,997$) или полоса ($KP = 0,985$). При этом достигается экономия металла на обрезе (рис. 2).

Использование листа для получения штучных заготовок снижает KP , поскольку добавляется боковая обрезь (рис. 3).

Ленту получают продольным роспуском рулонного металлопроката на агрегатах продольного роспуска (АПР). Результаты выполненного анализа показывают возможность достижения экономии металла и снижения затрат на закупку исходного металлопроката при получении заготовок из рулонного проката.

Материалы исследований. С целью повышения качества и рентабельности производства предложена технология раскроя заготовок ободов с применением современных агрегатов продольного роспуска и поперечной резки рулонов. Схема раскроя рулонной стали на АПР приведена на рис. 4.

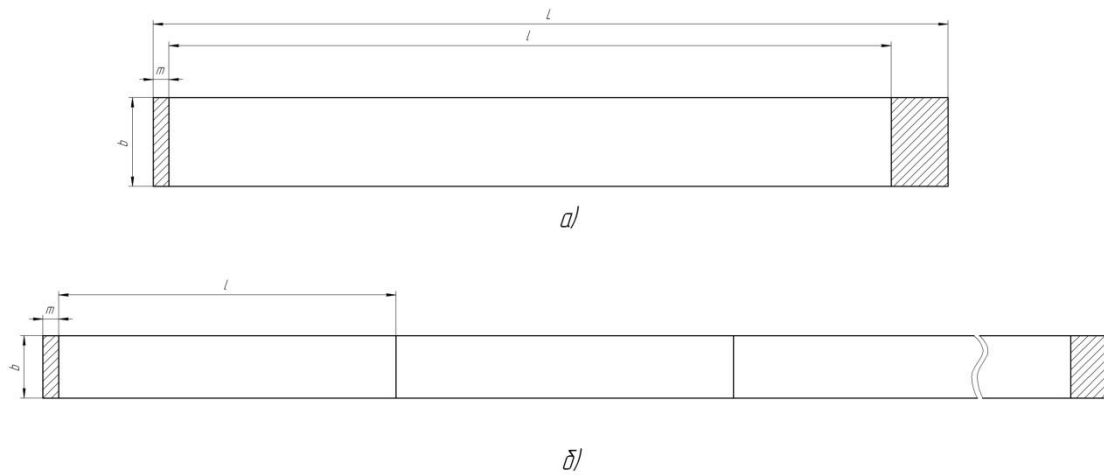


Рис. 2 – Схема раскря: *a* – полосовой стали и *б* – ленты, где *m* – концевая обрезь

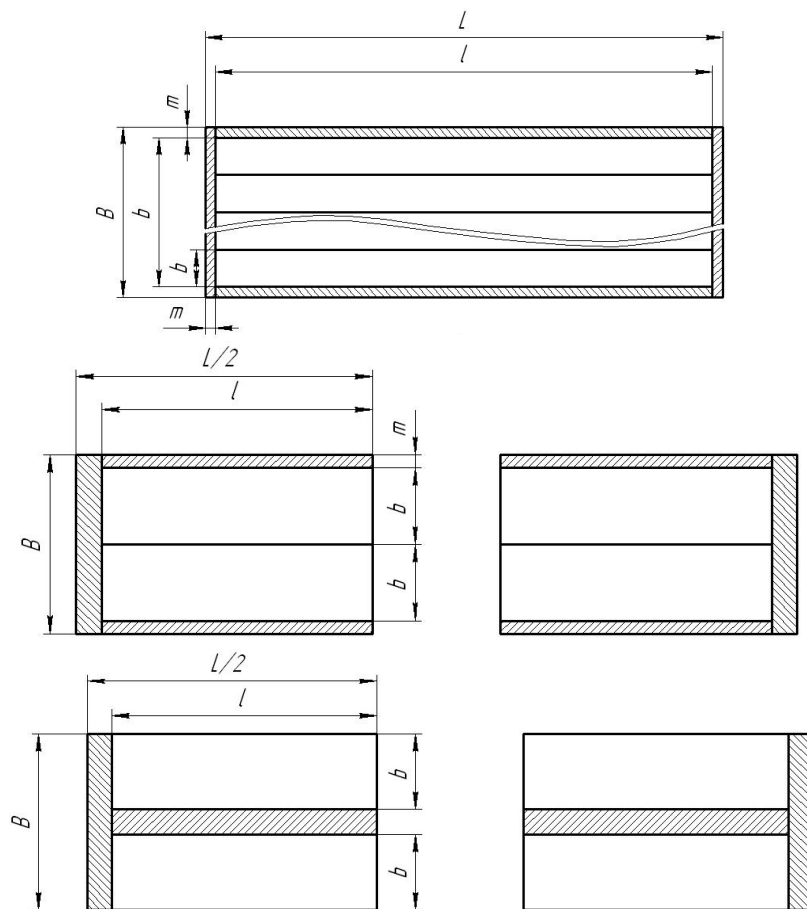


Рис. 3 – Схемы раскря листовой стали, где *m* – концевая и боковая обрезь

На металлургических комбинатах для роспуска металлопроката устанавливается следующее оборудование [3]:

- агрегат продольного роспуска широкого рулонного проката на более узкие ленты, сматываемые в рулон;
- агрегат поперечной резки рулонного проката на мерные листы;
- агрегат продольно – поперечной (комбинированной) резки рулонного проката.

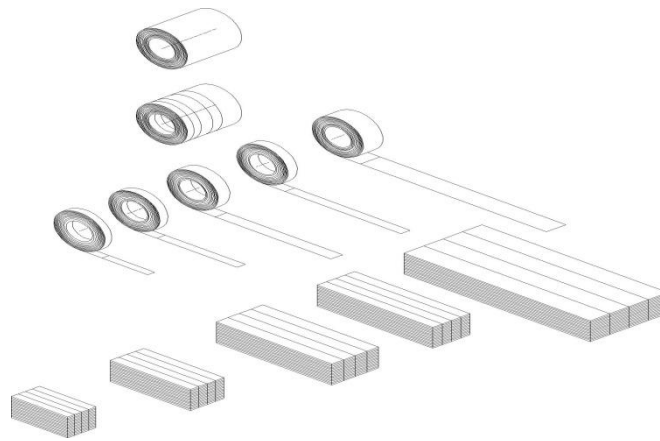


Рис. 4 – Схема раскроя рулонной стали на АПР

Первичный выбор типа агрегата продольно-поперечной резки рулона осуществляется по параметрам разрезаемого материала:

- наименьшая и наибольшая толщина металла;
- марка стали (предел текучести);
- наружный и внутренний диаметр рулона;
- минимальная и максимальная ширина рулона;
- максимальный вес рулона;
- тип поверхности металла;
- минимальная ширина получаемой ленты;
- количество одновременно выполняемых резов;
- производительность агрегата.

Размерный сортамент заготовок ободов колес включает 271 наименование деталей. Марочная номенклатура сталей представлена малоуглеродистыми конструкционными сталями обыкновенного качества, качественными и высококачественными низколегированными сталями, содержащими марганец, ванадий, алюминий, титан.

Основная доля потребляемого металла приходится на сталь 10пс и толщину 2,3; 2,4; 3,0; 3,8; 4,5; 5,0; 5,5; 5,7; 6,0 и 7,0 мм, что составляет $\approx 42\%$ от годового потребления металлопроката. На толщины 5,5; 5,7; 6,0; 7,0 мм приходится $\approx 22\%$ (рис. 5).

Минимальные значения ширин листов находятся в пределах:

- 900÷1450 мм при толщине $S=2,0-3,5$ мм;
- 1000÷1420 мм при толщине $S=3,8-5,5$ мм;
- 850÷1450 мм при толщине $S=5,7-8,0$ мм.

Максимальное значение ширины листа применяемого в производстве заготовок колес равно 1620 мм и соответствует стали 10пс и толщинам 7,0 и 8,0 мм.

Для окончательного выбора агрегата продольно-поперечной резки необходимо разработать рациональную технологию и определить параметры оптимального раскроя заготовок.

Решение задачи снижения обрезки металла сводится к оптимизации схемы раскроя рулонного металлопроката с учетом производственной программы.

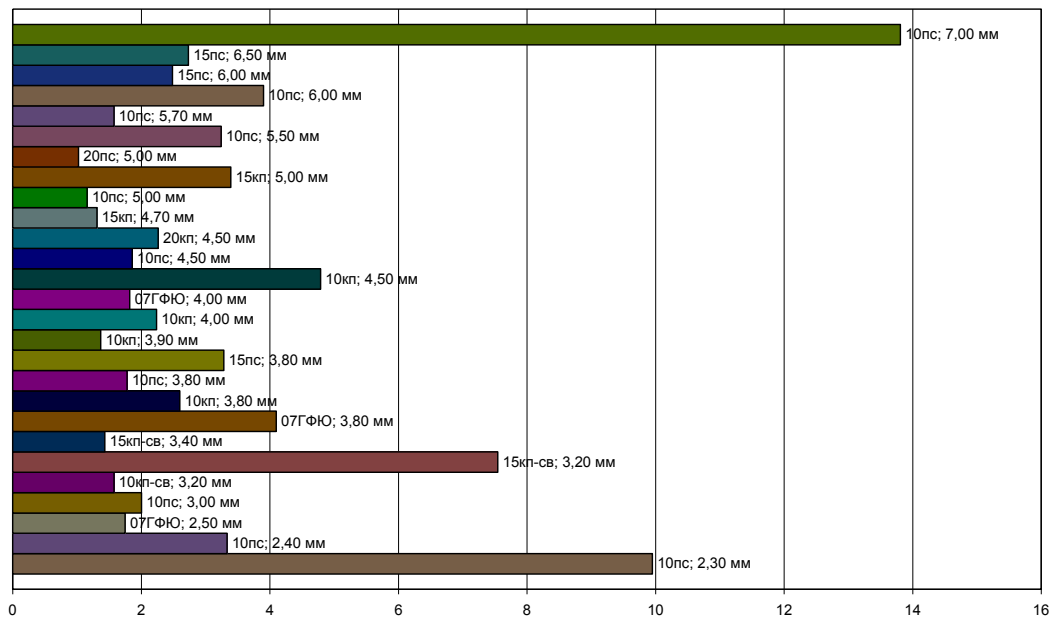


Рис. 5 – Массовая доля металлопроката для изготовления заготовок автоободов, %

При оптимизации раскроя рулонной стали необходимо стремиться использовать максимальные массы поставляемых по ГОСТ рулонов, так как это увеличивает KP и уменьшает норму расхода на деталь.

Из уравнения (7) следует, что чем больше масса листа или рулона M , используемого в комбинированной схеме раскроя, тем больше KP . На практике максимальная масса применяемых рулонов ограничена грузоподъемностью транспортных средств и цеховых кранов.

Определены оптимальные размеры рулонного металлопроката по ГОСТ 16523-97, которые варьируются в пределах:

- толщина металла – 2–8 мм;
- ширина рулона – 500–1800 мм;
- максимальный вес рулона – до 15 т.

Ниже приведен алгоритм оптимизации раскроя рулонного проката при производстве заготовок ободов.

Имеются рулоны в количестве n с ширинами $B_1, B_2 \dots B_n$.

Имеется группа заготовок толщиной t в количестве k с ширинами $b_1, b_2 \dots b_k$ и длиной соответственно $l_1, l_2 \dots l_k$, с годовой программой (штуки) $G_1, G_2 \dots G_k$.

Необходимо найти варианты порезки заданных рулонов, удовлетворяющие условию минимального отхода металла в обрезь.

Определяем длину полосы по каждой заготовке для выполнения годовой программы:

$$L_i = l_i \cdot G_i \quad (i=1 \dots k).$$

Задаем максимальное количество резов R_{max} .

Определяем минимальную ширину заготовки b_{min} .

Вычисляем максимальное количество полос каждой заготовки, которое может быть размещено в ширине рулона целое (число от деления):

$$K_{max_i} = B/b_{min} (i=1 \dots k).$$

Если $K_{max_i} > R_{max}$ то $K_{max_i} = R_{max}$.

Исходя из того, что отход не должен быть больше ширины минимальной заготовки оптимальные варианты будем искать в диапазоне от $B-b_{min}$ до B .

Поиск оптимальных вариантов ведется методом прямого перебора.

Вводится целевая функция:

$$F = b_1 \cdot i_1 + b_2 \cdot i_2 + \dots + b_{k-1} \cdot i_{k-1} + b_k \cdot i_k,$$

где: $i_1, i_2 \dots i_{k-1}, i_k$ – переменные, задающие количество заготовок одной ширины, участвующие в наборе раскроя и изменяющиеся в пределах:

$$(i_1 = 0 \dots K_{max_1})$$

$$(i_2 = 0 \dots K_{max_2})$$

...

$$(i_{k-1} = 0 \dots K_{max_{k-1}})$$

$$(i_k = 0 \dots K_{max_k})$$

Коэффициент использования металла $K_{ум} = F/B$.

Из условия что $B-b_{min} < F < B$ и $K_{ум}$ больше заданного нами значения определяем варианты оптимального раскроя по всем заданным ширинам рулонов.

Результаты исследования. По приведенному алгоритму была разработана компьютерная программа рационального раскроя рулонов с учетом номенклатуры и годового объема производства.

В качестве примера в табл. 2 приведены результаты расчетов раскроя заготовок толщиной 3,1–4,5 мм из стали марки 07ГФЮ.

Таблица 2 – Расчет раскроя заготовок толщиной 3, 1-4, 0 мм из стали марки 07ГФЮ

Вариант раскроя	Толщина, мм	Заготовка (bхl), мм	Годовая программа, м	Годовая программа, кг	Ширина рулона, мм	Количество полос по ширине рулона, шт	Кол-во резов	Отход по новой технологии, %	Отход по существующей технологии, %
1	3.1	360x1070	3566	31243	1100	3	4	1.8	2.7
2	3.8	386x1140	29451	339108	1600	2	5	1.7	2.0
	3.8	400x1200	42000	501144		2		1.7	1.6
3	3.8	400x1200			1610	4	5	0.6	1.6
4	3.8	442x1320	15840	208849	1800	2	5	1.1	2.6
		448x1350		15047		2		1.1	2.9
5	3.8	442x1320			1800	4	5	1.8	2.6
6	3.8	415x1240	2895	35829	1260	3	5	1.2	2.0
7	3.8	425x1280	1280	16228	1710	4	5	0.6	3.4
8	3.8	425x1260	1051	13323	1710	4	5	0.6	2.5
9	4.0	410x1210	31260	402431	1250	3	4	1.6	2.1

Выводы:

1. Анализ марочной и размерной номенклатуры исходного металлопроката для производства заготовок, используемых при изготовлении

ободов, а также действующих технологии производства и схемы раскроя заготовок показал, что наиболее эффективным является раскрой металла из ленты.

2. Основными техническими мероприятиями направленными на снижение расхода металла и затрат на производство заготовок является создание специализированного участка производства заготовок ободов с применением в качестве основного оборудования для раскроя рулонного проката агрегатов продольной и поперечной резки рулонов.

3. Принятые расчеты оптимального раскроя заготовок рулонного металлопроката позволят снизить отход металла в обрезь на 2, 67 %.

Список литературы: 1. *Чигиринский В.В.* Производство высокоэффективного металлопроката / *В.В. Чигиринский, В. Л. Мазур, Г. В. Бергеман, Г. И. Леготкин, А. Г. Слепынин, Т.Г. Шевченко.* Монография. – Днепропетровск: РВА «Днипро – ВАЛ», 2006. – 262 с. 2. *Романовский В.П.* Справочник по холодной штамповке / *В.П. Романовский.* – 6-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение. 1979. – 520 с. 3. *Королев А.А.* Механическое оборудование прокатных и трубных цехов / *А.А. Королев* – М.: Металлургия, 1987. – 480 с.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК 62-254.61:621.963

Ресурсосберегающая технология получения заготовок ободов колес с использованием агрегата продольно-поперечной резки / Антоненко А. В., Павлюк А. В., Разиньков Н. А., Кононенко Д. Ю. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 11–19. Бібліогр.: 3 назви.

Проведений аналіз марочної та розмірної номенклатури початкового металлопрокату, використовуваного при виготовленні колісних дисків і ободів. Визначені параметри і характеристики розкрою рулонів, необхідні для вибору агрегату. Розглянуто один з напрямків підвищення економічної ефективності виробництва ободів коліс шляхом оптимізації технології виробництва заготовок з урахуванням виробничої програми.

Ключові слова: колесо, обід, рулон, заготовка, схема розкрою, річна програма, коефіцієнт використання металу, коефіцієнт розкрою.

Analysis of the grade and dimensional range of original metal used in the manufacture of wheels and rims was carried out. Defined are the parameters and characteristics of rolls cutting, required for selecting a plant unit. One of the ways of increasing economical efficiency of wheel rims production was investigated, in order to optimize blanks manufacturing technology with considerations for the production program.

Keywords: wheel, rim, roll, blank, cutting scheme, the annual program, rate of metal use, cutting rate.

УДК 621.771.63

А. В. АХЛЕСТИН, нач. отдела, ООО «МЕКАП», Харьков

О НЕКОТОРЫХ ВОПРОСАХ РАЗРАБОТКИ И ПРИМЕНЕНИЯ ВАЛКОВ ПРОФИЛЕГИБОЧНЫХ СТАНОВ С РАЗДЕЛЬНЫМ ВРАЩЕНИЕМ ФОРМУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ

Проанализированы существующие конструкции валков с отдельным вращением формирующих элементов. Выявлены основные проблемы, связанные с проектированием таких валков и их использованием при производстве гнутых профилей с декоративно-защитным покрытием. Даны практические рекомендации, направленные на совершенствование конструкции валкового

инструмента и повышение эффективности его применения путем устранения относительного скольжения в калибрах валков.

Ключевые слова: профилирующий стан, валок с отдельным вращением элементов, подшипник, скорость скольжения, коэффициент трения, качество.

Введение. В настоящее время на рынке металлопродукции растет спрос на крупногабаритные тонкостенные гнутые профили с покрытием различного назначения, в том числе профилированный настил из оцинкованного металла с высотой гофров до 160 мм. И это – не предел. За рубежом изготавливают профили высотой до 250 мм и более. При этом повышаются требования к качеству профилей особенно к состоянию их покрытия. Однако, с применением валков традиционной конструкции, в которых окружные скорости формирующих элементов разных диаметров существенно отличаются, вызывая скольжение на соответствующих участках контакта с формируемым профилем, обеспечить должное качество продукции не представляется возможным.

Уменьшить разность указанных скоростей вплоть до практически их выравнивания может применение валков с отдельным вращением формирующих элементов (ВРВЭ), в которых элементы разных диаметров вращаются с различными угловыми скоростями. Конструктивно это достигается тем, что одни из них жестко связаны с валом валка (ЭВ), а другие – посажены на подшипниках (ЭП) [1, 2]. Кроме сохранения целостности покрытия профилей использование таких валков позволяет уменьшить дефекты формы профилей в продольном направлении (прогиб, серповидность, винтообразное скручивание), а также повысить энергоэффективность профилирующего оборудования. Но несмотря на отмеченные преимущества в промышленном производстве ВРВЭ пока не применяются.

Анализ последних исследований и литературы. Такой анализ был проведен автором данной статьи ранее [3]. Из него сделан следующий вывод. Процесс формовки с применением ВРВЭ изучен слабо; не выявлены причины возможной неработоспособности ЭП; устанавливаются ЭП только на приводных валках; эффективность применения таких элементов оценивается по величине крутящего момента; в большинстве случаев ЭП имеют меньший диаметр, чем ЭВ.

Причинами же сдерживающими промышленное применение ВРВЭ называются: сложность конструкции и соответственно высокая стоимость; увеличенные размеры и масса, порою не совместимые с параметрами имеющегося оборудования; возможная неработоспособность ЭП; отсутствие действующих опытно-промышленных образцов оборудования с такими валками.

В работе [3] основное внимание уделено вопросу возможной неработоспособности ЭП. Кроме того, на основании анализа возможного расположения ЭП относительно ЭВ предложены новые конструктивные схемы, в которых реализована идея получения суммарного технического эффекта от использования неприводных валков и от установленных на их осях ЭП.

Из рассмотрения других немногочисленных источников следует отметить, что во всех кроме [1] конструкциях ВРВЭ применены подшипники скольжения. В большинстве случаев на них установлены ЭП с коническими рабочими поверхностями. Так, при формовке замкнутого профиля 100x100x5 мм из стали ЧС-33 [4] в одной из клетей стана 4 таких ЭП, предназначенных для подгибки его стенок, обеспечивают, по мнению авторов разработки, устранение (?) перепада скоростей в калибре валков. При условии вращения конических элементов на подшипниках происходит некоторое перераспределение скоростей в калибре, но никак не их устранение. Следует также отметить, что применение ВРВЭ для изготовления профилей из черного металла, тем более толщиной 5 мм не целесообразно.

Анализ технологии и оборудования для производства оцинкованного профнастила Н57 [5] показывает наличие в конструкции стана излишнего количества клетей с применением ВРВЭ (15 из 21). А это – 135 подшипников диаметром более 100мм из дорогостоящего антифрикционного материала. При этом ЭП имеют минимально возможные диаметры, что вызывает сомнение в их работоспособности. В настоящее время этот же настил, но с органическим декоративно-защитным покрытием (полиэстер) изготавливают, в том числе по технологии автора статьи в обычных валках, правда, с использованием некоторых несложных технических приёмов.

В итоге, простое на первый взгляд техническое решение по совершенствованию конструкции валков – установка отдельных формующих элементов на подшипниках – может таить в себе ряд негативных моментов, которые затем проявляются (или не проявляются в явной форме) в процессе формовки. Например, в производственных условиях невращающийся на подшипнике элемент визуально обнаружить довольно трудно.

Цель исследования: показать возможные проблемы, возникающие при разработке и применении ВРВЭ, дать практические рекомендации по совершенствованию их конструкции.

Материал исследований. *О скольжении.* Применительно к ВРВЭ рассматриваем геометрическое скольжение, связанное с неравенством скоростей на поверхности контакта фрикционно взаимодействующих тел – валков с формуемым профилем. Разность этих скоростей составляет скорость скольжения $V_{ск}$. С её увеличением растут затраты энергии на преодоление вредного влияния сил трения, увеличивается износ валков, ухудшается качество профилей, снижается КПД процесса формовки [2, 6].

Уменьшение $V_{ск}$ является основной задачей, направленной на повышение качества профилей и энергоэффективности оборудования для их производства. Достигается это за счет: уменьшения поверхности соприкосновения валков с формуемым профилем; рационального расположения профиля в калибрах валков, то есть при минимально возможной его высоте; применения неприводного формующего инструмента, в том числе цилиндрических роликов, оси которых располагаются параллельно плоскости подгибаемых элементов профиля, и ВРВЭ.

При этом следует отличать меры по уменьшению $V_{ск}$ от мер по уменьшению вредных последствий от перепада скоростей. К последним справедливо относят применение смазки, антифрикционных материалов для элементов валков [2], сюда же можно отнести бандажирование валков эластичными материалами, повышение пластичности органического покрытия полосы перед формовкой, например, подогревом и пр. А отнесение в эту категорию калибров с углами и участками освобождения [2] – ошибочно. Освобождаются элементы валков от соприкосновения с формуемым профилем (см. выше). Нет контакта на данном участке, нет и скольжения на нём. В свою очередь уменьшение поверхности контакта приводит к увеличению давлений на ней.

Известно, что $V_{ск}$ зависит не от величины диаметров валков, а от их разности. Пусть на валу валка, вращающегося с угловой скоростью ω , закреплены формующие элементы диаметров D_1 и D_2 . Разность их окружных скоростей $V_1 = \omega D_1/2$ и $V_2 = \omega D_2/2$ составит $\Delta V = \omega/2 (V_1 - V_2)$. С учетом того, что эта разность равна удвоенной высоте H калибра валков и соответственно профиля, $\Delta V = V_{ск} = \omega H$.

То есть в случае применения традиционных валков есть лишь один путь уменьшения $V_{ск}$ – уменьшение ω и соответственно скорости формовки профилей в стане. Но она и так небольшая (до 0,35 м/с) из-за возможностей оборудования по порезке, пакетированию профилей и пр.

Значит, нужны другие валки – ВРВЭ, способные устранить имеющуюся разность скоростей за счет изменения угловой скорости элементов одного из диаметров. Очевидно, что, если элемент D_1 взаимодействует с профилем без скольжения, то для аналогичного взаимодействия элемента D_2 его угловая скорость должна составлять $\omega_2 = \omega D_1/D_2$, и на оборот $\omega_1 = \omega D_2/D_1$.

Таким образом, для изготовления высококачественных крупногабаритных профилей альтернативы применению ВРВЭ нет.

Определение диаметра ЭП. Работа ЭП основана на использовании сил трения, которые возникают в месте контакта его рабочей поверхности с движущейся полосой под действием усилия формовки (прижатия).

Для цилиндрического ЭП сила F_1 (рис. 1) способствует его вращению, а сила трения F_2 , возникающая при взаимодействии элемента с подшипником – препятствует этому.

Учитывая нормальное приложения усилия P , силами трения на границе ЭП со смежными элементами валка в осевом направлении можно пренебречь. Поэтому работа этого элемента возможна лишь при условии

$$M_1 \geq M_2, \quad (1)$$

где M_1 и M_2 – моменты сил трения на контакте ЭП с профилем и подшипником.

В противном случае ЭП не будет работоспособным, а затраты на изготовление инструмента с такими элементами – напрасными.

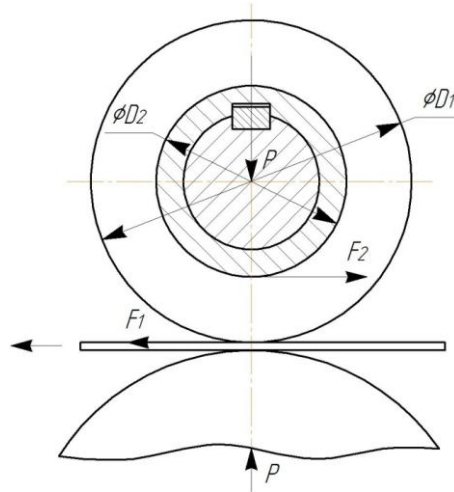


Рис. 1 – Схема действия сил на цилиндрическом ЭП

Так как $M_1 = P \cdot f_1 \cdot D_1/2$, а $M_2 = P \cdot f_2 \cdot D_2/2$, то

$$D_1 \geq k D_2 \cdot f_2 / f_1, \quad (2)$$

где D_1 и D_2 – диаметры ЭП и подшипника;

f_1 и f_2 – коэффициенты трения при формовке на поверхности контакта: элемент – полоса; элемент – подшипник;

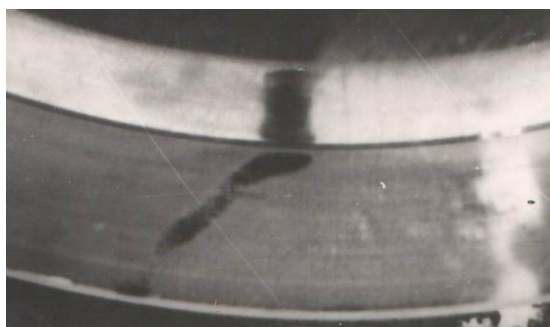
k – коэффициент запаса сцепления ЭП с формуемым профилем.

В формуле (2) известен лишь один параметр – диаметр подшипника, так как он задаётся при проектировании ВРВЭ. Коэффициенты трения являются приведенными (условными), и они могут существенно отличаться от табличных. В этой связи в книге [6], ссылаясь на И. В. Крагельского, отмечают «бесполезность в целом ряде случаев справочных таблиц по коэффициентам трения, в которых отмечены лишь пары трения, но отсутствует характеристика условий, определяющих данные коэффициенты».

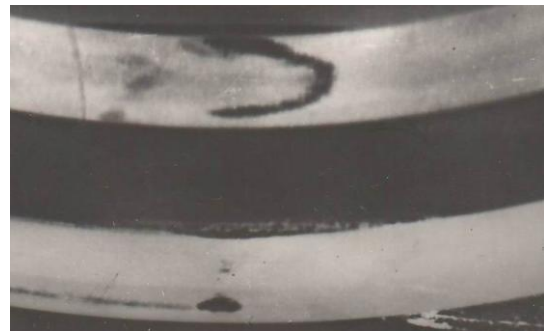
Какова же характеристика условий при формовке? Во-первых, не существует «чистого» качения и скольжения при взаимодействии контактируемых тел, впрочем, это относится к большинству машин и механизмов. Во-вторых, и, пожалуй, самое главное – валки при вращении преодолевают не только силы трения на поверхности контакта с формуемым металлом, препятствующие его перемещению, но и усилие сопротивления его формоизменению. А оно в свою очередь зависит от толщины металла, его физико-механических свойств, формы и размеров профиля, способов и режима формовки, применения смазки и других факторов.

Формоизменение металла особенно при жёстких режимах формовки существенно отражается на форме и размерах поверхности контакта его с валками. Наглядное представление этому дают фотографии видимых площадок контакта (рис. 2), полученных при их регистрации под углом к боковой поверхности валков из прозрачного материала. При формовке перед валками на участках, соответствующих стенкам профилей, полоса прогнута в поперечном направлении, и её выпуклость обращена в сторону, противоположную направлению подгибки полок. При взаимодействии с цилиндрическими

элементами валков выпуклость выравнивается, излишек металла переходит в полки, а площадка контакта имеет прямоугольную форму, соответствующую контакту цилиндра с плоскостью. Это – для швеллера (рис. 2, а). Для корытного профиля (рис. 2, б) подгибка на 30° является более жестким режимом, чем для швеллера. Из-за заземления периферийных участков перераспределение металла затруднено, и центральная часть выпуклости не выравнивается, а прогибается в противоположном направлении, контактируя с элементом валка по площадке в виде подковы. Необходимо отметить, что в данном случае межвалковый зазор был несколько увеличен, с целью недопущения складкообразования металла.



а



б

Рис. 2 – Площадки контакта при формовке (угол подгибки 30°) полками вниз: а – швеллера и б – корытного профиля

Экспериментально определённая величина коэффициента трения скольжения непосредственно в профилегибочном стане методом торможения плоской полосы в цилиндрических валках без применения смазки колеблется в пределах 0,29...0,35 [7], что примерно в 1,5 раза отличается от справочных данных (0,18...0,22).

С учетом множества факторов, отмеченных выше, величина коэффициента запаса сцепления, при определении диаметра цилиндрического формующего элемента на подшипнике скольжения может составить $k = 1,6...2,0$. Условием этому является соответствие величин коэффициентов трения справочным данным. Но экспериментальная проверка работоспособности ЭП необходима.

Следует обратить внимание на следующую особенность применения ВРВЭ. Если в процессе формовки профилей ЭП не проворачивается на подшипнике, то увеличение усилия зажатия профиля в валках, как это обычно делается для повышения тяговой силы в рабочей клетке стана, в большинстве случаев не приведёт к ожидаемому результату. Это объясняется тем, что увеличенное усилие через элемент передаётся и на подшипник, не изменяя при этом соотношение моментов трения на элементе и на подшипнике. Поэтому диаметр ЭП следует уменьшить на 0,05...0,2 мм [8].

О конических ЭП. Рассмотрим силы, действующие на элемент и реакции опор подшипника (рис. 3).

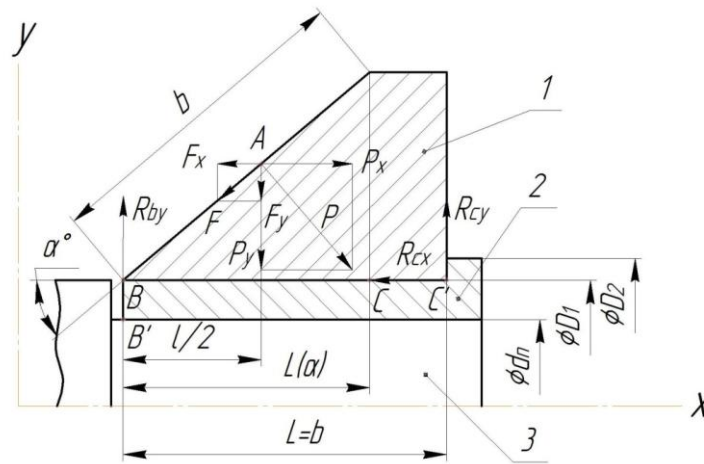


Рис. 3 – Схема действие сил на коническом формующем элементе и реакции опор на подшипнике: 1 – конический элемент; 2 – подшипник; 3 – вал вала

Пусть равнодействующая P давлений на элемент приложена в точке A на середине образующей конической поверхности шириной b . Длина подшипника и соответственно толщина элемента также равна b . В общем случае элемент при его постоянной толщине (b) состоит из двух частей переменной толщины – конической $L = L(\alpha)$ и цилиндрической $L = b - L(\alpha)$.

Реакции опор определены по общепринятой методике для двух случаев. Первый – для толщины элемента $L = L(\alpha)$, реакции – R_{by} , R_{cx} и R_{cy} (в точке C на схеме не показаны), а второй – для полной толщины элемента $L = b$, реакции – R'_{by} , R'_{cy} и R'_{cx} . Формулы для определения этих реакций представлены в таблице, а их безразмерные величины (при $P = 1$) в зависимости от угла наклона конического элемента представлены в графическом виде на рис. 4.

Таблица. Формулы для определения реакций опор элемента на подшипнике

Реакции опор	Формулы: при длине ЭП		
	$L = l(\alpha)$	$L = b$	
R_{cx}	$P(\sin\alpha - f \cdot \cos\alpha)$	R'_{cx}	$P(\sin\alpha - f \cdot \cos\alpha)$
R_{by}	$(P/2\cos\alpha) \cdot (2\cos^2\alpha + f \cdot \sin 2\alpha - 1)$	R'_{by}	$(P/2) \cdot (2\cos\alpha - 1)$
R_{cy}	$P/2\cos\alpha$	R'_{cy}	$P/2$

Анализ графиков показывает, что увеличение толщины конического элемента за счет его цилиндрической части способствует уменьшению сил R_{by} и R_{cy} . При 60° R'_{by} изменяет своё направление, и с этого момента начинает действовать пара указанной силы и силы R'_{cy} на плече, равном b , оказывая отрицательное воздействие на работу подшипника. Сила R_{cx} постоянно увеличивается. Усилие, вызывающее эту силу и равное ей по величине (см. таблицу), при вращении элемента на упорной кольцевой части подшипника создаёт момент трения, оказывающий сопротивление вращению. Известную из теории машин и механизмов формулу для его определения можно записать:

$$M_{mp} = \frac{2}{3} f \cdot R_{cx} \cdot \frac{R_2^3 - R_1^3}{R_2^2 - R_1^2} \quad (3)$$

В этой формуле величину R_{cx} можно взять из таблицы, а размеры кольцевой упорной части подшипника – из рис. 3.

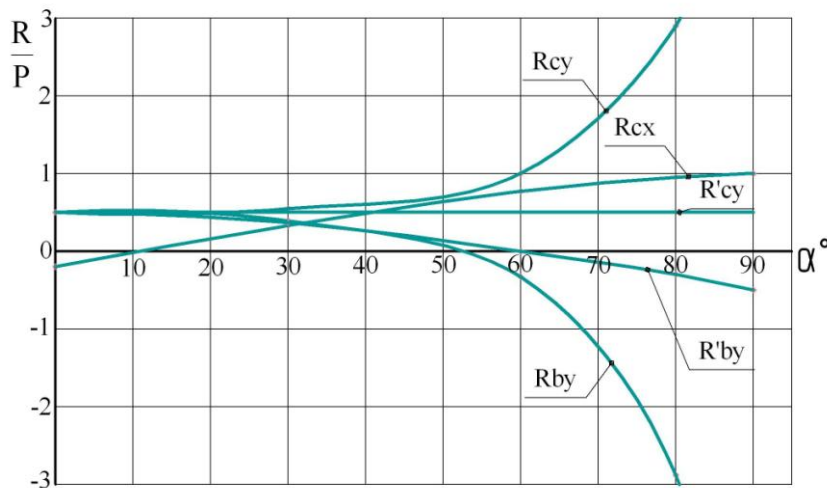


Рис. 4 – Зависимость относительной величины реакций опор элемента на подшипнике в зависимости от угла наклона конического элемента

В общем, применять конические ЭП нет смысла. Скольжение всё равно остаётся. До 45° в калибре превалирует качение над скольжением, а после – наоборот. Для уменьшения скольжения после 45° существенный эффект может дать ЭП не с горизонтальной осью, а с вертикальной, например, боковой вспомогательный конический ролик [2]. Более эффективными являются цилиндрические ролики с поворотной осью [9].

Следует отметить, что многих проблем, описанных выше, можно избежать, если применить подшипники качения.

Результаты исследований. Установлено, что для изготовления крупногабаритных профилей применению ВРВЭ альтернативы нет. Получена формула для определения цилиндрического ЭП. Показано, что применять конические ЭП не целесообразно. Отмечено, что с применением подшипников качения можно избежать многих проблем, связанных с проектированием и использованием ВРВЭ.

Выводы. Учитывая возросший спрос на крупногабаритные гнутые профили из тонкостенного металла с покрытием, необходимо разработать новое оборудование с применением валков с отдельным вращением формирующих элементов, проведя перед этим необходимые экспериментальные исследования.

Организация промышленного производства профилей позволит отказаться от ввоза ряда подобных изделий из-за рубежа.

Список литературы: 1. Чекмарев А. П. Гнутые профили проката / А. П. Чекмарев, В. Б. Калужский – М.: «Металлургия», 1974.– 264 с. 2. Тришевский И. С. Теоретические основы процесса профилирования / И. С. Тришевский, М. Е. Докторов – М.: «Металлургия», 1980. – 287с. 3. Ахлестин А. В. Особенности и эффективность применения валков профилигибочных станков с отдельным вращением формирующих элементов/ А. В. Ахлестин // Обработка материалов давлением. –

№2(35). – Краматорск: ДДМА, 2013. – С. 282 – 286. **4.** Разработка технологии и оборудования и организация производства профилей для сельскохозяйственного машиностроения / К. С. Брыков, А. Б. Юрченко, А. Н. Карасевич, Л. Н. Волковой // Теория и технология производства гнутых профилей проката: отрасл. сб. научн. тр. – Х.: УкрНИИМет, 1988. – С. 82 – 89. **5.** Особенности технологии профилирования облегченного оцинкованного настила / Г. В. Олейник, Е. Н. Горбач, В. И. Крылов, Н. П. Ковалев // Гнутые профили проката: отрасл. сб. научн. тр. – Х.: УкрНИИМет, 1987. – С.57-60. **6.** Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / [Леванов А. Н., Колмогоров В. Л., Буркин С. П. и др.]. – М.: «Металлургия», 1976.– 416 с. **7.** Юрченко А.Б. Влияние технологических смазок на трение и энергосиловые параметры профилирования/ А. Б. Юрченко, И. С. Тришевский, В. В. Клепанда // Теория и технология производства экономичных гнутых профилей проката: сборник трудов, вып. XV. – Х.: УкрНИИМет, 1970. – С. 251 – 261. **8.** Пат. 97411 Польская Народная Республика, МПК В21D13/04. Устройство для гибки широкого листового материала / Miroslav Stachula, Leszek Wyka. – № 192694; заявл. 07.03.74; опубл. 30.09.74. **9.** Ахлестин А. В. Совершенствование технологии и оборудования для валковой формовки профилей из тонколистового металла с покрытием / А. В. Ахлестин // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. – 2008. – № 3. – С. 22 – 26, 49.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК 621.771.63

О некоторых вопросах разработки и применения валков профилегибочных станов с раздельным вращением формирующих элементов / Ахлестин А. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С.19–27. Бібліогр.: 9 назв.

Проаналізовано існуючі конструкції валків з розподільним обертанням формируючих елементів. Виявлено основні проблеми, що пов'язані з проектуванням валків та їх використанням при виробництві гнутих профілів. Надано практичні рекомендації щодо удосконалення конструкції валкового інструменту та підвищення ефективності його застосування шляхом усунення відносного ковзання у калібрах валків.

Ключові слова: профілезгинальний стан, валок з розподільним обертанням елементів, підшипник, швидкість ковзання, коефіцієнт

The analysis of the existing design rolls with separate rotation forming elements. The basic problems associated with the design of such rolls and their using in production of roll-formed sections with decorative-protective coating. Practical recommendations aimed at improving the design of rolls tool and increase the efficiency of its use by eliminating the relative sliding in calibers rolls.

Keywords: forming mill, roll with separate rotation of elements, bearings, sliding velocity, the friction coefficient, quality.

УДК 621.771.23

Е. В. БАЙКОВ, ст. преподаватель, ГВУЗ «ДонНТУ», Донецк.

ПРОДОЛЬНАЯ РАЗНОТОЛЩИННОСТЬ ДВУХСЛОЙНЫХ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЛЕНТ

Приведены результаты исследования продольной разнотолщинности двухслойных биметаллических лент после холодного плакирования в валках разного диаметра и после холодной прокатки на готовый размер.

Ключевые слова: двухслойная биметаллическая лента, асимметрия, плакирование, холодная прокатка, продольная разнотолщинность.

Введение. Черная металлургия Украины занимает ведущее место в мире – по объему производства стали она входит в первую десятку стран мира.

Большую часть своей продукции (полуфабрикатов и товарной) украинские металлургические комбинаты и заводы отправляют на экспорт. Конъюнктурные изменения на мировом рынке металлопродукции и определяют, с одной стороны, загрузку их производственных мощностей, а с другой стороны – требования к качеству отгружаемой продукции.

В листопрокатном производстве одним из основных показателем качества, обеспечивающим конкурентоспособность готовой продукции, является точность геометрических размеров. Однако для повышения конкурентоспособности листов, полос и лент необходима не только модернизация действующего листопрокатного оборудования, а и разработка новых или совершенствование существующих технологических приемов, направленных на снижение продольной и поперечной разнотолщинности листового проката.

Анализ состояния проблемы. Для получения листового проката требуемой толщины и поперечного профиля регулируют размеры и форму межвалкового зазора. Авторы работы [1] выделяют шесть способов регулирования размеров и формы межвалкового зазора:

- 1) раздельное регулирование положения нажимных устройств клетки кварто;
- 2) станочное профилирование бочек рабочих и опорных валков;
- 3) регулирование теплового профиля валков путем секционного охлаждения их бочек;
- 4) противоизгиб (дополнительный изгиб) рабочих валков;
- 5) осевой сдвиг рабочих валков с SVC-профилировкой;
- 6) перекрещивание верхней пары валков клетки кварто относительно нижней пары на угол до 1,5 градусов.

Способы 4-6 также применяют для снижения продольной разнотолщинности. Кроме этих способов для снижения продольной разнотолщинности применяют перемещение нажимных винтов, регулирование силы натяжения полосы, системы гидрораспора и различные способы асимметричной прокатки (неодинаковые диаметры и угловые скорости приводных валков, разные коэффициенты трения на верхнем и нижнем валке и т.п.).

Изменение продольной разнотолщинности полос при прокатке оценивают величиной коэффициента выравнивания K_B , который вычисляют по соотношению относительной разнотолщинности полосы до и после прокатки. Теоретически коэффициент выравнивания определяют через модули жесткости клетки C_{KL} и полосы $C_{П}$ [2].

Известно, что на станах холодной прокатки коэффициент выравнивания составляет 1,6...0,6 [3], т.е. холодная прокатка позволяет не только уменьшить продольную разнотолщинность полос, а и увеличить. Таким образом, для снижения продольной разнотолщинности полос холодную прокатку необходимо осуществлять с применением одного из способов регулирования толщины.

Применение управляемой асимметрии при прокатке, по сравнению с другими способами регулирования, имеет следующие преимущества. Во-первых, создание асимметрии не требует установки дополнительного оборудования, т.е. капитальные затраты на ее реализацию меньше. Во-вторых, асимметрия уменьшает подпирющее влияние сил трения на контакте вала с полосой на силу прокатки и, следовательно, снижает нагрузку на клеть (станины, валки, подшипники и т.д.) [4, 5].

Вследствие снижения силы прокатки уменьшается модуль жесткости полосы [6]. Это позволяет снизить продольную и поперечную разнотолщинность полосы.

Асимметричная прокатка позволяет снизить не только продольную и поперечную разнотолщинность листов [4], а и повысить их плоскостность [7, 8].

Также асимметрию при прокатке применяют для управления шероховатостью поверхности листов [9], воздействовать на механические свойства [10] и структуру металла [11, 12].

В ряде изделий, изготавливаемых из трехслойных биметаллических лент, например, таких как переходных и контактных устройствах, электрических цепях, топливных, масло- и воздухоподающих трубах автомобилей, баках радиаторов, охладителях масла и т.п., эксплуатируется только один из двух лакирующих слоев трехслойной биметаллической ленты. Очевидно, что экономически целесообразно такие изделия изготавливать из лент, лакированных с одной стороны, т.е. двухслойных. Замена трехслойных лент двухслойными не приведет к ухудшению эксплуатационных свойств готовой продукции, но позволит уменьшить расход лакирующего материала. И, как следствие, повысить конкурентоспособность готовых изделий за счет снижения их себестоимости. Но при этом двухслойные биметаллические ленты должны удовлетворять требуемой точности по толщине, т.е. $\delta h \leq -0,07$ мм.

Целью данной работы является исследование продольной разнотолщинности двухслойных биметаллических лент сталь-латунь после лакирования и холодной прокатки на готовый размер.

Результаты исследования. Как холодное лакирование, так и прокатка двухслойных биметаллических лент сталь-латунь осуществляют с естественной асимметрией вызванной различием не только коэффициентов при установившемся процессе прокатки [13], так и механических свойств.

Холодное лакирование двухслойных биметаллических лент производили за один проход на одноклетевом реверсивном стане кварто 400/1000x500 в приводных валках разного диаметра до толщины 1,9 мм. Валок меньшего диаметра контактировал со стальной основой [14]. Разница диаметров валков составила $a = \frac{2 \cdot (398,38 - 308,5)}{398,8 + 308,5} \cdot 100\% = 4,7\%$.

Холодную прокатку двухслойных биметаллических лент сталь-латунь производили на одноклетевом реверсивном стане кварто 250/750x500 за 5 пропусков до толщины 0,99 мм в приводных валках равного диаметра.

Отклонение толщины по длине ленты измеряли при помощи контактного толщиномера после лакирования и после последнего пропуска при прокатке. Изменение толщины регистрировали при помощи самописца (рис. 1).

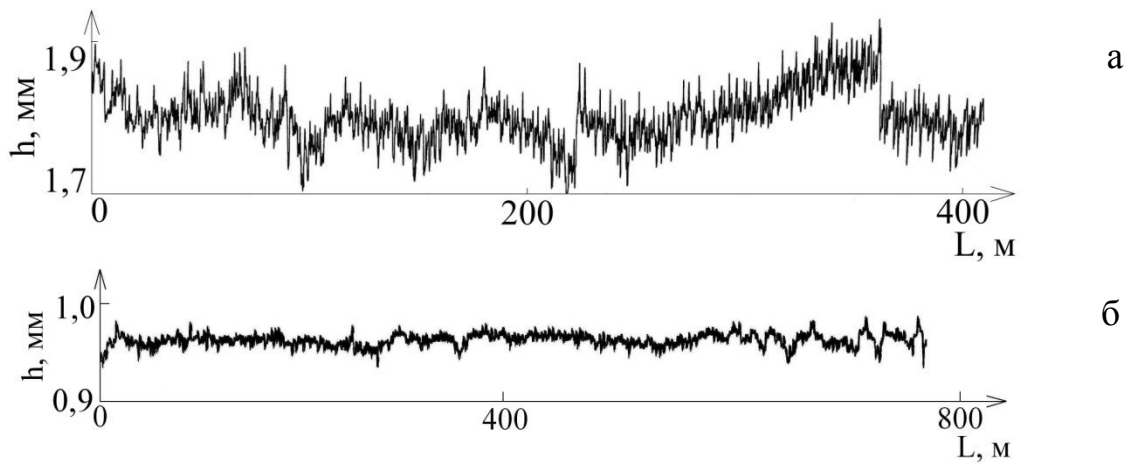


Рис. 1 – Диаграммы продольной разнотолщинности двухслойных биметаллических лент сталь-латунь: а – после плакирования в валкахразного диаметра и б –холодной прокатки на готовый размер

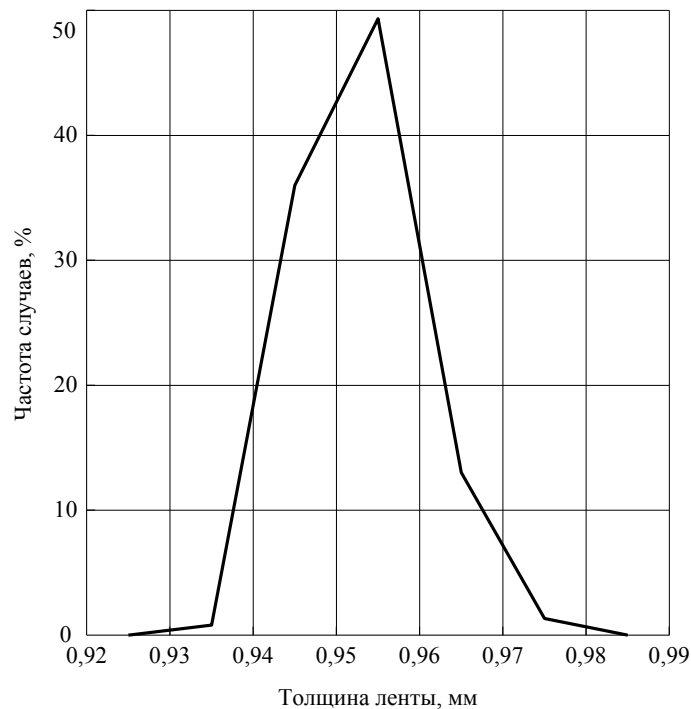


Рис. 2 – Частотное распределение продольной разнотолщинности двухслойных биметаллических лент сталь-латунь после холодной прокатки

Продольную разнотолщинность двухслойных биметаллических лент оценивали по отклонению среднего значения от заданного (уставки толщиномера) (δh_{np}^{cp}) и среднеквадратичному отклонению (σ_n^{np}), которые рассчитали по диаграммам продольной разнотолщинности. Они составила:

- после плакирования ($\delta h_{np}^{cp})_{nl} = -0,0032$ мм, ($\sigma_n^{np})_{nl} = 0,0363$ мм;
- после холодной прокатки ($\delta h_{np}^{cp})_{np} = -0,00718$ мм, ($\sigma_n^{np})_{np} = 0,00723$ мм.

Как видно из полученных данных, продольная разнотолщинность после холодной прокатки меньше, чем после плакирования ($(\sigma_n^{np})_{np} < (\sigma_n^{np})_{nl}$). Частотное распределение толщины ленты (рис. 2) также подтверждает это.

Толщина двухслойных биметаллических холоднокатаных лент изменялась в диапазоне от 0,93 до 0,98 мм (см. рис. 2).

Выводы. Таким образом, холодная прокатка двухслойных биметаллических лент за счет естественной асимметрии позволяет получать ленты требуемой точности без применения дополнительных технологических приемов.

Следовательно, технология получения двухслойных биметаллических лент, включающая плакирование в валках разного диаметра и симметричную холодную прокатку на готовый размер, позволяет не только снизить их себестоимость, а и повысить точность геометрических размеров.

Список литературы: 1. Николаев В.А. Перекрещивание валков в клети кварто при помощи клиновидных устройств / В.А.Николаев, А.А.Васильев // Обработка материалов давлением. – 2012. – № 4. – С. 253-256. 2. Повышение точности листового проката / И.М.Меерович, А.И.Герцев, В.С.Горелик, Э.Я.Классен. – М.: Металлургия, 1969. – 262 с. 3. Рудской А.И. Теория и технология прокатного производства / А.И.Рудской, В.А.Лунев. – СПб.: Наука, 2008. – 527 с. 4. Влияние кинематической асимметрии на силу прокатки в чистовых рабочих клетях толстолистовых станов / А.Н.Кулик, А.В.Данько, К.Ю.Юрков, А.А. Фрайчак // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Тематик. зб. наук. пр. – Краматорськ: ДДМА, 2008. – С. 269-273. 5. Максимов Е.А. Исследование нового механизма снижения давления и повышения обжатий при несимметричной прокатке / Е.А. Максимов // Металлообработка. – 2010. – № 1. – С. 46-49. 6. своение прокатки толстых листов со скоростной асимметрией на стане 3600 / В.С.Горелик, А.А.Будаква, П.С.Гринчук и др. //Сталь. – 1984. – № 12. – С. 31-33. 7. Kiefer T. Modellbasierte Dicken- und Ebenheitsregelung in Grobblechwalzwerken / T.Kiefer, R.Heeg, A.Kugi // Automatisierungstechnik. – 2008. – 56, № 8. – S. 416-426. 8. Максимов Е.А. Повышение качества и улучшение планшетности полос из коррозионностойкой стали при саморегулировании процесса несимметричной прокатки / Е.А. Максимов // Технология металлов. – 2010. – № 9. – С. 19-24. 9. Управление шероховатостью лент с помощью несимметричной прокатки / В.Е.Лунев, И.Г.Шубин, М.И.Румянцев и др. // Производство проката. – 2003. – № 6. – С. 28-29. 10. Клименко И.В. Влияние асимметричного процесса прокатки на механические свойства готовых листов / И.В.Клименко, А.С. Пархоменко // Машинознавство : Матеріали 12-ої регіональної науково-методичної конференції. – Донецьк : ДонНТУ, 2010. – С. 30-32. 11. Microstructural and crystallographic aspects of conventional and asymmetric rolling processes / Ju.Sidorov, A.Miroux, R.Petrov, L.Kestens // Acta materials. – 2008. – 56, № 11. – P. 2495-2507. 12. Влияние сдвиговой прокатки на текстуры деформации фольги из алюминия высокой чистоты / L.Aiqiang, J.Qiwu, W.Fu and ect. // Jinshu xuebao. – 2002. – 38. – № 9. – С. 974-978. 13. Кокрофт М.Г. Смазка и смазочные материалы: Смазка в процессах обработки металлов давлением: Пер. с англ. / М.Г.Кокрофт. – М.: Металлургия, 1970. – 111 с. 14. Байков Е.В. Разработка и опробование технологии холодного плакирования лент двухслойного биметалла / Е.В.Байков, Е.Н.Никитенко, А.Г.Манишлин // Металл и литье Украины. – 1995.- № 11-12. – С. 30-32.

Надійшло до редколегії 28.10.2013

УДК 621.771.23

Продольная разнотолщинность двухслойных биметаллических лент / Байков Е.В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 27–31. Бібліогр.: 14 назв.

Наведено результати дослідження поздовжньої різнотовщинності двошарових біметалевих стрічок після холодного плакування у валках різного діаметру і після холодної прокатки на готовий розмір.

Ключові слова: двошарова біметалічна стрічка, асиметрія, плакування, холодна прокатка, поздовжня різнотовщинність.

The results of the study of the longitudinal variation in thickness of two-layer bimetal strips after a cold clad in rolls of different diameters and cold rolling on the specified size

Keywords: double-layer bimetallic strip, asymmetry, plating, cold rolling, the longitudinal variation in thickness.

УДК 620.172

С. Б. БЕЛИКОВ, докт. техн. наук, ректор, ЗНТУ, Запорожье;
В. Г. ШЕВЧЕНКО, канд. техн. наук, зав. кафедрой, ЗНТУ, Запорожье;
С. Л. РЯГИН, канд. техн. наук, доц., ЗНТУ, Запорожье.

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ И СКОРОСТИ ДЕФОРМАЦИИ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СТАЛЕЙ, ПРИМЕНЯЕМЫХ В КРАНОСТРОЕНИИ

Экспериментально изучено влияние температуры и скорости деформации на механические свойства стали 09Г2С. Показано, что влияние температуры и скорости деформации на механические свойства конкретных сталей может не соответствовать классическим представлениям. Пластическое деформирование происходит и при пониженной температуре.

Ключевые слова: температура, скорость деформации, механические свойства.

Введение. Точный учет основных факторов, влияющих на механические свойства материалов, необходим для обеспечения качества проектирования и потому связан с важным научным и практическим заданием повышения конкурентоспособности продукции отечественного краностроения.

Анализ последних исследований и литературы. 70 лет назад в сборнике [1] было показано, что снижение температуры и, в меньшей степени, увеличение скорости деформации приводит к упрочнению сталей. В книге [2], со ссылкой на еще более ранние работы автора [1], указывается, что «предел текучести железа в условиях комнатной температуры повышается примерно на 30% при увеличении скорости в пределах возможностей статической испытательной машины», а также приводятся зависимости между этими показателями. Однако указывается, что при этом «предел прочности почти не изменяется». Здесь же оговаривается, что именно охрупчивание металла при понижении температуры и увеличении скорости деформации является основой «испытаний на изгиб ударом». Те же представления со временем вошли и в учебную литературу. Например, в [3] они обоснованы с точки зрения материаловедения. В справочном пособии [4] указывается, что увеличение скорости деформации сопровождается ростом не только предела текучести, но и предела прочности, что противоречит данным книги [2]. Получается, что даже в классической литературе имеются отдельные разночтения по поводу влияния температуры и скорости деформации на механические свойства сталей. Кроме того, в этой литературе отсутствует информация для конкретных сталей, а данные марочников сталей и сплавов имеют, как правило, отрывочный характер.

Еще более противоречат классическим представлениям данные некоторых исследований. В частности, в статье [5] приведены температурно-скоростные зависимости механических свойств стали 0Х14ФГ12М, полностью не увязывающиеся с данными [1–4]. В статье [6] приведены результаты испытаний стали 09Г2С после длительной эксплуатации, согласно которым «снижение температуры испытаний практически не оказало влияния на прочность и пластичность стали при растяжении». Результаты [6] противоречат как данным [1–4], так и зависимостям [5].

Цель исследований, постановка проблемы. Таким образом, литературные источники не дают единого представления о влиянии температуры и скорости деформации на механические свойства сталей. В том числе, и для стали 09Г2С, широко применяемой в краностроении. Решению этой проблемы посвящена данная статья.

Целью статьи является экспериментальное получение достоверных данных о влиянии температуры и скорости деформации на механические свойства сталей, применяемых в краностроении, на примере стали 09Г2С.

Материалы исследований. Для проведения исследований были использованы образцы, изготовленные из листовой стали 09Г2С. Испытания проводились на разрывной машине ИР-100. Изменение скорости деформации и поддержание ее постоянства обеспечивались регулированием подачи масла. Для дополнительного расширения диапазона скоростей относительной деформации отбирались образцы с различной длиной рабочей части. Испытания проводились при шести температурах (комнатной и пониженных).

Исследование влияния скорости относительной деформации в диапазоне от 0 до $0,06 \text{ с}^{-1}$ на механические свойства проводилось при комнатной температуре. Исследование влияния температуры на механические свойства проводилось при скорости относительной деформации в диапазоне примерно от $0,025$ до $0,035 \text{ с}^{-1}$.

ГОСТ 11150-75 предполагает поддержание в образце заданной температуры в процессе его испытания в охлаждающей жидкости. Однако в реальности изделие обычно подвергается нагружению без дополнительного теплоотвода во время его деформации. Поэтому в данном исследовании образцы заранее охлаждались жидким азотом в специальном термосе до нужной температуры, а затем в термоизолирующем контейнере быстро устанавливались в зажимы. Недостатком этого метода является возникновение локальных термонапряжений в месте контакта нерабочей части образцов с зажимами. Чтобы они не успели существенно повлиять на рабочую часть и, соответственно, на результаты испытаний, губки зажимов частично охлаждались, время на установку образцов было ограничено 12 с, а время испытаний не превышало 7 с. Предварительно было установлено эмпирически с помощью термопары «медь-константан», что в этом случае температура рабочей части образца остается постоянной, с учетом погрешности измерений. В качестве температуры испытаний T фиксировалась температура образца на момент начала нагружения.

Начальные размеры образцов и результаты проведенных испытаний приведены в табл.

Результаты исследований. По данным табл. были построены зависимости прочностных и пластических свойств стали 09Г2С от температуры и скорости относительной деформации. Эти зависимости показаны на рис.1-4. При построении графиков использовался метод наименьших квадратов.

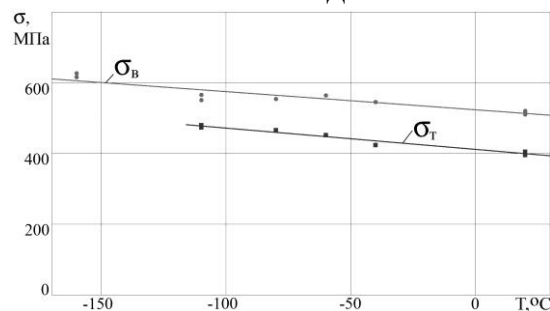
Из рис.1-2 видно, что и предел текучести, и предел прочности возрастают со снижением температуры. Относительное удлинение и, в меньшей степени, относительное сужение уменьшаются со снижением температуры. В целом

такие результаты соответствуют классическим представлениям, но противоречат данным статьи [6]. Возможно, это связано с тем, что в статье [6] приведены результаты для стали 09Г2С после длительной эксплуатации.

Таблица. Результаты испытаний образцов из стали 09Г2С

Код образца	Размеры образца, мм				Температура испытаний T , °С	Время испытаний t , с	Предел текучести P_t , кН	Предел прочности P_b , кН
	Начальный диаметр d_0	Длина рабочей части ℓ_0	Диаметр шейки d_1	Длина рабочей части ℓ_1				
3	5,89	77,0	3,53	92,40	20	5,81	10,93	13,90
28	5,97	94,6	3,53	114,90	20	7,83	11,06	14,56
22	5,95	95,1	3,54	114,70	20	8,34	11,25	14,41
27	5,91	94,3	3,56	110,20	-40	6,14	11,60	14,96
0	6,03	74,5	3,60	91,20	-60	6,16	12,89	16,10
25	5,95	95,0	3,60	111,50	-80	6,77	12,94	15,39
21	5,95	95,0	3,58	109,00	-110	5,53	13,16	15,32
20	5,94	95,6	3,62	113,25	-110	6,79	13,30	15,68
8	5,93	75,7	3,60	85,10	-160	4,06	–	17,30
26	5,93	94,5	3,62	107,40	-160	5,57	–	17,00
4	5,96	75,4	3,59	87,70	20	150,42	11,52	14,60
23	5,96	94,8	3,46	117,10	20	152,81	10,73	14,28
29	5,87	94,3	3,48	111,70	20	48,50	10,86	13,78
9	5,91	75,2	3,54	89,00	20	31,08	11,18	14,40
24	5,93	94,3	3,43	115,10	20	25,90	11,26	14,06
1	5,94	77,3	3,52	93,50	20	12,27	11,33	14,40
44	5,84	54,7	3,44	65,30	20	4,28	10,99	14,01
45	5,81	54,1	3,38	64,80	20	4,09	10,76	13,72
43	5,78	49,2	3,50	59,10	20	3,68	10,23	13,48
46	5,87	44,4	3,53	53,50	20	3,52	11,10	13,96

При температуре -110 °С площадка текучести еще сохранялась, но не наблюдалась при -160 °С. Однако при той же температуре -160 °С пластические свойства стали 09Г2С хоть и снизились, но все же большей частью сохранились, и образование шейки не прекратилось. Отчасти это может объясняться тем, что при проведении испытаний не использовался дополнительный искусственный теплоотвод.

Рис. 1 – Зависимость предела прочности σ_b и предела текучести σ_t стали 09Г2С от температуры T

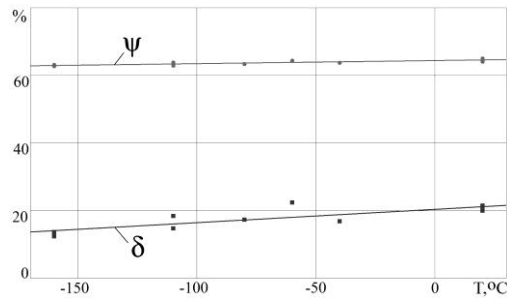


Рис. 2 – Зависимость относительного удлинения δ и относительного сужения ψ стали 09Г2С от температуры T

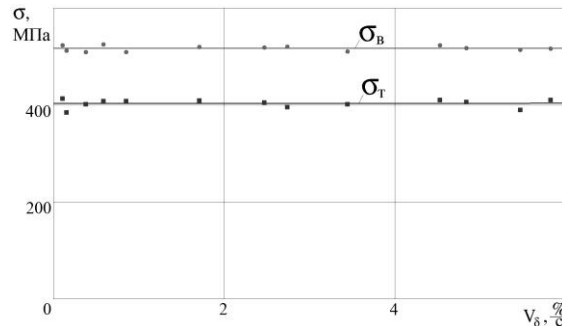


Рис. 3 – Зависимость предела прочности σ_B и предела текучести σ_T стали 09Г2С от скорости относительной деформации V_{δ}

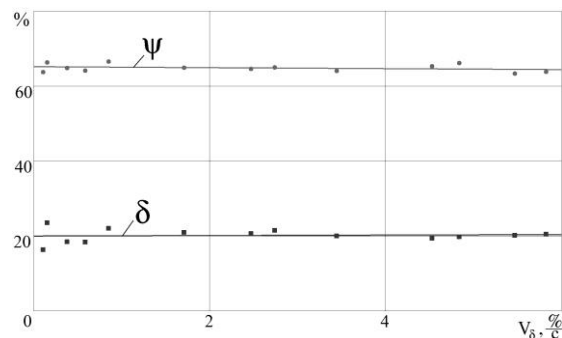


Рис. 4 – Зависимость относительного удлинения δ и относительного сужения ψ стали 09Г2С от скорости относительной деформации V_{δ}

Из рис. 3-4 видно, что увеличение скорости относительной деформации в диапазоне от 0 до $0,06 \text{ с}^{-1}$ («в пределах возможностей статической испытательной машины» [2]) не оказывает заметного влияния на прочностные и пластические свойства стали 09Г2С. Это противоречит данным книги [2] по крайней мере для одной стали. Можно предположить, что эффекты упрочнения и охрупчивания стали 09Г2С возникнут при еще больших скоростях. С другой стороны, полученные результаты косвенно подтверждают и дополняют предыдущую статью авторов [7], в которой было показано, что процессы пластического деформирования имеют место и играют важнейшую роль и во время испытаний на ударный изгиб при пониженных температурах стали 09Г2С.

Выводы. Были экспериментально получены данные о влиянии температуры и скорости деформации на механические свойства стали 09Г2С, широко применяемой в отечественном краностроении. Из полученных

зависимостей видно, что влияние температуры и скорости деформации на механические свойства конкретных сталей может не во всем соответствовать общим классическим представлениям. При пониженной температуре и повышенной скорости деформации стали 09Г2С имеют место процессы пластического деформирования.

В перспективе целесообразно уточнить влияние на механические свойства стали 09Г2С более высоких скоростей деформации.

Список литературы: 1. Давиденков Н.Н. Некоторые проблемы механики материалов / Н.Н.Давиденков. – Л.: Газетно-журн. и книж. изд-во, 1943. – 152 с. 2. Тимошук Л.Т. Механические испытания металлов / Л.Т.Тимошук. – М.: Металлургия, 1971. – 224 с. 3. Золоторевский В.С. Механические свойства металлов / В.С.Золоторевский. – М.: Металлургия, 1983. – 352 с. 4. Писаренко Г.С. Справочник по сопротивлению материалов / Г.С.Писаренко, А.П.Яковлев, В.В.Матвеев. – Киев: Наук. думка, 1988. – 736 с. 5. Рудаков А.А. Температурно-скоростная зависимость механических свойств метастабильной стали 0Х14АГ12М в состоянии закалки и теплового наклепа / А.А.Рудаков, И.Н.Богачев // Вопросы металловедения стали и титановых сплавов: Межвуз. сб. научн. тр. – Пермь: Пермский унив-т, 1978. – С.70-75. 6. Махутов Н.А. Оценка состояния материала продуктопровода после его длительной эксплуатации / Н.А.Махутов, В.Н.Пермяков, Ю.А.Кравцова, Л.Р.Ботвина // Заводская лаборатория. Диагностика материалов.– Т.73. – 2007. – №2. – С.54-59. 7. Беликов С.Б. Характеристики сопротивления ударному изгибу пластичных сталей, применяемых в краностроении / С.Б.Беликов, С.Л.Рягин, В.Г.Шевченко // Вісник НТУ «ХПІ»: 36. наук. пр. Тематичний випуск: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2011. – №47. – С.125-133.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК 620.172

Влияние температуры и скорости деформации на механические свойства сталей, применяемых в краностроении // Беликов С.Б., Шевченко В.Г., Рягин С.Л. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016) .– С. 32–36. Бібліогр.: 2 назв.

Експериментально вивчений вплив температури та швидкості деформації на механічні властивості сталі 09Г2С. Показано, що вплив температури та швидкості деформації на механічні властивості конкретних сталей може не відповідати класичним уявленням. Пластичне деформування відбувається і при низькій температурі.

Ключові слова: температура, швидкість деформації, механічні властивості.

Influence of a temperature and deformation speed on mechanical characteristics of 09Г2С steel had been studied. It was shown that influence of the temperature and deformation speed on mechanical characteristics of specific steels can differ from classical ideas. Plastic deformation take place at low temperature as well.

Keywords: temperature, deformation speed, mechanical characteristics.

УДК 621.771.01

М. М. БЕРЕЖНИЙ, докт.техн.наук, проф., ДВНЗ «КНУ», Кривий Ріг;
В. А. ЧУБЕНКО, канд.техн.наук, доц., ДВНЗ «КНУ», Кривий Ріг;
А. А. ХІНОЦЬКА, ст. викладач, ДВНЗ «КНУ», Кривий Ріг;
А. ШЕПЕЛЬ, аспірант, ДВНЗ «КНУ», Кривий Ріг;
В. ЧУБЕНКО, студент, ДВНЗ «КНУ», Кривий Ріг.

ВЗАЄМОДІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ В ОСЕРЕДКУ ДЕФОРМАЦІЇ ПРИ СТАЛОМУ ПРОЦЕСІ ПРОКАТУВАННЯ

Розглянуто осередок деформації при сталому процесі прокатування, виконано співставлення деформуючих напружень і сил опору в'язкості течії в осередку деформації, визначено середні значення границь текучості при різних режимах прокатування, розраховано швидкість деформації в

обтисненні, уширенні та подовженні. Визначено, що збільшення швидкостей деформації в уширення і подовження приведе до збільшення границі текучості. Але підвищення швидкості прокатування, дозволяє зменшити час перебування металу в осередку деформації що, в свою чергу дає можливість збільшити продуктивність процесу.

Ключові слова: осередок деформації, швидкість, границя текучості, температура, обтиснення, уширення, подовження, штаба, зміцнення металу, прокатування, поверхня валків.

Вступ. При прокатуванні утворюється осередок деформації між прокатними валками, де відбуваються складні процеси, що викликають зміну форми та розмірів розкату, а також внутрішніх властивостей металу. Дуже багато дослідників вивчало внутрішні зміни осередку деформації при обробці тиском тому, що від цього залежить якість отриманого виробу, витрати зусиль та енергії на прокатування, продуктивність процесу. Тому визначити середні значення границь текучості при різних режимах прокатування та швидкості деформації в обтисненні, уширенні та подовженні є задача актуальна, що дозволить визначити раціональні режими прокатування.

Аналіз останніх досліджень і літератури: при наближеному описуванні процесу повздожньої прокатки за осередок деформації приймають область, обмежену зверху і знизу дугами кіл валків АВ та А'В' та перерізами входу і виходу штаби з валків АА' і ВВ' рис. 3.1 [1]. Дослідниками уважно вивчається вплив технологічних параметрів на осередок деформації [1-4], де визначено вплив температури, обтиснення та швидкості деформації.

Мета дослідження, постановка проблеми: визначити середні значення границь текучості, швидкість деформації в обтисненні, уширенні та подовженні при різних режимах прокатування з метою встановлення раціональної швидкості прокатування, що дозволить підвищити продуктивність процесу.

Матеріали досліджень. Розглянемо сталий процес прокатування штаби. Це відбувається так: регулярно штаба сталі з перерізом $h_0 \cdot b_0$ рівномірно входе в осередок деформації зі швидкістю v_0 і відповідно виходе з нього з перерізом і швидкістю $h_1 \cdot b_1 \cdot v_1$: на вході метал має температуру середню рівномірно розподілену в об'ємі штаби t_0 , а виходе з температурою t_1 . Для того, щоб визначити t_1 проаналізуємо процеси, які відбуваються в осередку деформації (рис.) [1].

Температура поверхні валків t_g може бути відрізнитися від вихідної температури штаби t_0 , t_g більша t_0 при холодному прокатуванні, незважаючи на застосування мастильно-охолоджуючих рідин, бо валки працюють в контактi з осередком деформації, в якому температура металу значно вища температури штаби t_0 [1, 2]. При гарячому прокатуванні середня температура валків $t_{срв}$ менша температури t_g поверхні валків, бо вона охолоджується водою і в десятки разів більша контактної поверхні між осередком деформації та валками. Контактна поверхня осередку деформації має температуру контактної поверхні валків $t_{кн1} = t_{кнв}$. Це забезпечує сталість процесу прокатування за рахунок надійності зчеплення поверхні валків з поверхнею прокатуваного металу і здійснення всіх процесів в середині осередку деформації.

Під час сталого процесу прокатування відбувається деформація металу стисненням. Внаслідок цього вихідна границя текучості сталі, яка досягається після подолання границі її пружності, розпочинає безперервно зменшуватись відповідно підвищенню температури. Тому одразу після входу штаби в осередок деформації формується фізичний стан металу і його реологічні властивості перед витіканням в подовження та уширення, чим власне і закінчується перебування сталі в осередку деформації (рис. 1).

Раніше було отримано залежність границі текучості мало- і середньо вуглецевих сталей від температури в розмірності (МПа) [2]:

$$\sigma_m = 369,485 - 0,224 \cdot t, \quad (1)$$

Перевівши розмірність тиску в МПа в роботу деформації розмірністю (кДж/кг) отримаємо:

$$\sigma_m = 37,7 - 0,0228 \cdot t \text{ кДж/кг}, \quad (2)$$

$$\sigma_m = 37,7 - 0,0304 \cdot i_t \text{ кДж/кг}, \quad (3)$$

де t – температура;

i_t – тепловміст сталі:

$$i_t = 0,75 \cdot t \text{ кДж/кг}. \quad (4)$$

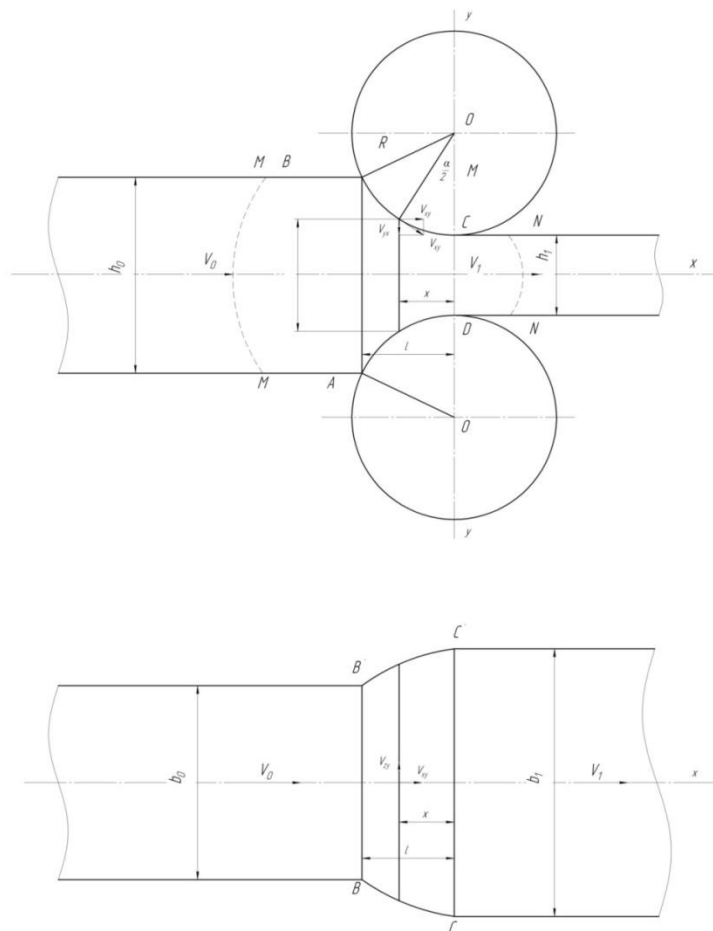


Рис. – Схема осередку деформації до розрахунку швидкості деформації

Результати досліджень. Одночасно зі зменшенням тиску в контактній поверхні між валками і поверхнею штаби в напрямку її прокатування від підвищення температури металу відбувається зміцнення металу внаслідок збільшення його деформації та наявності її швидкості в напрямках уширення і подовження. Тому метал в осередку деформації за розподілом сил в ньому почувається таким, якого розрізають поперек штаби дуже тупими предметами, тобто валками. Це обумовлює утворення фізичного осередку деформації обмеженого поверхнями MM і NN (штрихові на рис. 1) [1]. Але не можна погодитись з формою поверхні MM на рис. 3.1 (стор. 36 [1]): ця поверхня повинна бути випуклою в напрямку прокатування, бо зображення на рис. 3.1 суперечить наявності позаконтактної висотної утяжки заднього кінця штаби на рис. 3.4. (стор. 48 [1]) та рис. 6.2 (стор. 134 [1]) і рис. 6.5 (стор. 138 [1]). Не зважаючи на максимальність підпираючої сили тиску в перерізі MM, в цьому перерізі границя текучості також максимальна, а $\vartheta_1 - \vartheta_0 = \Delta\vartheta = 0$. Тільки на певній відстані від перерізу MM зрівнюються підпираюча сила, яка створена вертикальним тиском валків, з підпираючим опором течії металу в уширення і подовження, тобто коли границя текучості сталі зрівнюється з в'язкістю її, обумовленою ступенем і швидкістю деформації і температурою:

$$\sigma_{m \leq 0,2} = 0,346 \cdot \varepsilon + U \cdot 10^{(1,456 - 0,9 \lg U)} - 0,0232t, \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{m=0,3-0,7} &= 0,021 \cdot \varepsilon + U \cdot 10^{(1,58 - 0,9 \lg U)} - 0,0307t \\ 0,0232t &= 0,346 \cdot \varepsilon + U \cdot 10^{(1,456 - 0,9 \lg U)}, \\ 0,0307t &= 0,021 \cdot \varepsilon + U \cdot 10^{(1,58 - 0,9 \lg U)}, \end{aligned} \quad (6)$$

де σ_m – границя течії металу, кДж/кг;

ε – відносне обтиснення, %;

U – швидкість деформації.

Результати розрахунків наведено в табл. 1. Нагадаємо, що збільшення температури сталі призведе до зменшення границі текучості, яка наближається до границі текучості, викликаній зміною швидкості деформації: факти, що границі текучості найбільші при холодній прокатці (50-100°C), менші при теплому прокатуванні (50-900°C) і найменші при гарячій прокатці (1100-1300°C) (табл. 2).

Таблиця 1. Співставлення деформуючих напружень і сил опору в'язкості течії в осередку деформації за рівняннями (6)

№№ режимів [2]	t , °C	σ_m^t , кДж/кг	ε , %	U , с ⁻¹	$\sigma_{m\varepsilon}$, кДж/кг	σ_{mU} , кДж/кг	$\sigma_{m\varepsilon} + \sigma_{mU}$
1	50	1,16	16,8	$1,3 \cdot 10^6$	2,768	155,2	158,66
2	100	2,32	11,66	$0,16 \cdot 10^6$	4,152	129,1	133,252
3	700	16,24	20,36	52,80	6,652	55,2	61,852
4	1100	33,77	24,22	21,02	0,68	38,0	38,68
5	1200	27,84	31,82	11,583	3,0	45,1	48,1
6	1300	39,91	42,60	5,735	1,26	22,2	23,46

Таблиця 2. Середні значення границь текучості при різних режимах прокатування

Режим прокатування	σ_m^t	σ_m^ε	σ_m^U	$\sigma_m^\varepsilon + \sigma_m^U$
Холодний (50-100°C)	1,74	3,46	140	143,46
Теплий (500-900°C)	9,5	5,6	61,03	66,63
Гарячий (1100-1300°C)	33,84	1,65	35,1	36,66

Найменше впливає на границю текучості при всіх режимах прокатування ступінь деформації в межах її зміни до 60%.

Розділивши шляхи деформації відповідно на h_0 , l_1 та час перебування τ отримаємо швидкість деформації в обтисненні та подовженні (табл. 3).

Відмінність швидкостей деформації металу за напрямками полягає не тільки в їх величині (табл. 3), але й тому, що в обтисненні швидкість змінюється від максимального значення до мінімального на шляху деформації, а в уширенні та подовженні це відбувається навпаки – від нуля до максимального значення.

Наслідком охарактеризованої відмінності швидкостей деформації за напрямками – є наявність на виході з осередку деформації в розкаті площі $b_0 h_1 \geq b_0 h_0 - b_1 h_1$, яка по висоті має ступінь деформації змінну, від поверхні до осі вона зменшується. Для зменшення цієї нерівномірності розроблена рекомендація збільшення величини обтиснення та зменшення кількості проходів заготовки [3]. Площа $b_0 h_1$ дорівнює різниці площ заготовки і розкату $b_0 h_0 - b_1 h_1$, коли подовженням металу в осередку можна зневажати. При прокатуванні в калібрах можна очевидно зневажати Δb , тобто уширенням.

Таблиця 3. Швидкість деформації в обтисненні, уширенні та подовженні в c^{-1}

№ режимів [2]	$2R_b$, мм	h_0 , мм	α_y , град	u_h , c^{-1}	$\frac{R_b}{l_1}$	τ , с	u_l , c^{-1}	u_b , c^{-1}
1	120	2	2,4	814154	58,25	$0,13 \cdot 10^{-6}$	18812231	761568,5
2	200	5	6,0	594406,6	96,154	$0,718 \cdot 10^{-6}$	1373626,6	26923
3	400	100	11,54	51,483	193,24	$3857 \cdot 10^{-6}$	10020,1	11,67
4	600	200	18,5	26,223	294,26	$11520,6 \cdot 10^{-6}$	8104,55	7,552
5	800	300	22,3	13,968	390,62	$27578,7 \cdot 10^{-6}$	5382,3	4,64
6	1000	500	26	5,166	468,6	$74248,5 \cdot 10^{-6}$	2764,3	1,122

Висновки: визначення середніх значень границь текучості при різних режимах прокатування та швидкості деформації в обтисненні, уширенні та подовженні нам дозволило визначити, яким чином змінюється опір деформації при сталому прокатуванні. Отримані дані дозволяють підвищити швидкість обробки, тобто зменшити час перебування металу в осередку деформації, а це дає можливість знизити витрати енергії і збільшити продуктивність процесу.

Список літератури: 1. Василев Я.Д. Теорія подовжньої прокатки / Я.Д. Василев, О.А. Мінаєв. – Підручник. – Донецьк: УНІТЕХ, 2009. – 488 с. 2. Бережний М. М. Енергетичний баланс і реологічні властивості металу в осередку деформації при подовжньому прокатуванні прямокутної штаби гладкими валками/ Бережний М. М., Чубенко В. А., Хіноцька А. А. – Монографія – Кривий Ріг,

Діоніс, 2011. – 125 с. 3. *Сторожев М.В.* Теория обработки металлов давлением / М.В.Сторожев, Е.А.Попов. – Уч-к для вузов., 3-е изд. перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1971. – 424 с. 4. *Левченко Г.В.* Влияние режимов деформации слитка на трансформацию дендритной структуры в заготовках/Г.В.Левченко, С.В. Ершов, Е.Г.Демина и др.//Обработка металлов давлением. – 2008. – №1(19). – С. 135 – 140.

Надійшла до редколегії 25.10.2013

УДК 621.771.01

Взаємодія технологічних параметрів в осередку деформації при сталому процесі прокатування / Бережний М. М., Чубенко В. А., Хіноцька А. А., Шепель А., Чубенко В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). С. 36–41. Бібліогр.: 4 назви.

Рассмотрен очаг деформации при установившемся процессе прокатывания, сопоставлены деформирующие напряжения и силы сопротивления вязкости течения в очаге деформации, определены средние значения границ текучести при разных режимах прокатывания, рассчитано скорость деформации в обжатии, уширении и удлинении. Определено, что увеличение скоростей деформации в уширение и удлинение приводит к увеличению границы текучести. Но повышение скорости прокатывания уменьшает время пребывания металла в очаге деформации, что в свою очередь дает возможность увеличить производительность процесса.

Ключевые слова: очаг деформации, скорость, граница течения, температура, обжатие, уширение, удлинение, полоса, упрочнение металла, прокатывание, поверхность валков.

the center of the strain was at the established process of rolling was considered, deforming voltage and resistance force viscosity flow in the deformation were compared and the mean values of the borders of fluidity at a different modes rolling, calculated rate of strain in compression, widening and lengthening was calculated. It was determined that the increase in the strain velocity in broadening and elongation leads to increased border flow, which causes the necessity to increase the speed of rolling, which in turn helps to increase the productivity of the process.

Keywords: center of the strain, speed, boundary currents, temperature, compression, broadening, extension, band, hardening of metal rolling, surface rolls.

УДК 669:621.967.1

П. В. БОРОВИК, канд. техн. наук, докторант, ДГМА, Краматорск;
М. Е. СЕЛЕЗНЁВ, аспирант, ДонГТУ, Алчевск.

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА ТОЛСТЫХ ЛИСТОВ ЗА СЧЁТ ПРИМЕНЕНИЯ ШЕВРОННОГО НОЖА НОВОЙ КОНСТРУКЦИИ

В статье рассмотрена новая конструкция шевронного ножа для поперечной резки толстых листов. На базе результатов конечно-элементного моделирования, проведен сравнительный анализ качества листа для случаев поперечной резки шевронными ножами классической и предложенной конструкции. За показатель при этом принималось максимальное отклонение от плоскостности. Также получено выражение для определения данной величины в зависимости от ширины листа и предела прочности разделяемого материала при применении шевронного ножа новой конструкции.

Ключевые слова: шевронный нож, резка, лист, дефект, качество, моделирование.

Введение. Горячекатаный толстый лист занимает значительную нишу среди продукции металлопрокатного производства вследствие своего широкого применения в различных областях машиностроения.

Особенностью технологического процесса производства толстого листа является наличие операции поперечной резки, предназначенной для

обеспечения заданной длины листа. Данная операция может быть реализована путём применения ножниц для поперечной резки с ножом шевронной формы, который позволяет добиться лучшей центровки листа при резке, а также более равномерное распределение нагрузки на узлы ножниц, в сравнении с наклонным ножом.

Однако, наряду с описанными преимуществами, применение шевронного ножа классической двухнаклонной конструкции [1], сопровождается наличием характерного дефекта в виде «галочки» на части листа, находящейся под шевронным ножом в процессе резки [2]. Наличие данного дефекта снижает качество листа и существенно портит его товарный вид, являясь, по сути, остаточной деформацией.

Анализ последних исследований и литературы. В настоящее время существует нескольких технических решений, направленных на снижение величины данного дефекта.

В работе [3] предполагается выполнение горизонтальной площадки, в вершине схождения режущих кромок, длина которой определяется расчетным путем в зависимости от свойств разрезаемого материала, угла наклона прямолинейных плоскостей и толщины ножедержателя с режущей пластиной. Данное техническое решение действительно позволяет повысить качество листа, однако сопровождается существенным увеличением усилия на завершающих стадиях резки [2].

Сотрудниками НКМЗ [4] предлагается снизить величину остаточной деформации листа путём выполнения двух ступенчатых снижений в центральной части режущей кромки относительно её вертикальной оси симметрии, однако, в виду отсутствия конкретных рекомендаций относительно геометрических параметров данных конструктивных элементов, не представляется возможным оценить эффективность данного технического решения.

В работе [2] рассмотрена конструкция ножа, особенностью которой является наличие скругления в вершине схождения наклонных плоскостей режущей кромки, что также способствует снижению остаточной деформации. Кроме того в данной работе, на базе проведенных исследований, разработана рекомендация относительно величины радиуса данного скругления.

Общим недостатком рассмотренных конструкций, является невозможность предварительной оценки величины снижения рассматриваемого дефекта в случае их применения, что следует учесть при рассмотрении новой конструкции ножа.

Цель исследования, постановка проблемы. Целью данной работы являлась оценка возможности снижения величины остаточной деформации листа, путём применения шевронного ножа новой конструкции, а также получение количественной оценки данной величины.

Материалы исследований. Для достижения указанной цели, по аналогии с работой [2], на базе программного комплекса ABAQUS была разработана трехмерная конечно-элементная математическая модель (рис. 1),

описывающая процесс поперечной резки листов шевронными ножами в формулировке Лагранжа, с учетом сил тяжести.

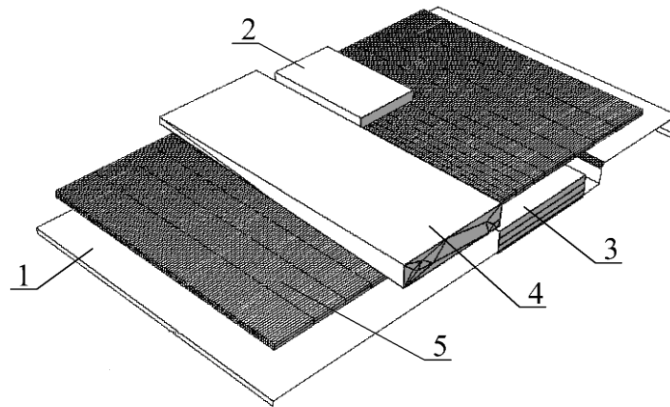


Рис. 1 – Общий вид модели резки шевронным ножом (1 – стол; 2 – прижим; 3 – нижний нож; 4 – верхний нож (шеvronный); 5 – лист)

Разработанная модель представляет собой одну вторую часть исследуемого процесса с плоскостью симметрии, проходящей через продольную ось листа. Модель состоит из четырех абсолютно жестких недеформируемых тел: прижим, стол, верхний (шеvronный) и нижний ножи, а также деформируемого бруса. При этом стол моделируется, как аналитическая недеформируемая поверхность, а ножи и прижим, как дискретные недеформируемые поверхности. Модель разрезаемого листа представляет собой сетку из изопараметрических шестигранных восьмиузловых линейных элементов с редуцированной схемой интегрирования, имеющих свойства сплошной деформируемой среды. Трение между контактными поверхностями моделирует закон трения Кулона.

В рамках данной работы рассматривалась конструкция шевронного ножа с режущей кромкой выпуклой V-образной формы со скруглением радиусом $R=500$ (мм) в вершине схождения прямолинейных плоскостей, наклонённых к горизонтали под углом 3° (рис 2).

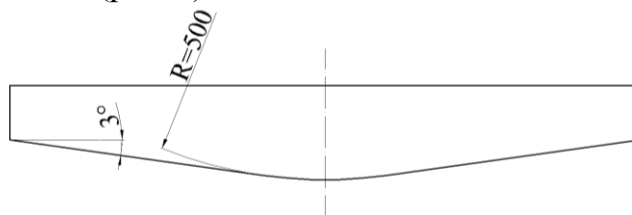


Рис. 2 – Шевронный нож для поперечной резки толстолистового металлопроката

По результатам моделирования, полученным ранее [2], было отмечено, что с увеличением предела прочности материала наблюдается снижение абсолютной величины остаточной деформации формирующей дефект на отрезанной части листа.

В рамках данного исследования, для оценки адекватности получаемых результатов, были смоделированы три условные марки стали с пределом прочности 330, 530 и 1000 МПа и абсолютным внедрением до скола порядка

0,4. На графиках (рис. 3) представлены зависимости силы резки параллельными ножами листов толщиной 25 мм и шириной 1000 мм.

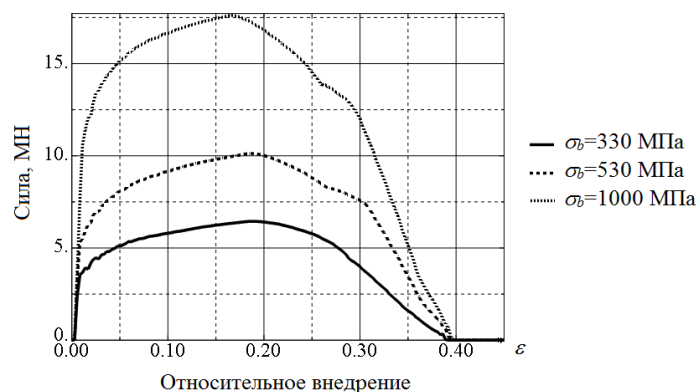


Рис. 3 – Зависимости силы резки параллельными ножами по результатам моделирования для заготовок поперечным сечением 25×1000 мм и различными механическими свойствами

Затем, используя известные подходы к планированию эксперимента, был разработан план и получены результаты моделирования процесса резки листов толщиной 25 мм, шевронными ножами с углом наклона прямолинейных плоскостей 3°. При этом варьировали два параметра: предел прочности материала $\sigma_b=330\dots1000$ МПа и ширину листа $b=1000\dots2400$ мм.

Результаты исследований. По результатам моделирования были получены распределения величины отклонения от плоскостности по ширине листа, отрезанного шевронным ножом классической и разработанной формы. На рис. 4 в качестве примера представлены данные распределения, полученные применительно к резке листа шириной $b=1200$ (мм) для трёх рассмотренных условных марок стали.

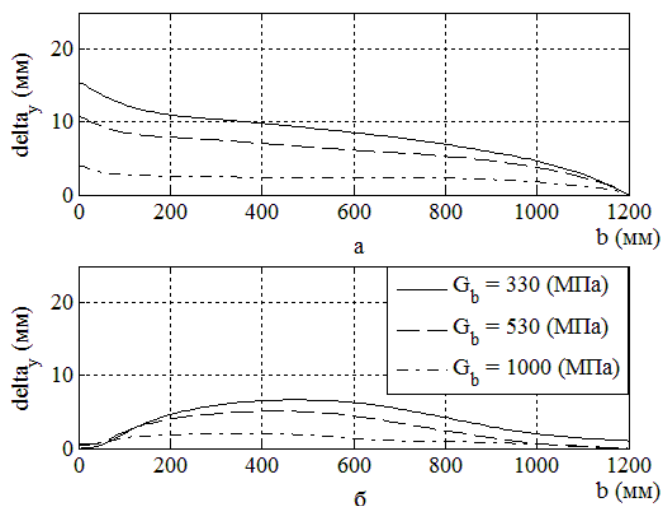


Рис. 4 – Распределения величины отклонения от плоскостности по ширине листа, отрезанного: а – шевронным ножом классической и б – разработанной формы

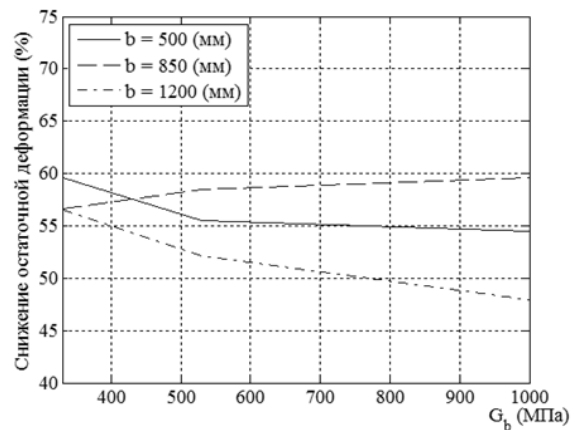
Исходя из представленной зависимости, можно утверждать, что применение шевронного ножа разработанной конструкции для данных условий

позволяет снизить величину остаточной деформации на 48...60%. На рис. 5 (а) представлены распределения данной величины для всех рассмотренных условий.

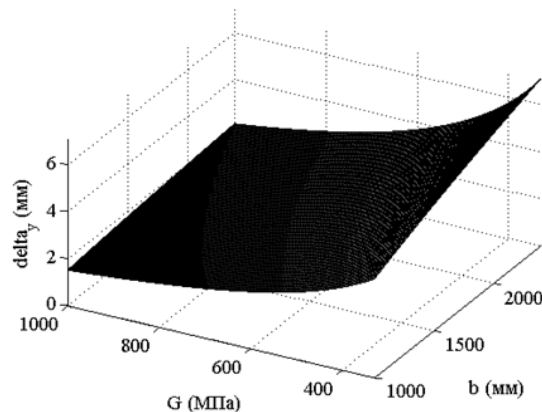
Последующая обработка данных распределений позволила получить уравнение регрессии для максимального отклонения от плоскостности в зависимости от ширины листа b и предела прочности материала σ_b в следующем виде:

$$\text{delta}_y = e^{[1,763\ln(b)+0,47\ln(\sigma_b)-0,201\ln(\sigma_b)\ln(b)-5,425]}$$

Графическая зависимость, описываемая полученным выражением, представлена на рис. 5 (б).



а



б

Рис 5 – Распределения: а – величины снижения остаточной деформации, б – абсолютной величины остаточной деформации в зависимости от предела прочности материала σ_b для различной ширины листа b .

Полученные распределения позволили установить, что за счёт применения шевронного ножа предложенной конструкции при рассмотренных условиях возможно снижение величины остаточной деформации на 48...60%, в сравнении с классическим двухнаклонным ножом, при этом её максимальное значение прямо пропорционально ширине листа и обратно пропорционально пределу прочности разрезаемого материала.

Выводы.

1. Применение ножа разработанной конструкции действительно позволяет существенно снизить величину остаточной деформации листа на 48...60% и тем самым повысить качество готового листа.

2. Величина остаточной деформации существенно зависит от ширины листа и предела прочности разрезаемого материала и может быть описана эмпирической зависимостью, которая позволяет получить количественную оценку величины данного дефекта и может быть полезна при оценке возможности практического применения рассмотренного шевронного ножа.

3. Необходимо проведение дальнейших теоретических и экспериментальных исследований, направленных на разработку рекомендаций относительно применения предложенного шевронного ножа.

Список литературы: 1. Королев А.А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов: Учебник для вузов. – 2-е изд. перераб. и доп. – М.: Металлургия, 1985. – 376 с. 2. Боровик П.В. К вопросу качества резки шевронными ножами // Обробка матеріалів тиском.: Зб. наук. пр. №1(34). – Краматорськ, 2013 р. С. 245-250. 3. Патент 2212986 Российская федерация, МПК В23D35/00. Нож шевронный для резки листового материала / Ю.С. Котелевец, В.А. Арашкевич, Ю.Д. Иванов и др.; Заявитель ОАО «Северсталь». – № 2001120645/02; заявл. 23.07.2001; опубл. 27.09.2003. 4. Деклараційний патент на корисну модель 69331 Україна, МПК В23D35/00, В23D25/00, В23D15/00. Комплект ножів ножиць для різання листового матеріалу / Суков Г. С., Алдохін Д. В., Калашніков А. А. та ін.; Заявник ПАО «Новокраматорський машинобудівний завод». – u201112194; заявлено 18.10.2011, опубл. 25.04.2012, Бюл №8.

Надійшла до редколегії 25.10.13

УДК 669:621.967.1

Повышение качества толстых листов за счёт применения шевронного ножа новой конструкции // Боровик П. В., Селезнёв М. Е. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 41–46. Бібліогр.:4 назви.

У статті розглянута нова конструкція шевронного ножа для поперечного різання товстих листів. На базі результатів кінцево-елементного моделювання, проведений порівняльний аналіз якості листа для випадків поперечного різання шевронними ножами класичної і запропонованої конструкції. За показник при цьому бралось максимальне відхилення від площинності. Також отримано вираження для визначення цієї величини залежно від ширини листа і межі міцності матеріалу що розділяється, при застосуванні шевронного ножа нової конструкції.

Ключові слова: шевронний ніж, різання, лист, дефект, якість, моделювання.

The article describes a new design of the chevron knife for cross-cutting of thick sheets. On the basis of the results of the finite elements modeling has been performed a comparative analysis of the quality of the sheet for the cases of cross-cutting of chevron knives of classical and the proposed design. As an indicator was taken the maximum deviation from flatness. Also it was received an expression for determining this value, depending on the width of the sheet and the tensile strength of material when the new chevron design knife is using.

Keywords: chevron knife, cutting, sheet, defect, quality, modeling.

УДК 623.438:539.3

С. Т. БРУЛЬ, канд. техн. наук, зам. директора департамента,
Министерство обороны Украины, Киев

К ВОПРОСУ МОДЕЛИРОВАНИЯ РЕАКЦИИ КОРПУСОВ ЛЕГКОБРОНИРОВАННЫХ МАШИН НА ДЕЙСТВИЕ УДАРНО-ИМПУЛЬСНЫХ НАГРУЗОК

В статье развит обобщенный подход к численному моделированию напряженно-деформированного состояния корпусов легкобронированных машин. Рассматривается случай действия ударно-

импульсных нагрузок. Приведено описание усовершенствованной математической модели.

Ключевые слова: легкобронированная машина, напряженно-деформированное состояние, ударно-импульсная нагрузка, ударный резонанс.

Введение. При проведении проектно-технологических работ, неизбежно возникающих в процессе разработки новых легкобронированных машин (ЛБМ) или при модернизации существующих, как отмечается в работе [1], требуется определение реакции бронекорпусов этих машин на действие различных поражающих факторов. Один из наиболее ответственных режимов боевого применения современных ЛБМ – ударная нагрузка от действия реактивных усилий отдачи в процессе совершения выстрелов из штатного вооружения боевых модулей. В работе [1] проведен анализ условий возникновения ударных резонансов в динамической системе, каковой является бронекорпус легкобронированной машины, подверженной действию серии импульсов отдачи при стрельбе из скорострельных пушек.

Цель данной работы – совершенствование подходов и математической модели для исследования напряженно-деформированного состояния корпусов военных гусеничных и колесных машин при динамическом воздействии усилий отдачи в процессе стрельбы из боевого модуля с целью обоснованного выбора основных конструктивных параметров корпусов при их проектировании.

Общая постановка задачи. В развитие известных методов [1-8] предлагается комплексный подход к решению возникающих задач анализа физико-механических процессов в бронекорпусах легкобронированных боевых машин. Опираясь на опыт предшествующих исследований [1-8], в целом предлагается следующий подход.

Рассмотрим различные варианты нагружения бронекорпуса: дорезонансные, резонансные и зарезонансные по отдельным собственным частотам. Для этих случаев создадим отдельные расчетные модели и применим их.

Рассмотрим отдельные составляющие предлагаемого комплекса исследований.

Разрешающие соотношения численной модели напряженно-деформированного состояния корпусов легкобронированных машин. Разрешающие уравнения для конечно-элементного описания динамического напряженно-деформированного состояния имеют традиционный вид [1, 9-11]:

$$M\ddot{u} + C\dot{u} + Ku = Q, \quad (1)$$

где M – матрица масс;

C – матрица демпфирования;

K – матрица жесткости конструкции;

u – вектор узловых перемещений;

\dot{u} – вектор узловых скоростей;

\ddot{u} – вектор узловых ускорений;

Q – вектор узловых нагрузок.

Как установлено в работе [1], в силу возбуждения серией импульсов от усилий отдачи бронекорпус военной гусеничной или колесной машины может

испытывать ударный резонанс на некоторой частоте, находясь по отношению к определенной собственной частоте в дорезонансном или зарезонансном режимах нагружения. В силу этого рассмотрим 3 случая.

1. Околорезонансный режим.

Выделяя этот режим и используя то свойство [12], что нагрузка $Q(t)$ и переменные $u(t)$ при этом будут сдвинуты на угол $\pi/2$, динамическое напряженно-деформированное состояние (1) можно проанализировать, рассматривая ряд квазистатических задач с комбинацией инерционных и внешних нагрузок, соответственно сдвинутых на этот угол. Этот подход эффективен, например, при большом разделении спектра собственных частот (т.е. когда формы колебаний, соответствующие преимущественно деформированию элементов подвески, соответствуют частотам, намного ниже, чем формы колебаний, соответствующие деформированию элементов бронекорпуса).

2, 3. До- и зарезонансный режимы. В этих случаях, особенно при большом удалении частот возбуждения от резонансных, для дорезонансных частот можно рассмотреть квазистатическое приложение внешней нагрузки, а для зарезонансных частот – сдвинутое на фазу π от переменных $u(t)$ (и, соответственно, инерционных нагрузок).

Такой подход позволяет избавиться от достаточно громоздкой и затратной процедуры численного интегрирования уравнений (1) для определения динамического напряженно-деформированного состояния бронекорпусов при сохранении приемлемой точности. Данное свойство очень полезно на первых этапах проектных исследований.

Определение спектра собственных частот бронекорпусов легкобронированных боевых машин. Бронекорпуса современных легкобронированных машин имеют сложную форму и структуру. Обычно геометрические модели бронекорпусов создаются в мощных САД-системах (рис. 1). Затем полученные конечно-элементные модели передаются в САЕ-пакеты для создания конечно-элементных моделей. В результате в этих системах по имеющейся информации о геометрической и конечно-элементной моделях (см. (1)) генерируются матрицы M , C и K . При малом демпфировании собственные частоты и формы колебаний бронекорпусов определяются, как известно [1,9-11], из уравнений

$$(K - p^2 M) \lambda = 0, \quad (2)$$

где p – массив собственных частот колебаний p_i ;

$\lambda = \{\lambda_i\}^T$ – соответствующие собственные формы колебаний.

На рис. 2 представлены спектры частот колебаний бронекорпуса некоторой гусеничной машины, а на рис. 3 – отдельные собственные формы колебаний колесной машины.

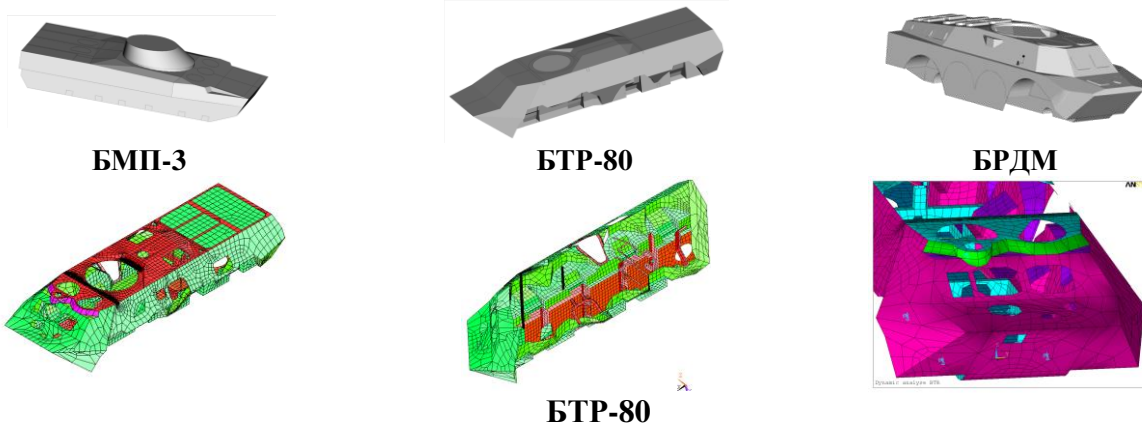


Рис. 1 – Геометрические и конечно-элементные модели бронекорпусов легкобронированных боевых машин

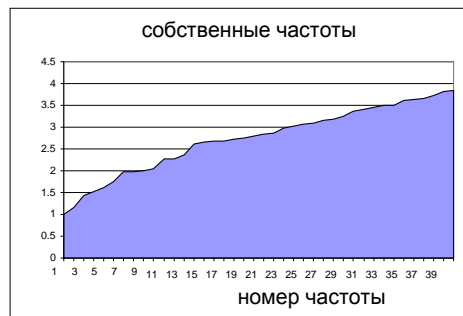


Рис. 2 – Спектр собственных частот колебаний бронекорпуса легкой гусеничной машины

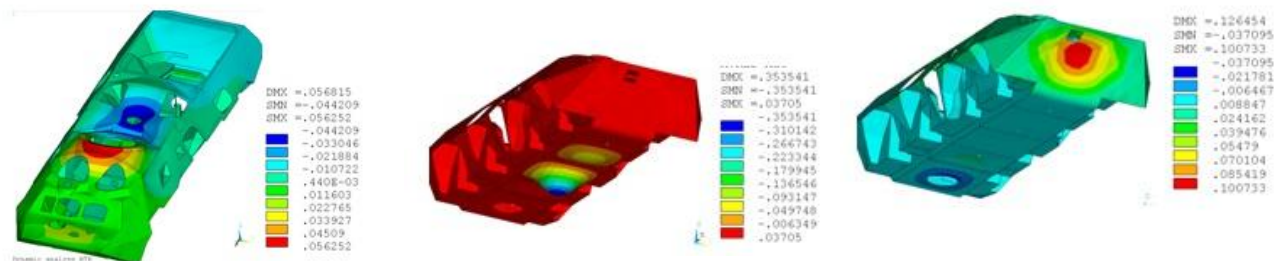


Рис. 3 – Собственные формы колебаний бронетранспортера БТР-80

Анализ полученных данных свидетельствует о том, что спектр собственных частот колебаний ЛБМ достаточно густой. При этом собственные формы колебаний характеризуются наличием разнообразных локализаций узлов и пучностей. Отсюда следует, что при гармоническом воздействии варьируемой частоты могут возбуждаться колебания нескольких смежных форм, причем зоны с повышенными перемещениями и напряжениями могут располагаться в разных частях бронекорпуса.

Выводы. В работе описана методика оперативного исследования реакции бронекорпуса легкобронированной машины на действие многоимпульсного нагружения.

Предлагаемый в данной статье подход не предусматривает, как в работе [1], прямого численного интегрирования разрешающих уравнений (1) во времени. Путем анализа собственных частот и форм колебаний бронекорпуса, а

также частотных характеристик усилий отдачи, определяется набор квазистатических задач для оценки напряженно-деформированного состояния бронекорпуса и принятия соответствующих проектных решений. Учитывая высокую скорость решения этих задач, получаем осязаемое ускорение этапа численных исследований, особенно в случае учета небольшого количества собственных частот и форм колебаний бронекорпуса.

В дальнейшем представленная методика будет использована для анализа реакции бронекорпусов легкобронированных боевых машин на серию ударно-импульсных воздействий и обоснования их рациональных проектных решений.

Список литературы. 1. Бруль С.Т. Моделирование реакции корпусов легкобронированных машин на действие ударно-импульсных нагрузок / С.Т. Бруль, И.Н. Каранейчик, В.М. Мазин, Н.А. Ткачук // Вісник НТУ «ХПІ». Зб. наук. праць. Тем. вип.: Машинознавство та САПР. – Харків: НТУ «ХПІ», 2011. – № 22. – С. 12–19. 2. Гриценко Г.Д. Определение характера реакции динамической системы на импульсное воздействие на примере корпуса бронетранспортера / Г.Д. Гриценко // Вестник НТУ «ХПІ». Сб. научн. трудов. Тем. вип.: Машиноведение и САПР. – Харьков: НТУ «ХПІ», 2005. – № 53. – С. 66–79. 3. Грабовский А.В. Моделирование динамики корпуса транспортного средства специального назначения / А.В. Грабовский, Г.Д. Гриценко, А.Ю. Танченко, Н.А. Ткачук // Вісник НТУ «ХПІ». Зб. наук. праць. Тем. вип.: Машинознавство та САПР. – Харків: НТУ «ХПІ», 2006. – № 24. – С. 54–70. 4. Бруль С.Т. Моделирование легкобронированных машин при боевому застосуванні як складних динамічних систем / С.Т. Бруль, М.А. Ткачук, А.Ю. Васильев, Є.В. Пелешко // Тези доп. на 4-й Всеукр. наук.-техн. конф. «Перспективи розвитку озброєння і військової техніки сухопутних військ», м. Львів, 12–13 квітня 2011 р. – С. 35. 5. Васильев А.Ю. Числовые значения зон в пространстве относительно бронекорпуса, небезпечних з точки зору ураження кінетичними боєприпасами / А.Ю. Васильев, М.А. Ткачук, О.Є. Шаталов // Перспективи розвитку озброєння і військової техніки сухопутних військ. Збірка тез доповідей Четвертої Всеукр. наук.-техн. конф. – Львів: Друкарня АСВ ім. гетьмана П. Сагайдачного, 2011. – С. 40–41. 6. Пелешко Є.В. Динаміка корпусу бойової машини при здійсненні стрільби із скорострільних гармат / Є.В. Пелешко, О.В. Мартиненко, А.В. Грабовський, С.Т. Бруль // Перспективи розвитку озброєння і військової техніки сухопутних військ. Збірка тез доповідей Четвертої Всеукр. наук.-техн. конф. – Львів: Друкарня АСВ ім. гетьмана П. Сагайдачного, 2011. – С. 153. 7. Пелешко Є.В. Комплексне дослідження міцності та жорсткості корпусів транспортних засобів спеціального призначення / Є.В. Пелешко, М.А. Ткачук, С.Т. Бруль [та інш.] // Вестник НТУ «ХПІ». Сб. научн. трудов. Тем. вип.: Транспортное машиностроение. – 2010. – №39. – С. 116–131. 8. Ткачук Н.А. Конечно-элементные модели элементов сложных механических систем: технология автоматизированной генерации и параметризованного описания / Н.А. Ткачук, Г.Д. Гриценко, А.Д. Чепурной [и др.] // Механіка та машинобудування. Науково-технічний журнал. – Харків: НТУ «ХПІ», 2006. – Т. 1. – С. 57–79. 9. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич. – М.: Мир, 1975. – 541 с. 10. Стренг Г. Теория метода конечных элементов / Г. Стренг, Дж. Фикс. – М.: Мир, 1977. – 349 с. 11. Норри Д. Введение в метод конечных элементов / Д. Норри. – М.: Мир, 1981. – 304 с. 12. Бабаков И.М. Теория колебаний / И.М. Бабаков. – М.: Дрофа, 2004. – 591 с.

Надійшла до редколегії 31.10.2013

УДК 623.438:539.3

К вопросу моделирования реакции корпусов легкобронированных машин на действие ударно-импульсных нагрузок / Бруль С. Т. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 46–50. Бібліогр.:12 назв.

У статті розвинено узагальнений підхід до числового моделювання напружено-деформованого стану корпусів легкоброньованих машин. Досліджується випадок дії ударно-імпульсних навантажень. Наведено опис удосконаленої математичної моделі.

Ключові слова: легкоброньована машина, напружено-деформований стан, ударно-імпульсне навантаження, ударний резонанс.

In the paper the generalized approach to numerical modeling of stress-strained state of lightly armoured vehicles hulls is developed. The case of shock impulsive loadings action is considered. The description of improved mathematical model is given.

Keywords: lightly armored vehicle, stress-strain state, shock-pulse loading, shock resonance.

УДК 621.771

В. С. ГАПОНОВ, докт. техн. наук, проф., НТУ «ХПИ»;
Ю. Д. МУЗЫКИН, канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПИ»;
В. В. ТАТЬКОВ, канд. техн. наук, вед. научн. сотр., НТУ «ХПИ»;
А. Ю. ПУТНОКИ, канд. техн. наук, эксперт-консультант, НТУ «ХПИ»;
А. И. ВОЙТОВИЧ, механик ЦГПТЛ, ОАО «Запорожсталь», Запорожье;
И. М. ФЕДОРЕНКО, научный сотрудник НТУ «ХПИ».

ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ИЗНОСА БОКОВОЙ ПОВЕРХНОСТИ ЗУБЬЕВ

Рассмотрены причины разрушения зубчатых передач прокатного оборудования и показано, что наиболее просто уровень их работоспособности можно фиксировать по величине износа боковой поверхности зубьев с помощью предлагаемого измерительного комплекса.

Ключевые слова: зубчатая передача, виды разрушения, надежность и долговечность, боковой зазор, измерительный комплекс.

Введение. Широкое использование зубчатых передач в механических приводах прокатных станов объясняется не только их высокими эксплуатационными показателями, но и высокой степенью адаптации к изменению условий работы. Надежность их работы оценивается вероятностью сохранения рабочих характеристик в течение заданного срока службы, когда многие технологические параметры прокатки могут существенно изменяться как по объективным, так и субъективным причинам, то есть носят случайный характер. Учесть весь спектр параметров, влияющих на надежность работы зубчатой передачи, и оценить количественно каждый из них не представляется возможным. [1, 2].

Существующие традиционные методы расчета зубчатых передач на усталостную прочность согласно ГОСТ 21354-87 в большинстве случаев можно рассматривать только как первое приближение к реальной картине разрушения, которая в каждом конкретном случае требует уточнения в соответствии с реальными условиями эксплуатации [3, 4].

Опыт эксплуатации зубчатых передач в прокатном оборудовании, а также мониторинг отказов, имевших место на металлургических комбинатах ОАО «Запорожсталь» и ОАО «Арселор Миттал Кривой Рог» показывает, что причиной разрушения зубчатых колес являются различные виды износа, которые в зависимости от конкретного вида оборудования и технологических особенностей его эксплуатации могут приводить к различным видам разрушения: механическому, молекулярно-механическому, коррозионно-механическому. Характер доминирующего вида разрушения зависит от многих, часто не детерминированных параметров эксплуатации, и поэтому указать точно, какой вид разрушения имеет место в конкретном зубчатом сопряжении, в большинстве случаев не представляется возможным.

Цель работы, постановка задачи. Используемый в подавляющем большинстве случаев расчет на контактную и изгибную прочность зубчатых

передач согласно ГОСТ 21354-87, который регламентирует механическую прочность, связанную с отказами из-за усталостного выкрашивания и поломок, не является универсальным. Так, с уменьшением скорости при постоянном числе циклов нагружений, ухудшением условий смазки, наличием перегрузок и так далее роль усталостных разрушений в общем балансе повреждений падает, а молекулярно-механического изнашивания – растет. В то же время, когда параметры работы зубчатой передачи изменяются в широком диапазоне, а используемые смазки выбраны для конкретных условий работы, возникает коррозионно-механическое изнашивание, при котором появляется возможность контакта ювенильных поверхностей зубьев, приводящая к их быстрому износу [5, 6].

Таким образом, все расчеты на прочность следует рассматривать только в вероятностной постановке, так как в большинстве случаев невозможно точно установить параметры нагружения зубчатой передачи и их взаимное влияние друг на друга. В результате нарушается принцип суперпозиции, который положен в основу линейного суммирования накопленных повреждений, а это в ряде случаев может привести к существенным ошибкам в расчетах. Поэтому в таких случаях целесообразно выбрать такой оценочный параметр, который является интегральным показателем состояния зубчатой передачи и который в процессе работы можно объективно контролировать.

Так как условия работы зубчатого зацепления определяют степень изнашивания зубьев, то есть изменение их линейных размеров, в качестве определяющего параметра можно принять боковой зазор (люфт) в окружном направлении зубьев. Постоянный контроль и мониторинг данного показателя за весь период устойчивой работы зубчатого соединения позволяет не только фиксировать реальное состояние зубчатой пары, но и прогнозировать остаточный ресурс, а, следовательно, устанавливать плановые ремонтные работы с целью предупреждения аварийных случаев выхода из строя.

Материалы исследования. В качестве примера возможности реализации предложенного метода контроля состояния зубчатого зацепления был разработан и испытан измерительный комплекс для периодической фиксации износа зубьев без разборки зубчатых муфт МЗ-20, которые установлены на тонколистовом стане горячей прокатки «1680» ЦГПТЛ металлургического комбината ОАО «Запорожсталь». Многолетние наблюдения за работой зубчатых муфт показали, что имевшие место усталостные поломки зубьев, а также в ряде случаев их разрушения из-за недогрева металла либо превышения тоннажа сляба не являются определяющими.

Доминирующими видами разрушения для зубчатых муфт являются: молекулярно-механическое, приводящее к схватыванию и заеданию, а также коррозионно-механическое, приводящее к фреттингкоррозии. Причина этих разрушений связана с осциллирующим относительным перемещением сопряженных поверхностей зубьев, а также с циклическим характером изменения контактных напряжений. Результат повреждения зубьев проявляется в их утонении с последующей поломкой в ослабленном сечении.

С целью предупреждения аварийных ситуаций, связанных с внезапной поломкой предельно изношенных зубьев, ведомственным документом «Правила технической эксплуатации механического оборудования непрерывных широкополосных станов горячей прокатки» [7] предписывается демонтаж зубчатых муфт, у которых износ зубьев по толщине на уровне делительной окружности превышает 30% первоначального размера. Инструментальный обмер зубьев необходимо производить не реже одного раза в 15 суток.

В реальных условиях эксплуатации стана «1680» данные рекомендации в установленные сроки не выполняются вследствие высокой трудоемкости операций разборки и сборки муфт, требующих продолжительной остановки стана. Поэтому создание измерительного комплекса, позволяющего производить контроль износа зубьев в зубчатых муфтах без их разборки, а также архивировать полученную информацию с целью определения остаточного ресурса работы, безусловно, является актуальной разработкой для совершенствования условий обслуживания прокатного оборудования.

Измерительный комплекс предусматривает возможность диагностирования величины износа зубьев в муфтах, эксплуатируемых в линиях главных приводов прокатного стана «1680», в том числе МЗП-15,

МЗП-16, МЗ-20, МЗ-21, МЗ-23. Определение износа зубьев, согласно действующей инструкции [7], проводится при плановых остановках оборудования, но не реже одного раза в 15 суток. за счет кратковременного реверса муфты на угол $5...10^\circ$ с пульта оператора или посредством вспомогательных механических средств. В зависимости от величины износа зубьев, втулка зубчатой муфты совершит поворот по отношению к обойме на величину холостого хода. Измерение этого угла поворота является основной функцией, а следовательно, принципом работы измерительного комплекса. Реально фиксируемый боковой зазор в зубчатом зацеплении муфты позволяет перевести случайные параметры эксплуатации прокатного стана в строго детерминированную величину износа зубьев.

Измерительный комплекс включает два преобразователя. Первичный преобразователь состоит из датчика угловых перемещений типа Д1-01 и механического привода, которые монтируются непосредственно на муфте и представляют собой быстросъемные элементы. Вторичный преобразователь является автономным устройством, которое работает совместно с первичным преобразователем только в момент измерений. Измерительной базой для исследования величины износа зубчатого зацепления является угловой люфт между поверхностью ступицы втулки и корпусом муфты в момент ее кратковременного реверса.

Первичный преобразователь – датчик угловых перемещений представляет собой резистор линейного типа, достоинствами которого являются возможность получения больших значений выходного сигнала без применения дополнительных усилительных устройств и наличие незначительного реактивного сопротивления.

Механический привод первичного преобразователя обеспечивает не только кинематическую связь между подвижными элементами измерительного комплекса, но и существенно повышает разрешающую способность выбранного метода измерений за счет масштабного коэффициента и наличия одноступенчатой зубчатой передачи. Принципиальная схема механического привода первичного преобразователя представлена на рисунке.

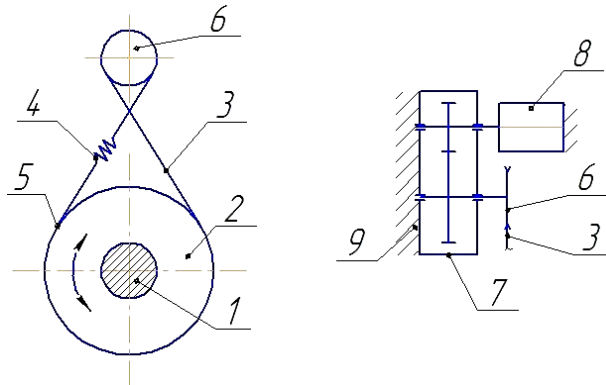


Рис. – Кинематическая схема измерительного комплекса:

- 1- вал зубчатой муфты; 2 -ступица втулки; 3 – гибкая связь; 4 – пружина;
 5 – прижимы-фиксаторы; 6 – промежуточный ролик; 7 – мультипликатор;
 8 – датчик угла поворота; 9 – крышка зубчатой муфты.

При повороте ступицы втулки 2 на угол смещения, лимитируемый боковым зазором в зубчатом зацеплении, гибкая связь 3, выполненная в виде троса $\varnothing 1,6$ мм по ГОСТ 2172-80, и пружины 4, обеспечивающей предварительное натяжение, передает движение на промежуточный ролик 6, установленный на корпусе зубчатой муфты 9. Поворот промежуточного ролика через мультипликатор 7, выполненный в виде зубчатой передачи, передается на датчик угловых перемещений 8, который является первичным преобразователем. На датчике установлены шкала и стрелка (на схеме не показаны) для визуальной оценки угла поворота, а также настройки прибора при его монтаже на муфте.

Характеристики настройки измерительного комплекса применительно к зубчатой муфте МЗ-20, установленной на чистовой клети № 5 тонколистового стана горячей прокатки «1680», показаны ниже. Реальная толщина зуба по хорде делительной окружности втулки и обоймы практически одинаковая и составляет 21,99 мм. Предельное значение бокового зазора, соответствующее максимально разрешенному износу зубьев, согласно нормативному документу составляет 13,2 мм, что вызывает угловое смещение по диаметру делительной окружности зубьев $d = 1036$ мм на угол $\varphi_m = 1,46^\circ$. С учетом соотношения линейных размеров ступицы втулки $d_{ст} = 850$ мм и промежуточного ролика $d_p = 40$ мм, а также передаточного числа мультипликатора $U_m = 5$, максимальный угол поворота ролика составит $\varphi_p = 31^\circ$, а вала датчика угловых перемещений $\varphi_d = 155^\circ$.

Вторичный преобразователь представляет собой мобильный переносной прибор, предназначенный для регистрации и сохранения во встроенной долговременной памяти необходимого количества аналоговых и дискретных

характеристик с возможностью просмотра и анализа зафиксированной информации на встроенном графическом ЖКИ дисплее, а также копирования информации на другие ПК. Учитывая, что при измерении износа зубьев необходимо произвести кратковременный реверс в работе зубчатой муфты, соответствующий углу поворота на $5...10^\circ$, данная технологическая операция может рассматриваться как ударная нагрузка, приложенная к зубьям. В этом случае при измерении угла смещения фиксируется не только величина бокового зазора в зубчатом зацеплении, но и упругая деформация всех элементов, участвующих в кинематической передаточной схеме. Чтобы увидеть весь процесс смещения и оценить непосредственно составляющую, связанную с наличием бокового зазора, необходимо, чтобы как вторичный преобразователь, так и его программное обеспечение позволяло фиксировать быстропротекающие, в том числе аварийные, процессы и осуществлять их анализ и архивирование. Наиболее полно указанным требованиям отвечает измерительный диагностический комплекс КСП-12.

Основные технические характеристики механической и электронной части измерительного комплекса применительно к зубчатой муфте МЗ-20:

- | | |
|--|-----------------|
| 1. Максимальный угол поворота ролика | - 45° . |
| 2. Передаточное отношение гибкой связи | - 21, 25. |
| 3. Передаточное число мультипликатора | - 5. |
| 4. Максимальный угол поворота первичного преобразователя | - 225° . |
| 5. Выходной сигнал «угол-ток» первичного преобразователя | - 0 – 5 мА. |
| 6. Количество входов вторичного преобразователя | - 2. |
| 7. Уровень входного сигнала вторичного преобразователя | - 0 – 5 мА. |
| 8. Напряжение питания | - 12 – 24 В. |

Выводы. Опыт эксплуатации зубчатых передач и мониторинг их отказов на металлургических заводах показали, что надежность работы зависит от условий эксплуатации, которые изменяются в широком диапазоне и могут привести к различным видам разрушений. Наиболее характерным параметром, регламентирующим вероятность разрушения, следует признать износ боковой поверхности зубьев, измерение которого без разборки зубчатого соединения можно выполнить, фиксируя величину люфта в сопряжении.

Для реализации данного метода прогнозирования разрушений и определения остаточного ресурса работы, применительно к зубчатой муфте МЗ-20, установленной в главном приводе прокатного стана «1680», был изготовлен измерительный комплекс. Он включает первичный преобразователь угловых перемещений, приводимый в действие механической передачей, фиксирующей люфт в сопряжении зубчатых поверхностей, и вторичный преобразователь, представляющий результаты измерений в цифровом и аналоговом виде.

Эффективность использования прибора состоит не только в существенном снижении трудоемкости технических осмотров и, соответственно, времени простоя прокатного оборудования, а также, за счет архивирования результатов измерений и проведения сопоставительного анализа динамики износа, в предупреждении возникновения внезапных отказов муфты вследствие поломки зубьев.

Предложенный измерительный комплекс можно рассматривать как базовую модель прибора, предназначенного для объективной фиксации технического состояния зубчатого зацепления в режиме «online» для прокатного и другого металлургического оборудования.

Список литературы: 1. Коновалов Ю.В., Налча Г.И., Савранский К.Н. Справочник прокатчика. – М.: Металлургия, 1977.– 310 с. 2. Полухин П.И. Прокатное производство. – М.: Металлургия, 1982.– 696 с. 3. Кудрявцев В.Н. Детали машин. – Л.: Машиностроение, 1980.– 464 с. 4. Решетов Д.Н. Детали машин. – М.: Машиностроение, 1989. – 496 с. 5. Айрапетов Э.Л., Мирзаджанов Д.Б. Зубчатые соединительные муфты. – М.: Наука, 1991.– 249 с. 6. Притыкин Д.П. Надежность, ремонт и монтаж металлургического оборудования. – М.: Металлургия, 1985. – 368 с. 7. Правила технической эксплуатации механического оборудования непрерывных широкополосных станов горячей прокатки. ВНИИ механизации труда черной металлургии и ремонтно-механических работ. – Днепропетровск, 1982. – 87 с.

Надійшла до редколегії 25.10.2013

УДК 621.771

Измерительный комплекс для определения износа боковой поверхности зубьев / Гапонов В. С., Музыкин Ю. Д., Татьков В. В., Путники А. Ю., Войтович А. И., Федоренко И. М. //Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ».– 2013. № 43 (1016). – С. 51–56. Бібліогр.:7 назв.

Розглянуті причини руйнування зубчастих передач прокатного обладнання і показано, що найбільш просто фіксувати рівень їх працездатності можливо за розміром зносу бокової поверхні зубців, котра фіксується за допомогою запропонованого вимірювального комплексу.

Ключові слова: зубчаста передача, види руйнування, надійність та довговічність, боковий зазор, вимірювальний комплекс.

Reasons of destruction of gearings of rental equipment of and are considered it is rotined that it is most simple to fix the level of their capacity possibly in size of tearing down of lateral surface of indents, which is fixed by the offered measuring complex.

Keywords: gearing, types of destruction, reliability and longevity, sidelash, measuring complex.

УДК 621.762.047

Э. П. ГРИБКОВ, канд. техн. наук, докторант, доц., ДГМА, Краматорск;
В. А. ДАНИЛЮК, аспирант, ДГМА, Краматорск.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ПОРОШКОВЫХ ЛЕНТ

В статье приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований процесса изготовления порошковых электродных лент методом прокатки. Установлено, что для исключения просыпания порошкового сердечника из металлической оболочки при транспортировке и плавлении, целесообразно использование технологии производства порошковых лент, которая заключается в предварительной прокатке компонентов сердечника перед засыпкой последующего слоя в металлическую оболочку, что позволяет увеличить относительную плотность сердечника и сохраняет при этом размер фракции порошка.

Ключевые слова: порошковая лента, сердечник, деформация, сила прокатки, плотность.

Введение. Для наплавки износостойких сплавов применяются в больших объемах порошковые электродные ленты, которые имеют в сечении форму, близкую к прямоугольнику [1-3]. Порошковая электродная лента имеет оболочку, состоящую из одной или двух металлических лент, заполненную порошковым наполнителем, в некоторых случаях в сердечник вводят легированную проволоку или ленту. Изготавливают такие ленты

преимущественно прокаткой, а процесс изготовления состоит из трех этапов – профилирования оболочки необходимой формы, засыпки порошкового сердечника и прокатки оболочки и сердечника между валками. Одним из недостатков существующей технологии является просыпание порошкового материала из металлической оболочки при транспортировке.

Анализ последних исследований и литературы. Одной из технологий изготовления порошковых лент является технология, заключающаяся в послойной засыпке компонентов в металлическую оболочку, с предварительным уплотнением предыдущего слоя перед засыпкой последующего [4]. Такой способ обеспечивает более равномерное расположение частиц порошкообразных компонентов по сечению оболочки, увеличивает их количество, снижает пористость сердечника.

Цель исследования, постановка проблемы. Наличие второго слоя порошковой композиции существенно видоизменяет геометрические характеристики и условия протекания деформации при прокатке. Отмеченное делает актуальным дальнейшие исследования, направленные на развитие математических моделей, позволяющих определить количественные характеристики основных параметров процесса производства порошковых лент и проведение экспериментальных исследований, которые предназначены для оценки степени достоверности полученных математических моделей напряженно-деформированного состояния порошковой композиции в очаге деформации.

Материалы исследований. При экспериментальном исследовании процессов прокатки порошковых электродных лент было использовано специально созданное лабораторное оборудование, общий вид и принципиальная схема состава оборудования установки которой иллюстрированы рисунком 1. Данная установка была создана на базе мини-стана 100×100 М ДГМА, состав оборудования которого включает в себя асинхронный электродвигатель 1 переменного тока ($N = 1,5$ кВт, $n = 1350$ об/мин), моторную муфту 2, одноступенчатый червячный редуктор 3 с передаточным отношением 41, промежуточную муфту 4, комбинированный редуктор–шестерённая клеть 5 с передаточным отношением двух первых понижающих ступеней – 5, универсальные шпиндели 6 на подшипниках качения и собственно рабочую клеть 7 (см. рис. 1, б).

Величина силы прокатки измерялась кольцевыми месдозами 8, установленными между нажимными винтами и подушками верхнего рабочего валка. При этом тарировка производилась нагружением месдоз с кран-балки и системы тросов с динамометром, геометрические и весовые характеристики которых и были использованы для пересчета имитируемой величины рабочих нагрузок, а вместе с этим и для построения соответствующих тарировочных графиков, то есть для определения необходимых значений тарировочных коэффициентов.

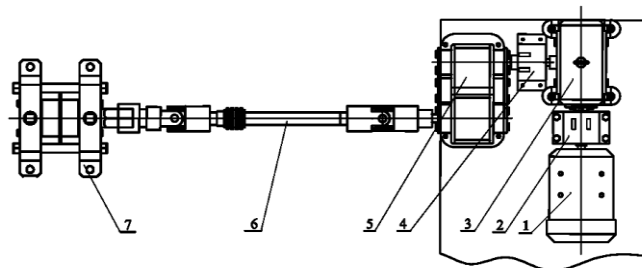
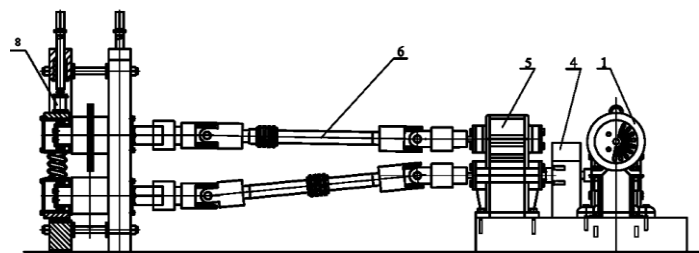
Запись текущих во времени значений регистрируемых параметров, производили через ПЭВМ с установленным аналого–цифровым

преобразователем АЦП SDI–ADC 16–32, обеспечивающим возможность измерения по 16 дифференцированным каналам. Входной сигнал оцифровывался шестнадцатититным аналого–цифровым преобразователем с частотой до 100 кГц и возможностью усиления в диапазоне 1...1000.

Результаты исследования. Экспериментальные исследования процесса прокатки порошкового сердечника в металлической оболочке были проведены для случая прокатки порошка на основе меди и оболочки из стали 08 кп. Поверхность готовых металлических профилей перед засыпкой порошкового материала обрабатывали керосином, а затем тонким слоем наносили силикатный клей для лучшего сцепления порошкового компонента и оболочки в процессе прокатки. Рабочие валки тщательно очищали и обезжировывали перед каждым экспериментом. Скорость прокатки при проведении всех экспериментов составляла 0,05 м/с, радиус верхнего валка – 75 мм, нижнего – 50 мм, ширина прокатываемой композиции для всех случаев – 15 мм. Длина профиля, а, соответственно, и длина насыпного слоя порошка, составляла 200 мм, толщина металлической оболочки – 0,75 мм. Геометрические параметры заготовок представлены на рисунке 2; а образцы после проведения экспериментов – на рисунке 3. В таблице приведены результаты исследований.

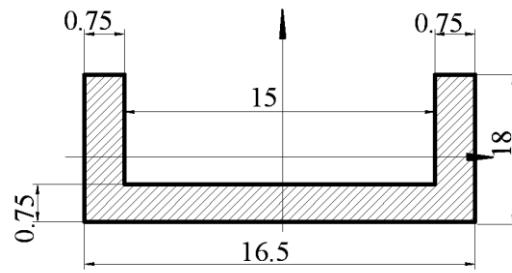


а



б

Рис. 1 – Установка, используемая при экспериментальном исследовании процессов прокатки порошковых электродных лент: а – общий вид и б – принципиальная схема состава оборудования установки



а



б

Рис. 2 – Образцы для прокатки порошкового материала в металлической оболочке:
а – геометрические параметры профиля; б – профили заготовок



Рис. 3 – Образцы прокатанного порошкового материала в металлической оболочке

Таблица. Результаты теоретических и экспериментальных исследований прокатки порошковых лент

№ п/п	$h_{п0}$, мм	$h_{п1}$, мм	$P_{экспер}$, кН	$P_{теор}$, кН
1 (прокатка за 1 проход)	5	3	3,181	3,254
2 (прокатка за 1 проход)	7,25	6	1,513	1,569
3 (прокатка за 2 прохода)	4,25 3	3+2 3	14,945	15,452
4 (прокатка за 2 прохода)	4,25 3	3+5 6	10,604	10,358

Выводы. По результатам исследований установлено, что значения силы прокатки, полученные в ходе теоретических [5, 6] и экспериментальных исследований, совпадают, погрешность вычислений составила не более 10%, что говорит о достоверности разработанного математического аппарата по определению параметров напряженно-деформированного состояния

порошкового сердечника в очаге деформации при реализации процесса прокатки. Также установлено, что при прокатке по предложенной технологии (за два прохода с последовательной засыпкой компонентов в металлическую оболочку), относительная плотность сердечника повышается при одинаковых режимах прокатки и сохраняется при этом размер фракции порошка, что является необходимым условием для данной технологии производства.

Список литературы: 1. Гладкий П. В. Наплавочные порошковые ленты и проволоки. Справочник / П. В. Гладкий, И. А. Кондратьев, В. И. Юматова, А. П. Жудра. – К.: Техніка, 1991.– 36 с. 2. Бакиш О. А. Износостойкая наплавка ленточным порошковым электродом / О. А. Бакиш, Е. С. Белоусов, Г. П. Клековкин // Сварочное производство. – 1960. – № 3. – С. 30-33. 3. Чигарев В. В. Износостойкая наплавка порошковой лентой / В. В. Чигарев, А. Г. Белик, Т. Н. Филиппенко // Сборник научных работ национального университета кораблестроения. – 2009. – № 3. – С. 168-175. 4. Чигарев В. В. Производство и применение порошковых лент для наплавки износостойких сплавов / В. В. Чигарев // Автоматическая сварка. – 1994. – № 2. – С. 51-52. 5. Грибков Э. П. Влияние формы оболочки на геометрические и энергосиловые параметры при прокатке порошковой электродной ленты / Э. П. Грибков, В. А. Данилюк // Обработка материалов давлением : сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА, 2013. – №1 (35). – С. 226–233. 6. Gribkov E. P. Mathematical modelling stress-strain behavior at rolling of the compositions including powder materials / E. P. Gribkov, V. A. Danilyuk // Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University, 2013. – №5 (45). – pp. 42-46.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК 621.762.047

Экспериментальные исследования технологии производства порошковых лент / Грибков Э. П., Данилюк В. А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 56–60. Библиогр.: 6 назв.

У статті наведено результати теоретичних та експериментальних досліджень процесу виготовлення порошкових електродних стрічок методом прокатки. Встановлено, що для виключення висипання порошкового сердечника з металеві оболонки при транспортуванні й плавленні, доцільно використання технології виробництва порошкових стрічок, яка полягає в попередній прокатці компонентів сердечника перед засипанням наступного шару в металеву оболонку, що дозволяє збільшити відносну щільність сердечника і зберігає при цьому розмір фракції порошку.

Ключові слова: порошкова стрічка, сердечник, деформація, сила прокатки, щільність.

Results of theoretical and experimental studies of production powder electrode tapes are given in article by a rolling method. It is established that the exception of a spillage of the powder core of a metal cover when transporting and melting, requires use of the production technology of powder tapes which is in preliminary rolling of components of the core before loading the subsequent layer in a metal cover that allows to increase the relative density of the core and keeps thus the size of the powder fraction.

Keywords: powder tape, core, deformation, rolling force, density.

УДК 621.73

В. А. ГРИНКЕВИЧ, докт .техн. наук, проф., НМетАУ, Днепропетровск;
М. В. КРАЕВ, канд .техн. наук, доц., НМетАУ, Днепропетровск;
Т. Н. ШЕВЧЕНКО, аспирант, НМетАУ, Днепропетровск;
В. С. КРАЕВА, канд. физ-мат. наук, доц., ДНУЖТ, Днепропетровск.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СЛАБОГО ПО ЭНЕРГИИ ВНЕШНЕГО МАГНИТНОГО ПОЛЯ НА СВОЙСТВА УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ

Описаны перспективы использования внешнего магнитного поля при обработке металлов. Представлены условия экспериментальных исследований по выявлению влияния слабого по энергии

внешнего магнитного поля на свойства углеродистых сталей в условиях холодной пластической деформации. Приведены результаты металлографического анализа образцов из углеродистых сталей, которые подвергались испытаниям на растяжение и сжатие.

Ключевые слова: магнитное поле, углеродистые стали, микроструктура, свойства сталей.

Введение. Магнитное поле (МП), с точки зрения термодинамики, является одним из внешних параметров, воздействующих на металл – таким же, как давление и температура. При его воздействии поведение системы может существенно изменяться. Во многих областях физики уже в конце XIX в. обнаружили и использовали специфическое действие МП [1].

Анализ последних источников и литературы. Действие внешнего МП оказывается значительным, если в превращении участвуют фазы, различающиеся по намагниченности. Так, в случае деформационного мартенситного превращения парамагнитный аустенит превращается в ферромагнитный мартенсит [2].

В то же время влияние МП на изменения в сплавах, не относящихся к классу магнитных материалов, остается недостаточно изученным.

Штамповка находит применение во всех отраслях производства, связанных с изготовлением металлических деталей.

Так, на сегодняшний день можно выделить такие проблемы, которые возникают в процессе штамповки металлов: 1. Повышения степени деформации металла за переход; 2. Не исследовано влияние внешнего МП на схемы напряженного и деформированного состояния; 3. Повышение прочностных и пластических характеристик изделий; 4. Требования потребителей на изделия с особыми качествами.

Проблемы, достигаемые деформацией, для многих штампованных изделий касаются механических и др. физических свойств стали [3].

Современные тенденции совершенствования производства направлены в большей степени на достижение максимальной эффективности существующих процессов обработки давлением, созданием способов обработки металлов на основе комбинированной обработки стали и сплавов [1, 2].

На наш взгляд, альтернативным решением этих проблем возможно введение дополнительного фактора влияния на условия пластического деформирования – внешнего МП.

В сталях, основной структурной составляющей которых является ферромагнитная фаза (феррит с перлитом или мартенситом), МП создает дополнительные объемные напряжения при их обработке. Использование данного воздействия для создания более равномерного плоского или объемного напряженного состояния позволяет предотвращать образование вытянутых зерен в структуре стали (образование текстуры), а значит способствовать повышению пластичности стали [4].

По результатам исследований [5] по прокатке сталей типа 08Ю, их пластичность повышается на 10 – 15 % в МП с индукцией в 500 мТл. Даже при наложении внешнего магнитного поля с индукцией меньшей в 2 – 2,5 раза в опытах по растяжению образцов стали Ст. 3 без выраженного увеличения

пластичности стали происходит измельчение ферромагнитного зерна, при этом его пропорции размеров в соответствующих зонах образцов позволяют иметь зернам менее выраженный (по сравнению с зернами после растяжения без МП) вытянутый вид [6].

Целью исследования является определение влияния слабого по энергии внешнего МП на свойства углеродистых сталей в процессах растяжения и осадки.

Материалы исследования. Исследование проводилось на ручном гидравлическом прессе номинальным усилием 39,2 кН, который был установлен между катушками электромагнита. Параметры и характеристики оборудования представлены в работах [4,7]. С целью концентрации и увеличения МП в очаге деформации были применены прямоугольные надставки размером поперечного сечения 10x20 мм из стали Ст. 3 [7].

Были проведены испытания на растяжение и на сжатие углеродистых сталей: стали 20, стали Ст. 3 и стали У8 с дополнительным воздействующим фактором – внешним МП.

Для испытания на растяжение применяли цилиндрические образцы номинальным диаметром рабочей части 4,0 мм, пятикратные образцы, изготовленные в соответствии с ГОСТом 1497-84.

Для испытания на сжатие были использованы цилиндрические образцы из стали 20 и стали Ст. 3 диаметром 8 мм и образцы из стали У8 диаметром 5 мм, изготовленные в соответствии с ГОСТом 8817-82. Образцы подвергались осадке в холодном состоянии. Величина относительной деформации для стали 20 и стали Ст. 3 в среднем составляла 30 %, а для У8 – 20 %.

С целью изучения влияния МП на параметры структуры металла были рассмотрены шлифы образцов, которые подвергались испытаниям. Образцы изготавливались методом шлифования и травления. Исследования проводились на оптическом микроскопе, с помощью которого были получены фотографии макро- и микроструктур. Исследовали структуры в трех точках для образцов после растяжения: на расстоянии 0,2 мм от плоскости разрыва, 1 мм от плоскости разрыва и 5 мм от плоскости разрыва, и в центральной точке – для образцов после осадки. Точки выбраны, учитывая особенности напряженного состояния в образце при исследуемом процессе.

Рассмотрим влияние внешнего МП на основные параметры микроструктуры.

Результаты исследования. Вначале рассмотрим растяжение образцов из стали Ст. 3. В табл. 1. приведены основные параметры микроструктуры в контрольных точках при различных значениях вектора магнитной индукции.

На рис. 1 представлено графическое отображение влияния слабого по энергии внешнего МП на изменение среднего отношения большего размера зерна вдоль оси образца из стали Ст. 3, который подвергался растяжению в условиях наложения различного магнитного поля.

Таблица 1 – Основные параметры микроструктур стали Ст. 3 в контрольных точках при различных значениях вектора магнитной индукции

Контрольные точки	Расстояние от плоскости разрыва		
	0,2 мм	1 мм	5 мм
В, Тл	L/D _{cp}	L/D _{cp}	L/D _{cp}
0	2,755	2,214	1,438
0,4	2,256	2,093	1,505
1,1	2,541	2,025	1,463

Примечание: L/D_{cp} – среднее арифметическое значение отношения большего размера зерна, измеренного на фотографии микроструктуры стали Ст. 3 в соответствующей точке, к меньшему.

Анализируя рис. 1 можно отметить, что на расстоянии 0,2 мм от плоскости разрыва образца показатель l/d_{cp} в случае деформации в МП с индукцией 0,4 Тл уменьшился на 8,34%, а с индукцией МП 1,1 Тл – уменьшался на 7,79%, по сравнению с данным показателем, который был определен в случае деформации без МП. На расстоянии 1 мм от плоскости разрыва образца показатель l/d_{cp} в случае деформации в МП с индукцией 0,4 Тл уменьшился на 5,48%, а с индукцией МП 1,1 Тл – уменьшился на 8,53%, по сравнению с данным показателем, который был определен в случае деформации без МП. На расстоянии 5 мм от плоскости разрыва образца показатель l/d_{cp} в случае деформации в МП с индукцией 0,4 Тл увеличился на 4,62%, а с индукцией МП 1,1 Тл – увеличился на 1,75%, по сравнению с данным показателем, который был определен в случае деформации без МП. В целом на расстоянии 5 мм от плоскости разрыва в данном опыте влияние МП несущественно.

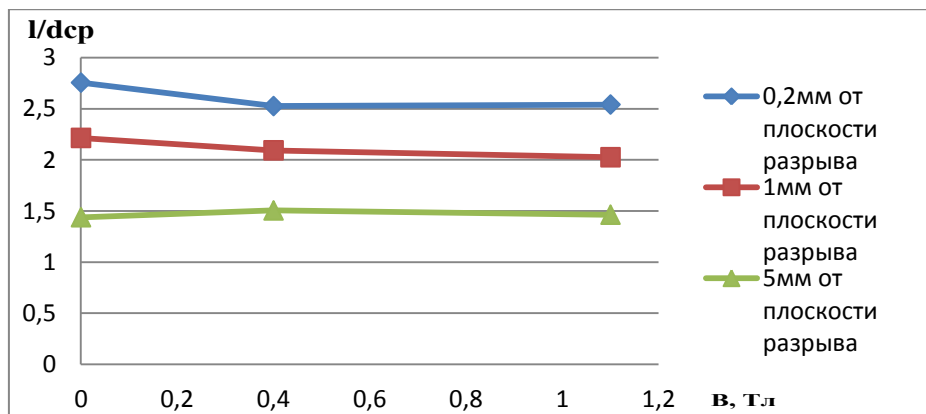


Рис. 1 – Изменение отношения размеров зерна при различных режимах наложения слабого по энергии внешнего МП вдоль оси нагружения образца из стали Ст. 3 в контрольных точках

Далее рассмотрим влияние внешнего МП на параметры микроструктуры для образцов для стали 20.

На рис. 2 представлено графическое отображение влияния слабого по энергии внешнего МП на изменение среднего отношения размеров зерна вдоль оси образца из стали 20, который подвергался растяжению в условиях наложения различного МП.

Таблица 2 – Основные параметры микроструктуры стали 20 в контрольных точках при различных значениях вектора магнитной индукции

Контрольные точки	Расстояние от плоскости разрыва		
	0,2 мм	1 мм	5 мм
В, Тл	L/D _{cp}	L/D _{cp}	L/D _{cp}
0	3,743	3,193	
0,4	3,680	3,179	
1,1	3,422	3,010	

Анализируя рис. 2 можно отметить, что на расстоянии 0,2 мм от плоскости разрыва образца показатель l/d_{cp} в случае деформации в МП с индукцией 0,4 Тл уменьшился на 1,72%, а с индукцией МП 1,1 Тл – уменьшался на 8,57 %, по сравнению с данным показателем, который был определен в случае деформации без МП. На расстоянии 1 мм от плоскости разрыва образца показатель l/d_{cp} в случае деформации в МП с индукцией 0,4 Тл уменьшился на 0,45%, а с индукцией МП 1,1 Тл – уменьшился на 5,74%, по сравнению с данным показателем, который был определен в случае деформации без МП. На расстоянии 5 мм от плоскости разрыва образца показатель l/d_{cp} в случае деформации в МП с индукцией 0,4 Тл увеличился на 12,00%, а с индукцией МП 1,1 Тл – уменьшился на 0,56%, по сравнению с данным показателем, который был определен в случае деформации без МП.

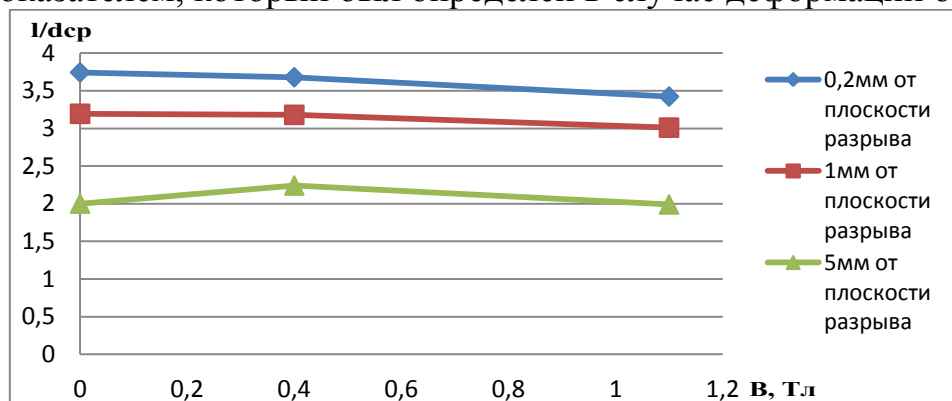


Рис. 2 – Изменение размеров зерна при различных режимах наложения слабого по энергии внешнего МП вдоль оси нагружения образца из стали 20 в контрольных точках

В целом можно утверждать, что равноосность зерна существенно улучшается в точках, близких плоскости разрыва, а в точке 5 мм практически не изменяется, т.е. можно констатировать, что характер действия внешнего МП на равноосность зерна для образца из стали 20 практически такой же, как и для образца из стали Ст. 3.

Далее рассмотрим влияние МП на параметры структуры (l/d_{cp}) стали 20 и стали Ст. 3 в центральной точке образца, который подвергался испытаниям на сжатие.

На рис. 3 представлено графическое отображение влияния слабого по энергии внешнего МП на изменение среднего отношения размеров зерна в центральных точках образцов из стали 20 и стали Ст. 3, которые подвергались испытаниям на сжатие.

Таблица 3 – Основные параметры микроструктуры стали 20 в контрольных точках при различных значениях вектора магнитной индукции

В, Тл	Сталь 20	Сталь Ст 3
0	1,72	1,40
0,4	1,30	1,37
1,1	1,45	1,37

Анализируя рис. 3 можно отметить, что в центральной точки образца из стали 20 показатель l/d_{cp} в случае деформации в МП с индукцией 0,4 Тл уменьшился на 24,42%, а с индукцией МП 1,1 Тл – уменьшался на 15,70%, по сравнению с данным показателем, который был определен в случае деформации без МП. Для стали Ст 3 в центральной точки образца показатель l/d_{cp} в случае деформации в МП с индукцией 0,4 Тл и 1,1 Тл уменьшился на 2,14% по сравнению с данным показателем, который был определен в случае деформации без МП.

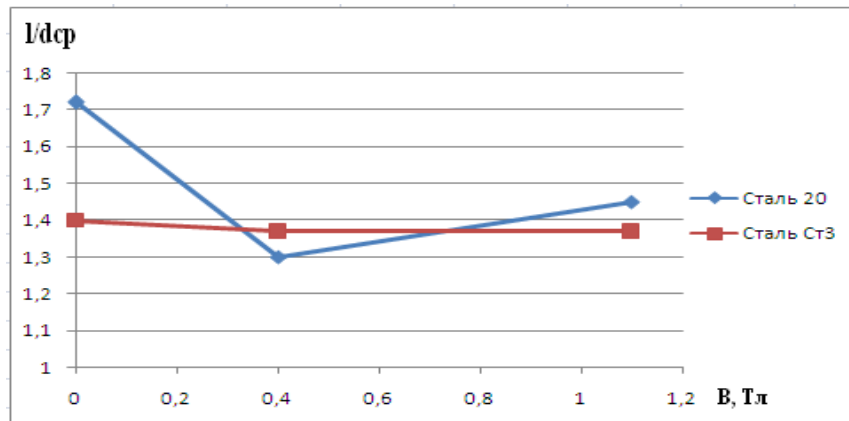


Рис. 3 – Изменение размеров зерна при различных режимах наложения слабого по энергии внешнего МП образцов из стали 20 и стали Ст 3 в центральных точках.

Выводы: 1. Воздействие внешнего МП постоянной напряженности в операциях штамповки малоизученно. Существующие установки позволяют в лабораторных условиях исследовать влияние постоянного МП малой и средней напряженности на процесс деформации сталей. 2. МП является технологическим фактором, применяемым для обработки металлов с целью дополнительного воздействия на структуру сталей. 3. Получены экспериментальные данные о возможности существенного изменения параметров микроструктуры углеродистых сталей во время пластической деформации при очень слабом воздействии внешнего МП.

Список литературы: 1 Счастливцев В.М. Мартенситное превращение в магнитном поле / В.М. Счастливцев, Ю.В. Калетина, Е.А. Фокина. – Екатеринбург: УрО РАН, 2007. – 322 с; 2 Гринкевич В.А. Анализ пластического формоизменения в частных задачахковки и штамповки / В.А.Гринкевич, В.В.Кухарь, М.В.Краев, В.А.Бурко. – Мариуполь: ЗАО «Газета «Приазовский рабочий», 2011. – 336 с. 3. Краев М.В. Перспективы совершенствования технологических процессов листовой штамповки многофазных сталей / М.В. Краев, В.А. Гринкевич, В.С. Краева // Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут», Серія Машинобудування №60, 2010. – С. 191 – 193; 4. Краев М.В., Гринкевич В.А., Шевченко Т.Н., Краєва В.С. Комбінована обробка тисненням сталей з застосуванням зовнішнього магнітного поля // Обробка матеріалів тисненням. 2012, №3(32), с.116-120. 5. Делюсто Л.Г. Основы прокатки металлов в постоянных магнитных полях. М.: Машиностроение, 2005. – 272 с; 6. Краев М.В.

Применение внешнего магнитного поля при холодной деформации сталей / М.В. Краев, В.А. Гринкевич, В.С. Краева, В.Ю. Щетинин // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2011. – № 7. – С. 53–55; 7. Краев М.В., Краева В.С., Гринкевич В.А., Шевченко Т.Н. Подготовка экспериментального исследования штамповки с применением слабого магнитного поля // *Обработка материалов давлением*. 2012, №4(33), с.122-125.

Надійшла до редколегії 04.11.2013

УДК 621.73

Экспериментальное исследование влияния слабого по энергии внешнего магнитного поля на свойства углеродистых сталей / Гринкевич В. А., Краев М. В., Шевченко Т. Н., Краева В. С. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 43 (1016). – С. 6–66. Библиогр.: 7 назв.

Описані перспективи використання зовнішнього магнітного поля при обробці металів. Представлені умови експериментальних досліджень по виявленню впливу слабого по енергії зовнішнього магнітного поля на властивості вуглецевих сталей в умовах холодної пластичної деформації. Приведені результати металографічного аналізу зразків із вуглецевих сталей, які випробовувались на розтяг та стиснення.

Ключові слова: магнітне поле, вуглецеві сталі, мікроструктура, розтягування, стиснення.

The outlooks of using an external magnetic field during processing metals are described. The conditions of experimental researches for detecting an impact of an energetically weak external magnetic field on properties of carbon steel under conditions of a cold plastic deformation. The results of a metallographic analysis of samples of carbon steel are presented, which were exposed to extension and compression tests.

Key words: magnetic field, carbon steel, structure, tensile, compression.

УДК 620.178.152.28

А. В. ГРУШКО, канд. техн. наук, доц., ВНТУ, Вінниця

ИЗУЧЕНИЕ ДВУХПАРАМЕТРИЧЕСКОЙ СТЕПЕННОЙ КРИВОЙ УПРОЧНЕНИЯ НА ОСНОВЕ ТВЕРДОСТИ И ХАРАКТЕРИСТИК ПРОЧНОСТИ МЕТАЛЛА

В работе предложены методы построения кривых упрочнения на основе стандартных механических характеристик материала – твердости Бринелля в сочетании с данными пределов прочности и текучести при растяжении. Аппроксимация кривых упрочнения принята в виде степенной функции по П. Людвигу. Построены номограммы, показана особенность методов и их точность на примере 8 различных материалов.

Ключевые слова: кривая упрочнения, твердость по Бринеллю, предел прочности, предел текучести, степенная функция.

Введение. Получение кривых упрочнения (КУ) экспериментальным путем не всегда представляется возможным из-за возможного отсутствия исследуемого металла, необходимого оборудования или сложности изготовления заготовок. Такие задачи могут возникать при: моделировании процессов обработки металлов давлением (ОМД); проведении специальных экспертиз деталей, конструкций, нагружаемых за пределами упругости; необходимости проведения обработки данных экспериментальных исследований, опубликованных в литературных источниках; необходимости оценить соответствие КУ и его характеристик прочности и пр. Также данные литературных источников о КУ [1–5] далеко не полностью отображают используемые для холодной ОМД металлы и сплавы, в том числе с учетом его термообработки. Впрочем, для большинства металлов, как правило, известны

стандартные механические характеристики – твердость, пределы прочности и текучести при растяжении [6].

Следует отметить, что КУ даже для одного и того же материала могут существенно отличаться. Так, на рис. 1 показаны кривые упрочнения отожженной стали 20Х, взятые из источников [1, 7], а также полученные опытным путем в условиях сжатия коротких образцов для двух различных партий поставки после отжига (по ГОСТ 25.503-97 «Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Метод испытания на сжатие»). Как видно, все кривые статистически значимо отличаются друг от друга. В результате, например, расчетные силы одноосного сжатия заготовок до степени деформации 0,6 для металлов, КУ которых показаны на рис. 1 (графики 1 и 4), будут отличаться примерно на 30%. Следовательно, важно иметь надежный и простой способ идентификации КУ, исключающий трудоемкие исследования.

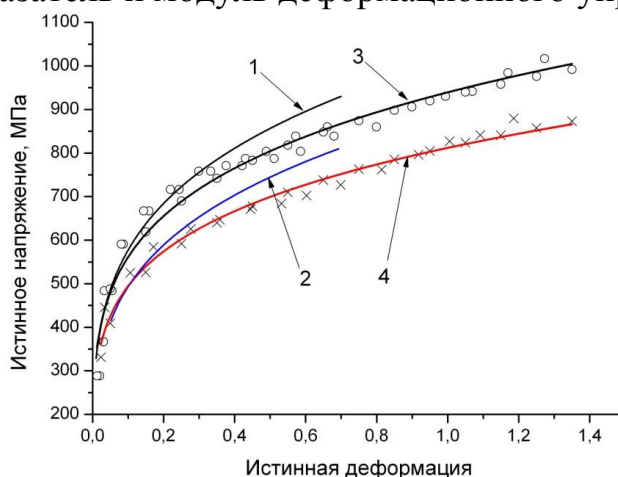
Анализ последних исследований и литературы. П. Людвиг [8] впервые предложил использование степенных функций упрочнения. Простейший вариант функции часто называют первым уравнением П. Людвига

$$\sigma_i = Ae_i^n, \quad (1)$$

где σ_i – истинное напряжение;

e_i – истинная деформация;

A и n – показатель и модуль деформационного упрочнения.



1 – кривая, полученная на основе [7] ($A = 1015$ МПа, $n = 0,25$); 2 – кривая, полученная на основе [1] ($A = 890$ МПа, $n = 0,26$); 3 – 1-я партия ($A = 939 \pm 8$ МПа, $n = 0,22 \pm 0,01$; $HB = 1460$ МПа); 4 – 2-я партия ($A = 813 \pm 5$ МПа, $n = 0,22 \pm 0,01$; $HB = 1300$ МПа);

Рис. 1 – Кривые упрочнения стали 20Х (термообработка – отжиг)

Достоинством аппроксимации (1) является: легкость интегрирования функции; ясность физического смысла ее коэффициентов (n равен логарифмической деформации начально изотропного материала, соответствующей пределу прочности в опытах на растяжение, A – истинное напряжение при единичной деформации); наличие всего двух неизвестных; достаточная точность в области развитых пластических деформаций (0,1...1) – корреляция для широкого круга металлов составляет 90-97%.

А.Д. Матвеев предлагает рассчитывать параметры кривой упрочнения, представляемой в виде трехпараметрической степенной зависимости Г. Свифта

$\sigma_i = A_2(e_0 + e_i)^{n_2}$, используя значения пределов прочности и текучести (приведено в [4]). С.И. Губкин [9] использовал формулы расчета коэффициентов в аппроксимации (1) на основе относительного сужения образца после разрыва и истинного напряжения в наименьшем сечении шейки σ_{sh} . Для использования этих подходов необходимо знать параметры e_0 или σ_{sh} , что снижает практическую их ценность. Рекомендации для расчета коэффициента e_0 в отсутствуют, а определение σ_{sh} требует проведения эксперимента на растяжение.

В работах автора исследованы зависимости параметров кривой упрочнения от исходной твердости [10, 11], от пределов прочности и текучести [12, 13].

Для расчета параметров зависимости (1) следует использовать как минимум 2 независимых условия. Так, в работе [13], использована связь аппроксимации (1) со значениями пределов прочности и текучести, которая соответствует следующим выражениям

$$\sigma_u = A \cdot \exp(-n) \cdot n^n, \quad (2)$$

$$\sigma_{0,2} = A \cdot 0,002^n, \quad (3)$$

где 0,002 – допуск на пластическую деформацию.

При известном допуске на пластическую деформацию e_m , в том числе при наличии площадки текучести на диаграмме растяжения, вместо 0,002 в (3) следует использовать значение e_m .

Решение систем уравнений (2), (3) дает результаты с большим доверительным интервалом, что ограничивает использование метода [12].

В работе [10], при помощи метода конечных элементов получена эмпирическая связь кривой упрочнения в виде (1) с твердостью по Бринеллю HB (внедрение стального шарика диаметром 0,01 м с силой 29,43 кН):

$$HB = -810,4 + 965,8n^{0,349} + 19,05A^{0,798} - 19,51n^{0,349} A^{0,798}. \quad (4)$$

Отклонение значений HB по (4) и полученных в результате моделирования МКЭ составляет не более 3,5% при доверительном интервале 99,9%, и не более 1% при доверительном интервале 95%. Пределы изменения аргументов в выражении (4) $0,05 \leq n \leq 0,5$; $500 \leq A \leq 1500$ МПа. Отмечено слабое влияние модуля Юнга и коэффициента Пуассона на величину HB .

Дополнительным условием к уравнению (4) в работе [11] предлагается использование зависимости предела прочности от твердости в виде

$$\sigma_u = a + b \cdot HB, \quad (5)$$

где a и b – эмпирические коэффициенты, зависящие от вида материала.

Недостатком метода, использующего формулы (4) и (5) является необходимость задания коэффициентов a и b , которые существенно зависят от состояния поставки и термообработки металла.

Таким образом, актуальным является развитие отмеченных методов, для более корректного и точного выявления связи стандартных характеристик и кривой упрочнения металлов в холодном состоянии.

Целью исследований является разработка и проверка методов определения коэффициентов аппроксимации A и n кривой деформационного упрочнения металла в холодном состоянии в зависимости от твердости по Бринеллю HB в сочетании с данными пределов прочности и текучести.

Материалы исследований. За основу разрабатываемого метода примем связь КУ с твердостью в виде (4). В качестве дополнительных условий – зависимости (2) и (3). Таким образом имеем следующие системы уравнений:

- систему, связывающую функционально предел прочности (2), твердость (4) и аппроксимацию (1)

$$\left. \begin{aligned} \sigma_u &= A \cdot \exp(-n) \cdot n^n; \\ HB &= -810,4 + 965,8n^{0,349} + 19,05A^{0,798} - 19,51n^{0,349} A^{0,798}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

- систему, связывающую зависимости предела текучести (3) с (4) и (1)

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{0,2} &= A \cdot 0,002^n; \\ HB &= -810,4 + 965,8n^{0,349} + 19,05A^{0,798} - 19,51n^{0,349} A^{0,798}. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

При одновременно известных пределах прочности, текучести и твердости система становится переизбыточной

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{0,2} &= A \cdot 0,002^n; \\ \sigma_u &= A \cdot \exp(-n) \cdot n^n; \\ HB &= -810,4 + 965,8n^{0,349} + 19,05A^{0,798} - 19,51n^{0,349} A^{0,798}. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Ее решение может быть найдено методом наименьших квадратов. В этом случае следует учитывать, что точность выражения, связывающего параметры кривой упрочнения и твердость по (4), среди выражений, входящих в (8), является самой высокой. Гипотетически точность выражения (2) несколько выше (3), что делает предпочтительным использование σ_u и HB . Последнее относится для металлов с выраженной площадкой текучести на диаграмме растяжения.

В предположении одинаковой точности выражений (2) и (3) показатель упрочнения n может быть найден как среднее арифметическое по двум решениям (6) и (7).

Результаты исследований. Решение систем уравнений (6) и (8) показано в виде номограмм (рис. 2, 3) относительно нахождения параметра n по каждой паре значений – $(HB, \sigma_{0,2})$ и (HB, σ_u) .

Модуль упрочнения находится из выражения (4) или при помощи номограммы (рис. 4).

Для примера, на рисунке 5 показаны кривые упрочнения стали 38Х2МЮА, построенные различными методами. Эталонную кривую (1) получили в опытах на сжатие коротких образцов. Корреляция кривой 1 с экспериментальными точками достигает 97%. Как видно из рисунка,

расхождение расчетных графиков 2 (по $HВ$, σ_u) и 3 (по $HВ$, $\sigma_{0,2}$), а также кривой 4, построенной на основе среднеарифметических значений A и n от опытных точек незначительно.

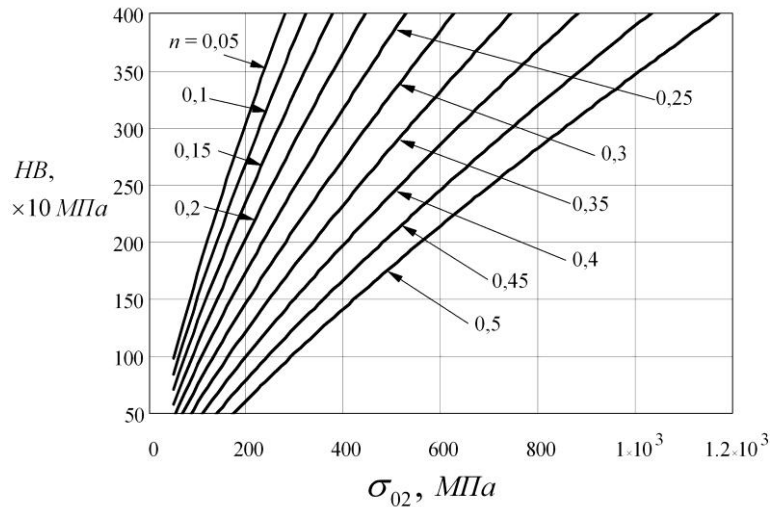


Рис. 2 – Номограмма определения показателя n по $HВ$, $\sigma_{0,2}$

Также исследованы кривые упрочнения ряда металлов и сплавов, результаты которых отображены в сводной таблице. Особенности расположения и точность кривых разных материалов в целом соответствуют рис. 5.

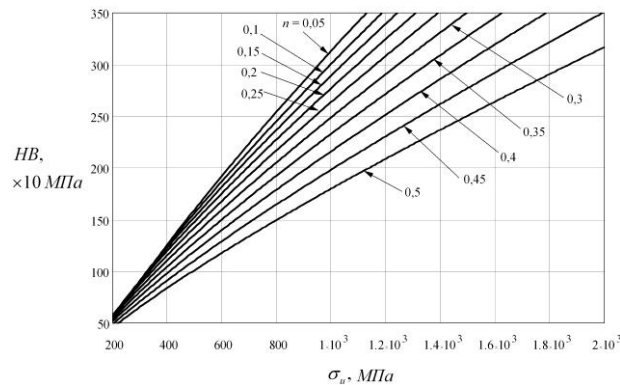


Рис. 3 – Номограмма определения показателя n по $HВ$, σ_u

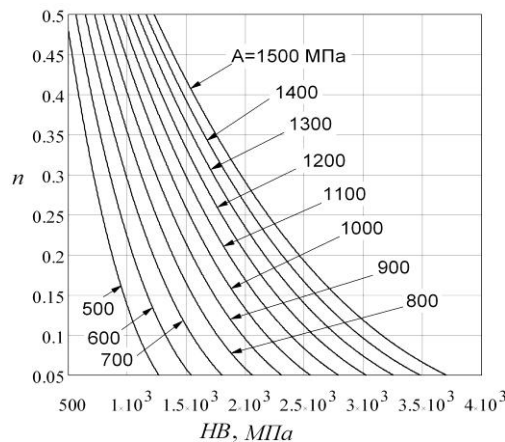
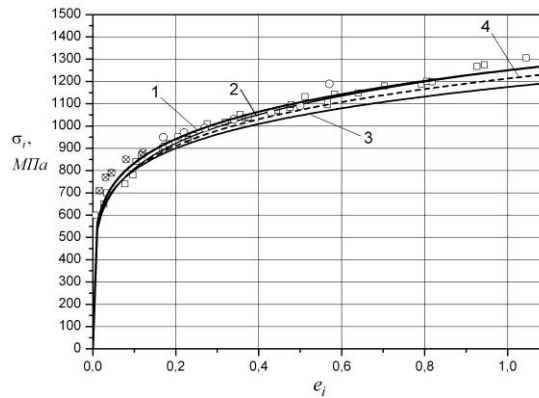


Рис. 4 – Номограмма определения модуля упрочнения A



1 – сжатие коротких образцов; 2 – по твердости Бринелля HB и пределу прочности;
3 – по твердости Бринелля HB и пределу текучести; 4 – по твердости Бринелля HB
и пределам текучести и прочности;

Рис. 5 – Кривые упрочнения стали 38X2MЮА

Таблица – Проверка определения A и n по $\sigma_{0,2}$, σ_u и HB

Материал, термообработка	Эксперимент					Расчет A (МПа) и n					
	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_u , МПа	HB , МПа	A , МПа	n	по (6)		по (7)		по (8)	
						A	n	A	n	A	n
Сталь 45 нормализация	390	700	2100	1100	0,155	1077	0,148	1155	0,175	1116	0,162
Сталь 20 отжиг	220	440	1300	730	0,205	757	0,213	719	0,191	738	0,202
Сталь 20X отжиг	230	510	1460	939	0,22	915	0,241	850	0,21	883	0,226
Сталь 30X3МФА улучшение	1050	1225	3680	1525	0,069	1600	0,074	1507	0,058	1554	0,066
Сталь 30X3МФА	390	700	1930	1082	0,227	1270	0,249	987	0,149	1129	0,199
Сталь 38X2MЮА улучшение	760	1080	3170	1488	0,121	1571	0,12	1541	0,114	1556	0,117
Сталь 38X2MЮА	420	755	2180	1255	0,176	1250	0,189	1175	0,166	1213	0,178
Титан ВТ6 отжиг	950	1100	3350	1350	0,061	1425	0,071	1349	0,056	1387	0,064

Выводы. Использование предложенных методов определения коэффициентов аппроксимации по П. Людвигу является достаточно удобным, вследствие использования наиболее общих, стандартных характеристик прочности металлов и сплавов. Кривые упрочнения, рассчитанные по этим методам являются оценочными, поэтому их следует применять в случаях: а) при необходимости получить кривую упрочнения для анализа уже проведенных ранее экспериментальных исследований процессов ХПД, в которых величины HB , $\sigma_{0,2}$ и σ_u для обрабатываемого металла получены опытным путем и когда прочие свойства металла в пластической области неизвестны; б) с целью получения кривой упрочнения металла (сплава), при ее отсутствии в литературных источниках (но при известных HB , $\sigma_{0,2}$, σ_u), а также при невозможности проведения непосредственного испытания образцов на сжатие, растяжение, твердость и пр.; в) для разбраковки партии металла одной марки по группам с прогнозируемыми параметрами кривой упрочнения.

Список литературы: 1. Кроха В. А. Упрочнение металлов при холодной пластической деформации / В. А. Кроха. – М. : Машиностроение, 1980. – 155 с. 2. Третьяков А. В. Механические свойства сталей при пластическом деформировании : справочник / А. В. Третьяков, Г. К. Трофимов, М. К. Гурьянов. – М. : Машиностроение, 1971. – 268 с. 3. Полухин П. И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов : справочник / П. И. Полухин, Г. Я. Гун, А. М. Галкин. – М. : Metallurgy, 1983. – 352 с. 4. Ковка и штамповка : справочник : в 4 т. Т. 1. Материалы и нагрев. Оборудование. Ковка / под ред. Е. И. Семенова. – М. : Машиностроение, 1985. – 568 с. 5. Хензель А. Расчет энергосиловых параметров в процессах обработки давлением : справочник / А. Хензель, Т. Шпиттель. – М. : Metallurgy, 1982. – 360 с. 6. Марочник сталей и сплавов / под общ. ред. А. С. Зубченко. – 2-е изд., доп. и испр. – М. : Машиностроение, 2003. – 784 с. 7. Сопротивление деформации и пластичность при обработке металлов давлением / Ю. Г. Калтин [и др.]. – М. : Машиностроение, 2011. – 244 с.; 73 ил. 8. Людвиг П. Основы технологической механики // Расчеты на прочность. – М. : Машиностроение, 1970. – Вып. 15. – С. 130–166. 9. Губкин С. И. Пластическая деформация металлов : в 3 т. Т. 1. Физико-механические основы пластической деформации / С. И. Губкин. – М. : Metallurgizdat, 1960. – 376 с. 10. Грушко А. В. Развитие использования метода твердости по Бринеллю для определения напряжения текучести при холодной деформации / А. В. Грушко // Metallurgical and Mining Industry. – 2013. – № 1. – С. 36–39. – ISSN 0543-5749. 11. Грушко А. В. Определение параметров кривой течения материала по его твердости / А. В. Грушко // Обработка материалов давлением : сб. научн. трудов. – Краматорск : ДГМА, 2010. – № 2 (23). – С. 83–87. – ISSN 2076–2115. 12. Грушко А. В. Определение кривой течения материала по стандартным механическим характеристикам / А. В. Грушко // Вісник Національного технічного університету України «КПІ». Серія : «Машинобудування». – К. : НТУУ «КПІ», 2010. – № 60. – С. 133–137. – ISSN 2305-9001. 13. Грушко О. В. Побудова кривої течії матеріалу за границями міцності і текучості / О. В. Грушко, В. А. Огородніков, М. І. Побережний, М. П. Єленич // Вісник ВПІ. – 2009. – № 6 (87). – С. 90–93. – ISSN 1997–9266.

Надійшла до редколегії 11.11.2013

УДК 620.178.152.28

Изучение двухпараметрической степенной кривой упрочнения на основе твердости и характеристик прочности металла / Грушко А. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – №43 (1016). – С. 66–72. Бібліогр.: 13 назв.

У роботі запропоновані методи побудови кривих зміцнення на основі стандартних механічних характеристик матеріалу – твердості Брінелля у поєднанні з даними границь міцності і текучості при розтягуванні. Апроксимація кривих зміцнення прийнята у вигляді степеневої функції за П. Людвігом. Побудовані номограми, показана особливість методів і їх точність на прикладі 8 різних матеріалів.

Ключові слова: крива зміцнення, твердість за Брінеллем, границя міцності, границя текучості, степенева функція.

The methods of construction of hardening curve on the basis of standard mechanical descriptions of material are in-process offered – to Brinell hardness in combination with data of tensile and fluidity strengths at tension. Approximation of hardening curve is accepted as a power law by P.Ludwig. Nomogrammy is built, the feature of methods and their exactness is rotined on an example 8 different materials.

Keywords: hardening curve, Brinell hardness, tensile strength, yield stress, power law.

УДК 621.735:669.131

Д. А. ГУСАЧУК, канд. техн. наук, доц., Луцький НТУ;
П. П. САВЧУК, докт. техн. наук, проф., Луцький НТУ;
Ю. П. ФЕЩУК, канд. техн. наук, доц., Луцький НТУ;
М. Д. МЕЛЬНИЧУК, канд. техн. наук, доц., Луцький НТУ.

ВПЛИВ ТЕМПЕРАТУРИ НА ХАРАКТЕР ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ ВИСОКОМІДИСТИХ ЧАВУНІВ

В роботі досліджували особливості пластичної деформації високомідистих чавунів при підвищених температурах. Встановлено, що присутність високомідистої фази дозволяє підвищити ресурс пластичності сплавів. Наявність потовщеної оболонки високомідистої фази навколо первинних

кристалітів графіту дозволяє уникнути явища графітного шарування, яке властиве звичайним чавунам. При температурах деформування близько 700 °С досягнуто ефекту субкритичної надпластичності розроблених сплавів.

Ключові слова: чавун, мідь, високомідиста фаза, литий композитний матеріал, структура, температура, пластичне деформування, деформація, пластичність, напруження.

Вступ. Присутність міді в сірих чавунах [1, 2] дозволяє покращити їх деякі фізико-механічні характеристики як конструкційних матеріалів. При високих добавках міді (>4,0 %) в структурі сірих чавунів формується специфічна структура з наявністю кулястих включень на основі високомідистої ϵ -фази. Такий структурний стан покращує триботехнічні характеристики.

Аналіз останніх досліджень та літератури. Перспективним напрямком в галузі отримання виробів з простих та легованих чавунів є використання процесів пластичного формування [3, 4]. В попередніх дослідженнях [5, 6] встановлено, що наявність включень високомідистої ϵ -фази підвищує пластичність сірих чавунів з компактним графітом в умовах холодної пластичної деформації. Проте, поведінка подібних сплавів в умовах деформування при підвищених температурах не вивчена.

Метою роботи було встановити вплив температури нагріву на характер пластичного деформування та структуру високомідистих сірих чавунів з компактним графітом.

Матеріали досліджень. Для досліджень використовувались сплави: $\text{Cu}=6...8\%$; $\Sigma\text{C}, \text{Si}=5\%$, модифікування Mg , з перлітною мталевою матрицею. В структурі даного типу чавунів формуються кулясті включення на основі високомідистої фази (рис. 1), які переважно охоплюють первинні кристаліти графіту, виключаючи їх контакт з Fe-C матрицею. За структурними ознаками отримані сплави можна віднести до литих композитних матеріалів (ЛКМ). Структурно встановлено, що сфероїди на основі високомідистої ϵ -фази являють собою конгломерат фаз $\Gamma+\epsilon$. Макроструктура характеризується відносно рівномірним розподілом включень з середніми розмірами самих включень 150...200 мкм.

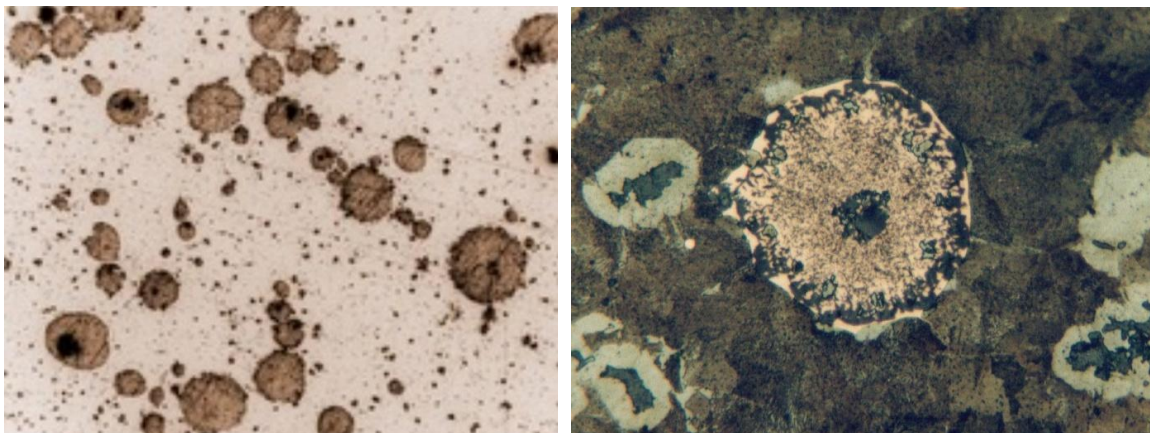


Рис. 1 – Макро- та мікроструктура високомідистого чавуну перлітного класу.
Кулясті включення – сфероїди $\Gamma+\epsilon$

В роботі для дослідження пластичної деформації високомістих чавунів використовувався метод деформування, що полягав в осаджуванні циліндричного зразка у високотемпературній камері при сталій температурі ($\pm 10^\circ\text{C}$). Для такого виду випробувань використовувався спеціально виготовлений дослідний штамп (рис. 2). Осаджування проводилось між двома жароміцними плитами (сплав ЖС6У). Контроль температури зразка при проведенні досліджень здійснювали за допомогою двох термопар типу ТХА, розміщених по обидві діаметрально протилежні сторони зразка. Дослідження проводили в інтервалі температур від 500 до 850 $^\circ\text{C}$. Структура металевої матриці чавунів всіх плавки перед деформуванням була перлітною.

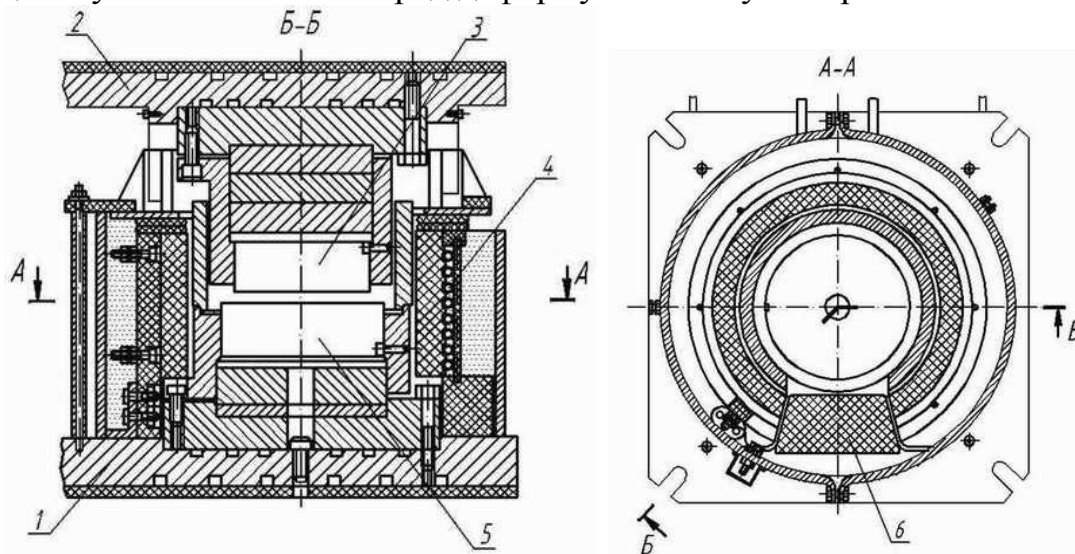


Рис. 2 – Штамп для ізотермічного деформування:

1, 2 – нижня та верхня плити; 3, 5 – робочі вставки; 4 – нагрівач; 6 – заглушка.

В роботі поведінку отриманих ЛКМ при пластичному деформуванні вивчали на основі залежностей «напруження–деформації» (« σ - ϵ »). За напруження σ приймали питоме навантаження на контактних поверхнях з урахуванням сил тертя, за ступінь деформації – ступінь осадки зразка ϵ .

Результати досліджень. Наявність включень $\Gamma+\epsilon$ в структурі виливок з високомістих чавунів змінює характер пластичної деформації в порівнянні з звичайними чавунами. Вплив ϵ -фази на структуроутворення високомістого чавуну вивчали на основі порівняльного аналізу структурних змін при деформуванні з нагрівом до 500...850 $^\circ\text{C}$ високомістого чавуну та безмістого звичайного чавуну.

Відомо [2], що мідь суттєво впливає на положення критичної температури i , відповідно, субкритичного інтервалу температур евтектоїдного перетворення чавунів. Розчиняючись у евтектоїдному цементиті, мідь підвищує його термодинамічну активність, викликаючи пониження субкритичного інтервалу температур. Таким чином, деформація високомістого чавуну вже при температурах 600...650 $^\circ\text{C}$ суттєво відрізняється від деформації звичайних чавунів, для яких субкритичний інтервал температур лежить вище. Із залежностей « σ - ϵ » (рис. 3) встановлено, що перехід у пластичний стан високомістого чавуну відповідає нижчим значенням σ в порівнянні із

звичайними високоміцними чавунами. Це пов'язано не лише з проходженням дифузійних процесів фазового перетворення, але і з присутніми сферичними включеннями ϵ -фази. Підвищення пластичності високоміцної фази пов'язане з проходженням процесів динамічної рекристалізації, що для сплавів міді спостерігається при температурах вище 500°C . Це викликає спотворення сферичних включень вже на початку пластичної деформації перлітного високоміцного чавуну.

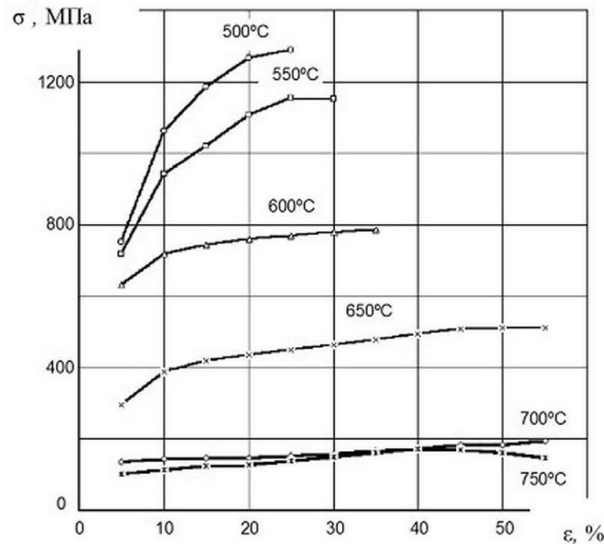


Рис. 3 – Залежності « σ - ϵ » при ізотермічному деформуванні перлітного високоміцного чавуну ($\text{Cu}=7,35\%$).

Інтенсивна пластична деформація високоміцних включень ініціює розвиток пластичного течіння металевої матриці. В досліджуваних сплавах значна кількість домішкових атомів сегрегує навколо дислокаційних дефектів та викликає їх блокування. При температурах вище 650°C помітна рухливість цих дислокацій на початку пластичної деформації спостерігається в об'ємах перліту розміщених навколо високоміцної ϵ -фази. Таке явище на кривій деформації високоміцного чавуну фіксується деяким падінням напруження деформації, значення якого, мало змінюється практично на всьому проміжку пластичної деформації. Таким чином, при субкритичних температурах деформації високоміцного чавуну ініціатором пластичної деформації є високоміцні включення $\Gamma+\epsilon$.

Подальша деформація високоміцного чавуну викликає помітне спотворення форми сферичних включень ϵ -фази, особливо при великих ступенях деформації. Тобто, значна частина напружень поглинаються ϵ -фазою, сприяючи підвищенню пластичності високоміцного чавуну. Така ситуація завдячує особливій взаємодії структурних складових композиту з різним рівнем механічних параметрів.

За рахунок релаксації певної частини напружень у високоміцній фазі вдається уникнути значного спотворення графітних кристалітів. Як показали мікроструктурні дослідження, графітні кристаліти в розроблених ЛКМ здатні зберігати порівняно компакту форму на значному проміжку пластичної

деформації. Незначне спотворення графітної фази ЛКМ пов'язане, також, з суттєвим розвитком динамічних процесів в металевій матриці при деформації в межах субкритичних температур. Явища переповзання дислокаційних дефектів та консервативного руху дислокацій викликають «турбулентність» пластичного течіння металевої матриці біля границі мідистих включень (рис. 4). Це, в свою чергу, значно зменшує нерівномірність поля напружень, що виникають навколо графітних кристалітів.

Тобто графіт компактної форми перебуває в напруженому стані, який наближений до об'ємного. Виникає нерівномірне стиснення кристаліту, що для кристалів гексагонального типу сприяє підвищенню їх міцності та стійкості проти ковзання. Тому на протязі значного періоду деформації високомідистого чавуну, при субкритичних температурах, графітні кристаліти здатні зберігати порівняно компактну форму.

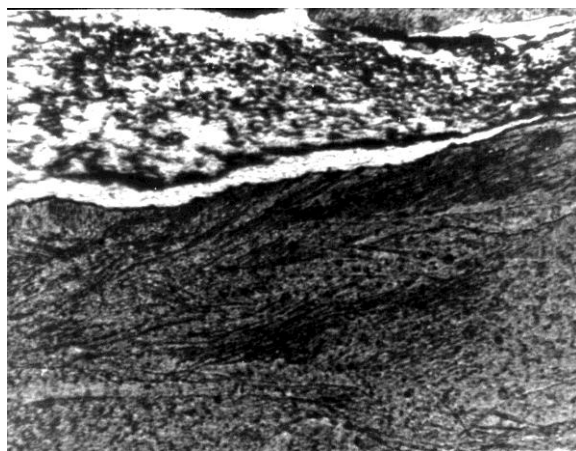


Рис. 4 – Сліди ковзання в перліті біля границі включення Г+ε.
Зона інтенсивної деформації зразка, деформованого осадкою на 50 % при 700°C.

Для звичайного чавуну спотворення графітних кристалітів спостерігається вже на ранніх стадіях пластичної деформації. За своїм структурно-механічним станом вони відіграють роль концентраторів напружень. Тому ламінарний рух дислокаційних дефектів, що має місце для звичайного чавуну при температурах деформування <700 °С, викликає локальну дію напруженого поля металевої матриці. Кристаліти графіту витягуються, утворюючи шарувату структуру, що викликає швидке руйнування зразків. Структурно виявлено, також, руйнування графітних включень за схемою зсуву.

Аналізуючи структури високомідистого ферито-перлітного чавуну, встановили, що перлітні зони в більшості розміщені навколо високомідистої фази. Тому інтенсивна деформація високомідистих включень виключає розвиток значного пластичного течіння в перліті чавуну, який характеризується більшою твердістю. Більша частина напружень, що виникають в цих зонах, поглинається ε-фазою високомідистих включень без помітної деформації перліту в об'ємах, віддалених від цих включень.

Підвищення ступеня деформації викликає розповсюдження пластичного течіння у всьому об'ємі матеріалу. Деформація перліту при невисоких

температурах (до 650-700°C) може викликати його деформаційне зміцнення, що відмічається ростом напруження на кривих « σ - ϵ ». При цьому до інтенсивного пластичного течіння залучається більша частина перліту металевої матриці.

З отриманих залежностей « σ - ϵ » видно, що для високомідистого чавуну характер зміни напруження деформування при субкритичних температурах 700° та 750 С мало відрізняється. Підвищення температури деформації на 50 °С практично не викликає пониження параметра σ . Цей інтервал температур можна вважати субкритичним інтервалом, який супроводжується $\alpha \rightarrow \gamma$ перетворенням в Fe-C матриці чавуну. Надалі, коли фазове перетворення триває, підвищення температури мало впливає на зміну σ . Крім того, при температурі 700 °С сплави характеризуються найвищою пластичністю. Це викликано значним розвитком дифузійних процесів при фазовому переході, що охоплюють весь об'єм перлітної матриці, а отже пластичне течіння проходить більш гомогенно не викликаючи значного спотворення та руйнування трибофаз: Γ , ϵ , $\Gamma+\epsilon$. Таким чином, температуру нагріву 700 С слід вважати найбільш оптимальною для реалізації ефекту субкритичної надпластичності високомідистих чавунів.

Висновки. Для використаних в роботі чавунів досягнуто ефекту субкритичної надпластичності, коли при деформуванні сплавів спостерігається підвищення здатності до пластичної деформації Fe-C сплавів за рахунок одночасного проходження фазового претворення $\alpha \rightarrow \gamma$. Встановлено, що ініціатором пластичної деформації у всіх інтервалах температур є високомідисті включення на основі ϵ -фази. Значна кількість напружень поглинається ϵ -фазою, що дозволяє уникнути суттєвого спотворення структурновільної графітної фази. Це сприяє підвищенню пластичності розроблених ЛКМ та дозволяє використовувати процеси пластичного формування для отримання виробів триботехнічного призначення.

Список літератури: 1. Бобро Ю.Г. Особенности структуры и свойств высокомедистых чугунов с шаровидным графитом / Бобро Ю.Г., Дмитриук Н.В., Гусачук Д.А. // Литейное пр-во. – 1997.– №10.– С.10-12. 2. Бобро Ю.Г. Структура и морфология ϵ -фазы высокомедистых чугунов / Бобро Ю.Г., Парфентьева И.А., Гусачук Д.А. // Процессы литья.- № 4.-2001.- С.21-23. 3. Lisovsky A.V. Formation of unique structures and properties for cast iron during hot metal forming / A.V.Lisovsky , B.A.Romantsev // Metallurgist 2010. V. 54. № 3–4. P. 173–177. 4. Чаус А.С. Влияние горячей пластической деформации на изменения микроструктуры чугуна с шаровидным графитом / А.С. Чаус, Я. Сойка, А.И. Покровский // Физика металлов и металловедение. – том 114, № 1. – 2013. – С. 94-104. 5. Бобро Ю.Г. Деформационная способность высокомедистых ферритных чугунов с шаровидным графитом / Бобро Ю.Г., Гусачук Д.А., Дмитриук Н.В. // Кузнечно-штамповочное пр-во. – 1999. – № 7. – С.6-8. 6. Гусачук Д.А. Особливості пластичного деформування високомідистих чавунів / Д.А.Гусачук, Ю.П.Фещук, І.О.Парфентьева, Н.П.Зайчук // Наукові нотатки Луцького національного технічного університету: Міжвузівський збірник. Випуск 33. – Луцьк: Луцький НТУ. – 2011. – С.58-62.

Надійшла до редколегії 05.11.2013

УДК 621.735:669.131

Вплив температури на характер пластичної деформації високомідистих чавунів / Гусачук Д. А., Савчук П. П., Фещук Ю. П., Мельничук М. Д. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 72-78. Бібліогр.: 6 назв.

В работе исследовали особенности пластической деформации высокомедистых чугунов при повышенных температурах. Установлено, что присутствие высокомедистой фазы позволяет повысить ресурс пластичности сплавов. Наличие утолщённой оболочки высокомедистой фазы вокруг первичных кристаллитов графита позволяет избежать явления графитной строчечности, которое характерно обычным чугунам. При температурах деформирования близких к 700 °С достигнут эффект субкритической сверхпластичности разработанных сплавов.

Ключевые слова: чугун, медь, высокомедистая фаза, литой композиционный материал, структура, температура, пластическое деформирование, деформация, пластичность, напряжение.

This paper investigated the characteristics of plastic deformation high-cooper cast iron at elevated temperatures. Found that the presence high-cooper phase can increase the plasticity alloys. The presence of a thickened shell of high-cooper phase around the primary crystals of graphite enables avoid the phenomenon of graphite foliation, which is characteristic of ordinary cast iron. Deformation at temperatures close to 700°C, the effect of subcritical superplastic alloys developed.

Keywords: cast iron, copper, high-cooper phase, cast composite material, structure, temperature, plastic deformation, deformation, plasticity, stress.

УДК 621. 923

С. А. ДИТИНЕНКО, канд. техн. наук, ХНЭУ, Харьков;

Ф. В. НОВИКОВ, докт. техн. наук, ХНЭУ, Харьков;

И. Е. ИВАНОВ, канд. техн. наук, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Приведена математическая модель определения шероховатости поверхности при алмазном шлифовании и выявлены условия ее уменьшения, состоящие главным образом в увеличении величины линейного износа зерен до момента их объемного разрушения и последующего выпадения из связки круга. Показана возможность существенного уменьшения шероховатости поверхности за счет создания на алмазном круге плосковершинных зерен, что соответствует экспериментальным данным.

Ключевые слова: шлифование, твердый сплав, алмазный круг, электроэрозионная правка, режимы шлифования, износ зерна, математическая модель, шероховатость поверхности.

Введение. Создание и применение алмазных кругов на металлических связках и способов их электроэрозионной правки открыло широкие перспективы эффективной обработки изделий из твердых сплавов и других материалов. На ряде операций предварительного и окончательного шлифования твердосплавных инструментов полностью исключена обработка обычными абразивными кругами, что позволило повысить производительность и качество обработки. Вместе с тем, в большинстве случаев применение алмазных кругов на металлических связках сдерживается по причине низкой чистоты обработки. Так, установлено, что после электроэрозионной правки алмазного круга 1A1 300x20x5 AC6 100/80 M1-01 4 на операции круглого наружного шлифования твердосплавных инструментов параметр шероховатости R_a достигает значения 3,0 мкм, тогда как, согласно технологическому процессу обработки ряда твердосплавных инструментов, требуется обеспечить шероховатость обработки на уровне $R_a=0,1...0,2$ мкм. В связи с этим актуально решение задачи

уменьшения шероховатости поверхности при шлифовании алмазными кругами на металлических связках.

Анализ последних достижений и литературы. В работах [1, 2] показано, что большое значение $R_a=3,0$ мкм при алмазном шлифовании обусловлено высокой прочностью удержания алмазных зерен в металлической связке, невозможностью зерен «утопать» в связку круга в процессе шлифования и соответственно небольшим числом режущих зерен. При использовании более «мягких» связок зерна могут «утопать» в связку, что увеличивает количество одновременно работающих зерен и уменьшает параметр шероховатости R_a . Поэтому возникает вопрос о возможности увеличения количества одновременно работающих зерен алмазного круга на металлической связке. Для этого необходимо разработать математическую модель определения шероховатости поверхности при алмазном шлифовании.

Цель работы, постановка проблемы. С учетом вышесказанного, целью работы является теоретическое определение и анализ шероховатости поверхности при шлифовании, выявление условий ее уменьшения за счет управления режущим рельефом алмазного круга.

Материалы исследования. Для решения поставленной задачи рассмотрим зависимость для расчета поверхностной концентрации алмазного круга [3]:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (1)$$

где m – объемная концентрация зерен круга (например, 50; 100; 150);

\bar{X} – зернистость круга, м;

$(1 - \varepsilon)$ – безразмерный коэффициент, учитывающий степень выступления зерен над уровнем связки круга, изменяется в пределах $0 \dots 1$.

Наибольшее влияние на параметр k оказывает зернистость круга \bar{X} , которая входит в зависимость (1) во второй степени. Уменьшение величины $\bar{X} \rightarrow 0$ – основной путь увеличения поверхностной концентрации зерен k и уменьшения R_a , что хорошо согласуется с практикой шлифования и доводки материала. Вторым по степени важности условием увеличения k является увеличение коэффициента $(1 - \varepsilon)$, то есть обеспечение увеличенного выступления вершин зерен над уровнем связки круга. Однако, как известно, вследствие разновысотного выступления зерен, в резании будут участвовать не все зерна, расположенные на рабочей поверхности круга, а лишь наиболее выступающие. Число таких зерен небольшое, чем собственно и объясняются увеличенные значения R_a при шлифовании алмазными кругами на металлических связках.

Для того чтобы увеличить число режущих зерен, необходимо перейти от их разновысотного выступления к одновысотному (условно), как это показано на рис. 1. Очевидно, чем больше величина Δ , тем будет больше режущих зерен и меньше параметр R_a . Увеличение величины Δ предполагает увеличение максимальной высоты выступления зерен $b = \bar{X} \cdot (1 - \varepsilon)$. Перейти от

разновысотного к условно одновысотному выступанию режущих зерен над уровнем связки можно притуплением режущих зерен, например, с помощью алмазного карандаша. При взаимодействии алмазных зерен круга и карандаша при шлифовании происходит их хрупкое разрушение, что практически приводит к одновысотному выступанию вершин режущих зерен над уровнем связки.

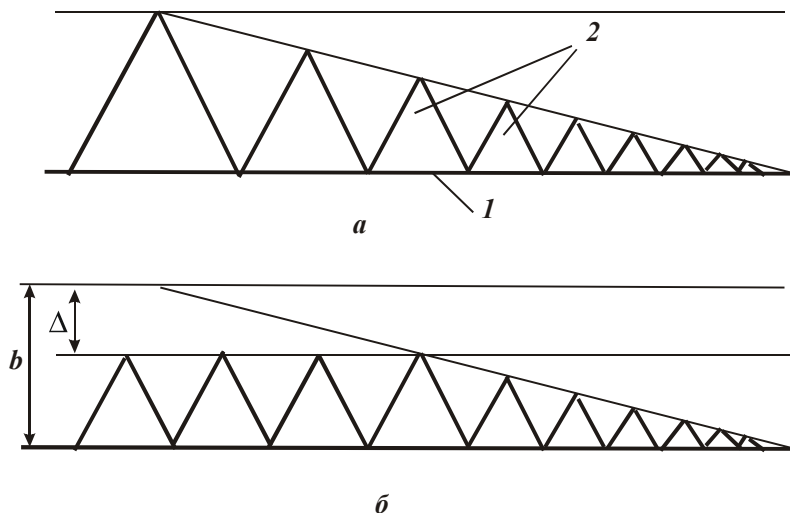


Рис. 1 – Схемы: а – разновысотного и б – одновысотного выступания над уровнем связки круга режущих зерен: 1 – уровень связки круга; 2 – зерна.

С целью проверки эффективности данного технологического приема были проведены экспериментальные исследования круглого наружного продольного шлифования алмазным кругом на металлической связке 1A1 300x20x5 AC6 100/80 M1-01 4. В качестве обрабатываемой детали использовался инструмент (рейбер) из твердого сплава ВК8. После установки алмазного круга на круглошлифовальный станок производилось вскрытие алмазносного слоя круга и устранение биения с использованием электроэрозионной правки. Был применен источник постоянного тока (напряжение $U = 36$ В, сила тока $I = 0...100$ А), электродом служила стальная цилиндрическая заготовка, которая крепилась в центрах круглошлифовального станка и совершала вращательное и продольное движения. Электроэрозионная правка производилась силой тока до 100А. Регулирование силы тока осуществлялось за счет поперечной подачи электрода. Время начального вскрытия алмазносного слоя круга и устранения биения до уровня 0,01 мм составило приблизительно 20 минут. Шлифование твердосплавного рейбера производилось без применения электроэрозионной правки (то есть при отключенном источнике технологического тока).

Опытами установлено, что шероховатость обработки при шлифовании вновь заправленным алмазным кругом составляет $R_a = 3,0$ мкм ($V_{кр} = 30$ м/с; $V_{дем} = 15$ м/мин; $S_{np} = 5$ мм/об; $t = 0,05$ мм). Такое большое значение параметра R_a обусловлено тем, что шлифование производится алмазным кругом с «острым» режущим рельефом, сформированным в процессе электроэрозионной правки и характеризующимся значительной высотой выступания зерен над связкой круга. Шлифование этим кругом обеспечивает высокопроизводительный сьем

материала. Необходимо отметить, что изменение параметров режима шлифования: $V_{дет}$, S_{np} , t не привело к заметному изменению параметра R_a .

Были проведены опыты по оценке влияния величины Δ на шероховатость обработки. С этой целью с помощью алмазного карандаша произведено притупление режущих кромок алмазного круга. Подготовленный таким способом к работе алмазный круг обеспечивал шероховатость обработки $R_a = 0,1 \dots 0,2$ мкм. Следовательно, притупление режущих кромок алмазного круга позволило уменьшить параметр шероховатости обработки R_a с 3,0 мкм до 0,1...0,2 мкм, то есть в 15...30 раз. С течением времени обработки кругом с притупленными режущими кромками параметр R_a несколько увеличивался (рис. 2), что связано с выпадением из связки круга притупленных зерен и подключением в работу новых зерен с острыми кромками. Режущий рельеф круга становился более развитым, что приводило к уменьшению величины Δ и соответственно к увеличению параметра шероховатости обработки R_a .

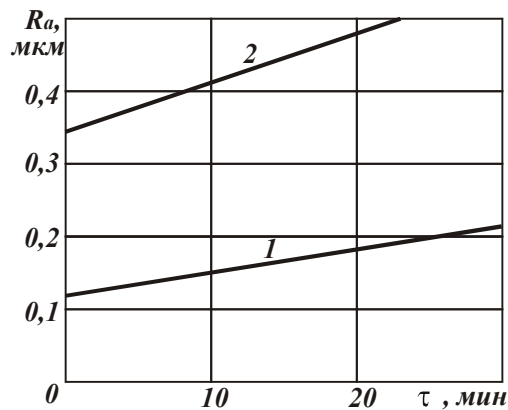


Рис. 2 – Зависимость параметра R_a от времени шлифования τ : 1 – сплошной и 2 – прерывистой поверхностей

Заслуживает внимания тот факт, что добиться существенного уменьшения параметра шероховатости R_a нам удалось при круглом наружном шлифовании сплошной поверхности. При круглом наружном шлифовании прерывистой поверхности (твердосплавной развертки) после притупления режущих кромок круга параметр шероховатости R_a уменьшился лишь до значения 0,35 мкм. Через 30 минут работы параметр R_a увеличился до значения 0,5...0,6 мкм (рис. 2). Это связано с ударным характером взаимодействия обрабатываемых ножей развертки с алмазным кругом и достаточно интенсивным восстановлением режущей способности круга, а так же с появлением в технологической системе вынужденных колебаний, обусловленных периодичностью контакта обрабатываемых ножей развертки с кругом.

Для оценки полученных экспериментальных результатов проведем теоретический анализ шероховатости обработки, используя известную методику расчета [4]. Рассмотрим расчетную схему (рис. 3), в которой режущие зерна вращающегося круга проецируются на диаметрально плоскость круга.

Параметр шероховатости обработки R_{max} . определим из условия:
 $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{max} \cdot n = B$

$$\text{откуда } R_{max} = \frac{B}{2 \operatorname{tg} \gamma \cdot n},$$

где $n = k \cdot B \cdot L$ – число зерен, участвующих в формировании шероховатости поверхности;

k – поверхностная концентрация зерен, расположенных на круге, шт/м²;

$L = V_{кр} \cdot \tau$ – длина участка круга, на котором расположено n зерен, м;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с;

τ – время, в течении которого n зерен проконтактировали с диаметральной плоскостью круга, с.

Если диаметральной плоскостью круга перемещается со скоростью $V'_{дет}$ по нормали к кругу, то время τ выражается $\tau = R_{max} / V'_{дет}$. Тогда

$$R_{max} = \sqrt{\frac{V'_{дет}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (2)$$

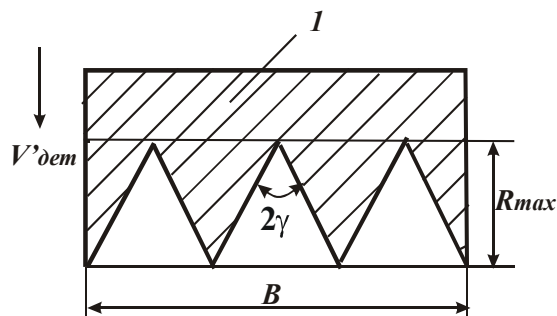


Рис. 3 – Схема образования шероховатости поверхности: 1 – обрабатываемый материал

Данный расчет справедлив для одновысотного выступания вершин зерен над уровнем связки круга. Чтобы учесть разновысотное выступание вершин зерен над уровнем связки, необходимо поверхностную концентрацию вершин зерен k умножить на коэффициент R_{max}/b , где b – максимальная высота вершин зерен над уровнем связки круга, м. Тогда зависимость (2) примет вид

$$R_{max} = 3 \sqrt{\frac{V'_{дет} \cdot b}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (3)$$

С учетом приведенных в работе [3] соотношений $b = \bar{X} \cdot (1 - \varepsilon)$; $k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$ (где \bar{X} – зернистость круга, м; m – объемная концентрация зерен круга; $(1 - \varepsilon)$ – коэффициент, определяющий степень выступания зерен над уровнем связки, изменяется в пределах 0...1), зависимость (3) опишется

$$R_{max} = \bar{X} \cdot 3 \sqrt{\frac{100 \cdot \pi}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}}}. \quad (4)$$

Рассмотрим расчетную схему, учитывающую износ зерен круга. Для упрощения расчетов предположим, что режущие зерна в связки с их разновысотным выступанием над уровнем связки круга изношены на разную

величину (рис. 4). Наибольшую «площадку износа» длиной a имеет наиболее выступающее из связки зерно, а наименьшую – наименее выступающее из связки зерно, которое участвует в формировании шероховатости поверхности.

Условие для определения параметра шероховатости R_{max} :

$$2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{max} \cdot n + \sum a_s = B,$$

где $\sum a_s = \int_0^a a_s \cdot dn$ – сумма длин «площадок износа» всех работающих зерен;

a_s – текущее значение длины «площадки износа» зерна;

$dn = n \cdot f(a_s) \cdot da_s$; – плотность распределения длин «площадок износа» зерен a_s .

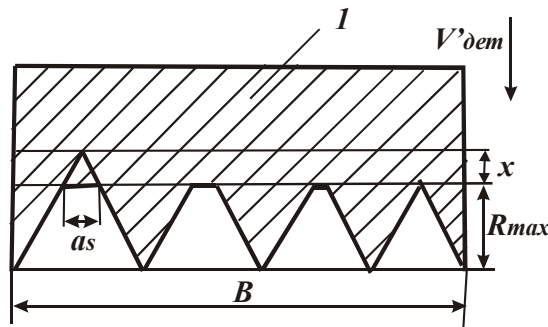


Рис. 4 – Схема образования шероховатости поверхности с учетом износа зерен круга:

1 – обрабатываемый материал

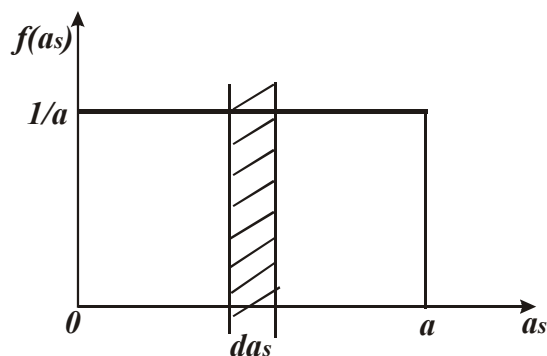
При равномерном законе распределения длин «площадок износа» зерен функция $f(a_s)=1/a$ (рис. 5), тогда $\sum a_s = \int_0^a a_s \cdot \frac{n}{a} da_s = 0,5 a \cdot n$. Количество зерен $n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau$, где $k = k_0 \cdot \frac{(x+R_{max})}{b}$; $k_0 = \frac{3 \cdot m \cdot (1-\varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$; x – величина линейного износа наиболее выступающего из связки зерна ($x = \Delta$). Условие для определения R_{max} с учетом $a = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot x$ опишется

$$R_{max}^2 + \frac{3 \cdot x}{2} \cdot R_{max} + \left(\frac{x^2}{2} - \frac{b}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k_0 \cdot V_{кр} \cdot \tau} \right) = 0 \quad (5)$$

В результате получено квадратное уравнение относительно неизвестной величины R_{max} . Его решение после преобразований:

$$\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} = \frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \tau} \quad (6)$$

Опытами, проведенными в течении 30 минут шлифования, установлено, что алмазный круг с притупленными режущими кромками обладает высокой размерной стойкостью. Это позволяет использовать его на чистовых операциях шлифования для обеспечения высоких показателей шероховатости и точности обработки, что открывает новые технологические возможности шлифования. По сути, одним алмазным кругом можно одновременно снимать относительно большие припуски с высокой производительностью и обеспечивать шероховатость поверхности на уровне операций чистовой обработки.

Рис. 5 – Вид функции $f(a_s)$

Первоначально проведем анализ шероховатости обработки при шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью $V'_{дет}$. С учетом $\tau = R_{max} / V'_{дет}$ и обозначения

$$\bar{R}_{max} = 3 \sqrt{\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}, \text{ имеем}$$

$$\left[\left(R_{max} + \frac{3 \cdot x}{4} \right)^2 - \frac{x^2}{16} \right] \cdot R_{max} = \bar{R}_{max}^3, \quad (7)$$

где \bar{R}_{max} – параметр шероховатости обработки (без учета износа зерен круга).

Из зависимости (7) следует уменьшение R_{max} с увеличением x . Расчетами установлено, например, что для $\bar{R}_{max} = 1$ мкм (т.е. $x = 0$) при $x = 4$ мкм параметр $R_{max} = 0,125$ мкм. Как видим, величина x оказывает существенное влияние на параметр R_{max} . Следовательно, за счет увеличения x можно добиться значительного уменьшения R_{max} , что имеет большое практическое значение.

Поскольку с увеличением x параметр R_{max} уменьшается и становится значительно меньше величины x , в левой части зависимости (6) можно пренебречь слагаемым R_{max} . Тогда зависимость упростится и примет вид:

$$R_{max} = \frac{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot x^2}. \quad (8)$$

Из зависимости (8) следует существенное влияние величины x на R_{max} .

При плоском шлифовании время формирования шероховатости поверхности $\tau = l / V_{дет}$, где l – длина отрезка на круге, определяющего параметр шероховатости R_{max} ; $l = 2 \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_{max}}$; $D_{кр}$ – диаметр круга, м; $V_{дет}$ – скорость детали, м/с. В результате получена упрощенная зависимость

$$R_{max} = \left(\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot \text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}} \right)^2 \cdot \frac{4}{x^4}. \quad (9)$$

При шлифовании алмазным кругом алмазного карандаша износ алмазных зерен круга может происходить без образования на них «площадок износа», то

есть режущая часть зерна будет сохранять свою начальную форму, например, форму конуса с углом при вершине 2γ [5]. В этом случае режущие зерна будут выступать над уровнем связки круга приблизительно на одну и ту же высоту. Расчет параметра шероховатости обработки R_{max} при шлифовании по первой схеме будет состоять в том, что в зависимости (2) поверхностную концентрацию зерен k необходимо умножить не на коэффициент R_{max}/b , а на коэффициент $(R_{max}+x)/b$, где x – величина линейного износа наиболее выступающего из связки зерна ($x = \Delta$). Тогда зависимость (2) примет вид

$$R_{max}^2 \cdot (R_{max} + x) = \frac{b \cdot V'_{дет}}{2tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}} \quad (10)$$

При $x = 0$ приходим к зависимости (2). При $x > R_{max}$ имеем:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{100\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V'_{дет}}{3 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot x}} = \sqrt{\frac{\bar{X}^3}{x}} \cdot R_{max} \quad (11)$$

Аналогично определим параметр R_{max} для плоского шлифования:

$$R_{max} = \frac{1}{2tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \tau} \quad (12)$$

Время формирования шероховатости поверхности τ выразим: $\tau = 2 \cdot \sqrt{D_{кр} \cdot R_{max}} / V_{дет}$, а поверхностную концентрацию зерен k умножим на коэффициент $(R_{max}+x)/b$. Тогда $R_{max}^{1,5} \cdot (R_{max} + x) = \frac{b \cdot V_{дет}}{4tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}}}$ или

$$R_{max} = \left(\frac{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет}}{6 \cdot tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{D_{кр}} \cdot x} \right)^{0,67} = \left(\frac{\bar{X}^{2,5}}{x} \right)^{0,67} \quad (13)$$

В отличие от аналогичной зависимости (9), в зависимость (13) величина x входит в значительно меньшей степени. Преобразуем зависимость (13) с учетом параметра \bar{R}_{max} , определяющего шероховатость обработки для случая $x = 0$:

Подставляя в зависимости (9) и (13) экспериментальные значения x и R_{max} , можно оценить, какая из двух вышерассмотренных расчетных схем более достоверно отражает закономерности формирования шероховатости поверхности и соответственно позволяет установить условия ее уменьшения.

Выводы. На основе разработанной математической модели определения шероховатости поверхности при алмазном шлифовании выявлены условия ее уменьшения, состоящие главным образом в увеличении величины линейного износа зерен до момента их объемного разрушения и последующего выпадения из связки круга. Показана возможность существенного уменьшения шероховатости поверхности за счет создания на алмазном круге плосковершинных зерен. Теоретические результаты соответствуют экспериментальным данным, что свидетельствует о достоверности

разработанной математической модели определения шероховатости поверхности при алмазном шлифовании.

Список литературы: 1. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 351 с. 2. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э.В. Рыжов. – К.: Наук. думка, 1984. – 272 с. 3. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. проф. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с. 4. Новиков Ф.В., Ткаченко В.П. Кинематика формообразования торцевой поверхности вращающегося кольца при шлифовании. – Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. – Труды 7-й Межд. научн.-техн. конф., 27-28 мая 2003 г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2003. – С. 29-33. 5. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

Надійшла до редколегії 29.10.2013р.

УДК 621.923

Определение шероховатости обработанной поверхности при шлифовании / Дитиненко С. А., Новиков Ф. В., Иванов И. Е. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 78–86. Бібліогр.: 5 назв.

Наведено математичну модель визначення шорсткості поверхні при алмазному шліфуванні й виявлені умови її зменшення, які полягають головним чином у збільшенні величини лінійного зношування зерен до моменту їхнього об'ємного руйнування й наступного випадіння зі зв'язки круга. Показано можливість істотного зменшення шорсткості поверхні за рахунок створення на алмазному крузі плосковершинних зерен, що відповідає експериментальним даним.

Ключові слова: шліфування, твердий сплав, алмазний круг, електроерозійна правка, режими шліфування, зношування зерна, математична модель, шорсткість поверхні.

A mathematical model for determining surface roughness in diamond grinding and identified the conditions for its reduction, consisting mainly to increase the magnitude of the linear wear of grains until they surround the destruction and subsequent loss of the bunch circle. The possibility of a substantial reduction of surface roughness by creating a diamond circle of flat beans, which corresponds to the experimental data.

Keywords: grinding, hard alloy, diamond wheel, electro-dressing, grinding modes, deterioration of grain, the mathematical model, the roughness of the surface.

УДК. 621.7.044

В. В. ДРАГОБЕЦКИЙ, докт. техн. наук, проф., КрНУ, Кременчуг;

Р. Г. ПУЗЫРЬ, канд. техн. наук, доц., КрНУ, Кременчуг;

Р. Г. АРГАТ, ст. преподаватель, КрНУ, Кременчуг.

ВЫБОР И ОБОСНОВАНИЕ МЕТОДОВ ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ ПРОЦЕССА ДЕФОРМИРОВАНИЯ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ЗАГОТОВОК

Показано, что методы теоретического исследования процессов обработки металлов давлением должны быть обоснованы с позиций ожидаемой точности получаемых результатов и физической сущности явлений, происходящих в очаге деформации, которые возникают в зависимости от способа приложения усилий, геометрии инструмента и заготовки, свойств деформируемого металла, условий трения между контактирующими поверхностями. Сложность математических моделей, реализация алгоритма и в конечном итоге адекватность решения зависит от принятых упрощений и схематизации процессов деформирования.

Ключевые слова: заготовка, деформация, профилирование, обод.

Введение. Изучение распределения напряжений, деформаций и перемещений от заданной нагрузки в любой момент нагружения, определение границы между упругой и пластической зонами, определение остаточных напряжений и деформаций при частичном и полном снятии нагрузки при деформировании цилиндрических заготовок для ободьев колес является частной задачей математической теории пластичности и для ее решения необходимо привлекать весь комплекс накопленных знаний в области обработки металлов давлением и теории оболочек.

Анализ последних исследований и литературы. Работы, которые посвящены вопросам определения напряженно-деформированного состояния участков заготовки в процессе радиально-ротационного профилирования в общем случае позволяют судить о степени изученности данного вопроса, поэтому представляют большой интерес и дальнейшие исследования невозможны без учета результатов этих исследований.

В работах [1, 2] представлен подход для определения величины нормальных напряжений, действующих в очаге деформации, основанный на решении уравнений равновесия для осесимметричного деформирования. Здесь, до формулирования принимаемых допущений проводится анализ схем напряжений и деформаций при радиально-ротационном профилировании и принимается осесимметричная схематизация очага деформации, решения получатся непосредственным интегрированием уравнений равновесия и имеют вид

$$\sigma_m = \frac{2f\beta\sigma_s R_e l_i}{(R_e - t_i)(R_n + R_e)}, \quad (1)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\beta\sigma_s (R_e - 2t_i)}{(R_e - t_i)}, \quad (2)$$

1) для зоны растяжения,

$$\sigma_m = \frac{2f\beta\sigma_s l_i}{R_n + R_e + 2fl_i}, \quad (3)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_m - \beta\sigma_s, \quad (4)$$

2) для зоны сжатия;

где σ_s – напряжение текучести;

$f = 0,3$ – коэффициент контактного трения;

β – коэффициент, учитывающий влияние среднего главного напряжения;

R_e, R_n – внутренний и наружный радиусы полуфабриката;

$t_i \approx t_3$ – текущая толщина стенки;

l_i – текущая длина элемента полки.

В работе [3] и аналогичных исследованиях [4] произведен обширный анализ процесса радиально-ротационного профилирования и показано, что методы получения ободьев колес из цилиндрической обечайки не имеют аналогов в обработке металлов давлением, потому что они включают одновременную изменчивость операций в одном переходе, аналогичных изгибу листа, вытяжке с утонением, обкатке (прокатке) отдельных элементов,

отбортовке и т.д. Причем на разных стадиях процесса комбинации от различных воздействий на деформируемую заготовку изменяются. Делается вывод, что при решении задачи напряженно-деформированного состояния при радиально-ротационном профилировании необходимо учитывать многовариантность комбинаций действия инструмента на заготовку. Однако, указывается, что в наиболее общем случае процесс деформации тонкой цилиндрической оболочки, находящейся под действием нагрузки, отличной от симметричной и обратно симметричной, можно рассчитать, используя уравнения равновесия в форме

$$\begin{aligned} \frac{d}{d\alpha}(RN_1) - N_2 \frac{dR}{d\alpha} + Rk_1Q_1 \pm \mu pR &= 0, \\ pR - (k_1N_1 + k_2N_2)R + \frac{d}{d\alpha}(RQ_1) &= 0, \\ -\frac{d}{d\alpha}(RM_1) + M_2 \frac{dR}{d\alpha} + RQ_1 &= 0, \end{aligned} \quad (5)$$

где α – линейная координата;

p – внешняя распределенная нагрузка;

$$k_1 = -\frac{d^2R}{dz^2} \left[1 + \left(\frac{dR}{dz} \right)^2 \right]^{-3/2}, \quad k_2 = R \left[1 + \left(\frac{dR}{dz} \right)^2 \right]^{-1/2}$$

– главные значения кривизны срединной поверхности в меридиональном и широтном сечениях соответственно;

μ – коэффициент трения;

N_1, N_2, M_1, M_2, Q_1 – внутренние силы и моменты, отнесенные к единице длины.

Данные уравнения равновесия представляют собой упрощенный вариант уравнений равновесия моментной теории оболочек вращения при осесимметричном деформировании, так как отсутствуют члены, содержащие производные по одной из координат. Решения получаются путем приравнивания нулю моментов M_1 и M_2 , а также внутреннего усилия Q_1 с использованием уравнения пластичности Треска-Сен-Венана и вычисления напряжений по внутренним усилиям. При этом производится анализ напряженно-деформированного состояния на каждом из участков с целью применения одного из видов условий перехода заготовки в пластическое состояние ($\sigma_\theta = -\sigma_s$ или $\sigma_\theta - \sigma_m = \sigma_s$). Формулы для определения нормальных напряжений имеют вид:

1) для операций формирования цилиндрического участка

$$\sigma_m = \mp \left(\sigma_s - \frac{l}{C_1 r} \right), \quad (6)$$

$$\sigma_t = \mp \sigma_s,$$

$$\frac{P}{S} = \mp \left[\sigma_t \left(\frac{l}{R_m} + \frac{l}{R_t} \right) - \frac{l}{R_m C_l r} \right], \quad (7)$$

2) для операций профилирования бортов

$$\sigma_m = \pm (C_2 - \sigma_s \ln r), \quad (8)$$

$$\sigma_t = \mp (\sigma_s - C_2 + \sigma_s \ln r), \quad (9)$$

$$\frac{P}{S} = \mp \left[\frac{\sigma_s}{R_t} - (C_2 - \sigma_s \ln r) \left(\frac{l}{R_m} + \frac{l}{R_t} \right) \right], \quad (10)$$

где C_1 и C_2 – произвольные постоянные.

В работах [5, 6] показано, что участки профилируемой заготовки пластически деформируются в условиях плоской деформации и осесимметричного напряженного состояния. Приводится схема решения с помощью метода гармонических функций, где для распределения нормальных и касательных напряжений в очаге деформации получены следующие решения

$$\begin{aligned} \sigma_x = \sigma_m &= C_\sigma \exp \theta' \cdot \cos A\Phi + \sigma_0 + f(y) + C, \\ \sigma_y = \sigma_\theta &= -C_\sigma \exp \theta' \cdot \cos A\Phi + \sigma_0 + f(x) + C, \\ \tau_{xy} &= H_\sigma \cdot \exp \theta' \cdot \sin A\Phi, \end{aligned} \quad (11)$$

где $A\Phi$ – гармонические функции, определяемые решением задачи;

θ' – гармонические функции, определяемые решением задачи и удовлетворяющие уравнению Лапласа;

C_σ – постоянная, определяющая напряженное состояние среды;

σ_0 – среднее напряжение; $f(x), f(y)$,

C – переменные и постоянная интегрирования.

Данные решения удовлетворяют системе уравнений равновесия, пластичности, неразрывности скоростей деформаций и связи скоростей деформаций с напряжениями. Математически показано, что решение задачи определения напряжений в очаге деформации при профилировании ободьев колес существует.

Компоненты деформаций предложено находить из зависимости между разностями главных напряжений и деформаций, вытекающих из подобия кругов Мора.

Из представленного обзора по аналитическому определению поля напряжений и деформаций при радиально-ротационном профилировании ободьев колес следует, что по данному вопросу имеется небольшое количество исследований, в основном направленных на решение уравнений равновесия участка заготовки совместно с условием пластичности и неразрывности деформаций. Напряженное состояние принимается плоским с осевой симметрией, что значительно упрощает математические трудности

интегрирования уравнений равновесия и обеспечивает достаточно точное и простое решение. Но в тоже время, в действительности, процесс деформирования заготовки обода колеса представляет собой вариант локального нагружения в каждый последующий момент времени участка (2–4% боковой поверхности) замкнутой оболочки вращения и для более точного описания напряженно-деформированного состояния в процессе деформации необходимо учитывать изгибающие моменты, возникающие в местах приложения усилий, что невозможно без привлечения математического аппарата теории оболочек вращения. Это уточнит полученные ранее решения и позволит более широко раскрыть суть явлений, происходящих в очаге деформации и за его пределами. В то же время следует обратить внимание и на более простые варианты теорий, таких как теория деформирования балок и безмоментная теория оболочек вращения, с помощью которых возможно получение упрощенных вариантов решения поставленной задачи.

Цель исследований, постановка проблемы. Целью данных исследований является приближение теоретического анализа к физической сущности явлений при радиально-ротационном профилировании замкнутых оболочек вращения на основе всестороннего анализа процесса с учетом основных технологических и геометрических факторов.

Материалы исследований. Так как заготовка для обода колеса представляет собой оболочку вращения: на первом переходе профилирования – цилиндрическая без предварительной осадки и коническая после осадки (раздачи); на втором и последующих переходах – ступенчатая, сочетающая в себе различные поверхности вращения (полуконус, усеченный конус, цилиндр), то теоретический анализ деформирования заготовки на первый взгляд, как показано выше, можно проводить с привлечением математического аппарата осесимметричного деформирования тонколистовых заготовок. Но, с другой стороны, это оболочка вращения, которая испытывает при деформировании не только деформации растяжения и сжатия, но и изгибающие моменты, сдвигающие и перерезывающие усилия. Поведение геометрически схожих тел под действием различного вида нагружения подробно рассматривается теорией оболочек вращения, допущения и гипотезы которой используются в приведенных выше исследованиях, что является весьма важным результатом. Но в то же время, приведенные выше методы не в полной мере учитывают условий деформирования и физической сущности явлений, происходящих в очаге деформации и за его пределами.

Например, исходя из зависимостей (1–4) следует, что тангенциальные и меридиональные напряжения равны по окружному сечению заготовки в любой ее точке и все ее сечение переходит в пластическое состояние. Но на самом деле, заготовка испытывает пластическое формоизменение только в зоне приложения нагрузки, а остальная часть, по-видимому, деформируется упруго. Об этом можно судить из схемы нагружения заготовки обода колеса, приведенной на рис.

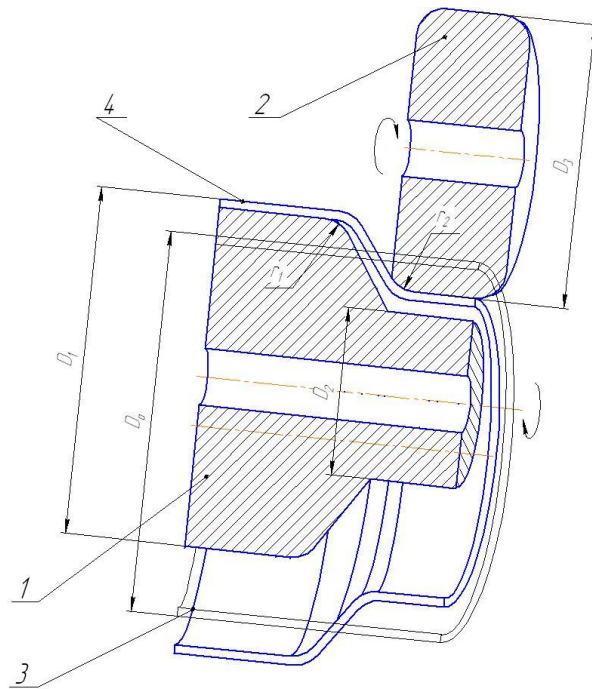


Рис. – Схема радиально-ротационного профилирования обода колеса: 1–внутренний ролик; 2–наружный ролик; 3–заготовка; 4–полуфабрикат.

Результаты исследований. Анализируя рисунок 1, можно сделать вывод, что все элементы полуфабриката испытывают пластические деформации (зона полок – деформации растяжения в тангенциальном и меридиональном направлении, зона ручья – сжатие в тангенциальном и растяжение в меридиональном направлении, в переходных зонах к перечисленным напряжениям добавляется изгиб), но только в месте их контакта с инструментом, а остальная часть заготовки, которая не контактирует с инструментом находится, по-видимому, в условиях упругой деформации. Тогда, если использовать допущение о плоском напряженном состоянии, в очаге деформации необходимо отказаться от осесимметричности нагружения, что влечет за собой усложнение дифференциальных уравнений равновесия из-за учета напряжений сдвига, которые появляются вследствие несимметричности и необходимости интегрирования по двум переменным.

В процессе деформации на начальной цилиндрической заготовке обода колеса формируются различные поверхности вращения, которые повторяют профиль инструмента. Для более точной оценки распределения напряжений и деформаций целесообразно полуфабрикат разделить на простые геометрические фигуры, из которых он состоит, а отброшенные части заменить на расчетной семе реактивными силами. Поэтому уравнения равновесия для каждого участка заготовки будут различными, в зависимости от формы образующейся поверхности.

Так, например, для цилиндрического участка заготовки, учитывая, что $\frac{1}{R_1} = 0$, $\frac{1}{R_2} = \frac{1}{r}$, $A_1=r$ и $A_2=r$ уравнения равновесия будут иметь вид [7]

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial N_1}{\partial \xi} + \frac{\partial S_2}{\partial \varphi} + r q_1 &= 0; \\ \frac{\partial S_1}{\partial \xi} + \frac{\partial N_2}{\partial \varphi} + \frac{1}{r} \left(\frac{\partial H_1}{\partial \xi} + \frac{\partial M_2}{\partial \varphi} \right) + r q_2 &= 0; \\ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial M_1}{\partial \xi} + \frac{\partial H_2}{\partial \varphi} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \varphi} \left(\frac{\partial H_1}{\partial \xi} + \frac{\partial M_2}{\partial \varphi} \right) - N_2 + r q_n &= 0. \end{aligned} \right\}, \quad (11)$$

где $\xi = \frac{x}{r}$, $\varphi = \frac{y}{r}$ – безразмерные координаты.

Но и в этом случае получить замкнутое аналитическое решение в случае локального нагружения довольно затруднительно, поэтому дальнейшее упрощение уравнений равновесия проводили с помощью полубезмоментной теории В.З. Власова [8].

Стремление к упрощению моментной теории цилиндрических оболочек и незначительность в некоторых случаях моментов M_1 , и H_1 , H_2 , а следовательно, и незначительность Q_1 привели В.З. Власова к созданию так называемой полубезмоментной теории цилиндрических оболочек. В этой теории, кроме общих гипотез технической теории оболочек Кирхгофа–Лява, введены дополнительные допущения, которые поясняются В.В. Новожиловым [9], следующим образом. В достаточно длинной цилиндрической оболочке все функции, описывающие напряженно-деформированное состояние, изменяются вдоль образующей цилиндрической поверхности значительно более плавно, чем в направлении направляющей. Вследствие этого производные $\frac{\partial^2 Q}{\partial^2 \xi}$ намного меньше, чем $\frac{\partial^2 Q}{\partial^2 \varphi}$, и, таким образом, первыми можно пренебречь по сравнению со вторыми.

Уравнения равновесия с учетом приведенных допущений будут иметь следующий вид [8] (при этом учитывается однородность системы)

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial N_1}{\partial \xi} + \frac{\partial S}{\partial \varphi} &= 0; \\ \frac{\partial S}{\partial \xi} + \frac{\partial N_2}{\partial \varphi} + \frac{1}{r} \frac{\partial M_2}{\partial \varphi} &= 0; \\ \frac{1}{r} \frac{\partial^2 M_2}{\partial \varphi^2} - N_2 &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Если выразить усилия через параметры деформации и в полученных формулах последние заменить соответствующими выражениями через составляющие перемещения, то можно прийти к разрешающей системе уравнений полубезмоментной теории оболочек.

Выводы. Так как заготовки для ободьев колес представляют собой цилиндрические оболочки средней длины и в процессе их деформации образуются цилиндрические поверхности, то к анализу напряженно-деформированного состояния в условиях локального деформирования

целесообразным является применение данных статико-геометрических уравнений на цилиндрических участках. На участках конических и торовых поверхностей будем пользоваться уравнениями равновесия для соответствующих тел вращения, заменяя реальную картину деформирования расчетными схемами и прикладывая к элементам заготовки усилия и моменты отброшенной части полуфабриката.

Список литературы. 1. *Потекушин Н.В.* Исследование напряжений при радиальном профилировании заготовок на первых переходах / *Н.В. Потекушин, Э.З. Сайфулин.* – В кн.: Обработка металлов давлением. Свердловск, УПИ.– 1974. – вып. 2. – С. 111–114. 2. *Потекушин Н.В.* Листовая штамповка / *Н.В. Потекушин.* – Челябинск, 1977. – 60 с. 3. *Коноваленко А.Д.* Исследование усилий при изготовлении широкопрофильных ободьев колес / *А.Д. Коноваленко* // Математичні проблеми технічної механіки: Тез. допов. другої Всеукраїн. наук. конф. – Дніпродзержинськ: ДДТУ, 2002. – С.70. 4. *Драгобецкий В.В.* Учет влияния изменения толщины листовой заготовки в процессе деформирования / *В.В. Драгобецкий., А.А. Зюков, А.Д. Коноваленко* // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету: Наукові праці КДПУ. – Кременчук: КДПУ, 2005 – Вип. 2 (31) С. 61–62. 5. *Чигиринский В.В.* Современное производство колес автотранспортных средств и сельскохозяйственной техники: [Монография] / *В.В. Чигиринский, В.Л. Мазур, С.В. Беликов и др.* – Днепропетровск: РИА «Днепр-VAL», 2010. – 309 с. 6. *Чигиринский В.В.* Производство высокоэффективного проката: [Монография] / *В.В. Чигиринский, В.Л. Мазур, Г.В. Бергеман и др.* – Днепропетровск: РИА «Днепр-VAL», 2006. – 262 с. 7. *Филин А.П.* Элементы теории оболочек / *А.П. Филин.* – Л.: Стройиздат, Ленингр. отд-ние, 1975. – 256 с. 8. *Власов В.З.* Избранные труды. Т.1 / *В.З. Власов.* – М.: Изд-во АН СССР, 1962. – 528 с. 9. *Новожилов В.В.* Теория тонких оболочек / *В.В. Новожилов.* – Л.: Судпромгиз, 1951. – 344 с.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК 621.7.044

Выбор и обоснование методов теоретических исследований процесса деформирования осесимметричных заготовок / Драгобецкий В. В., Пузырь Р. Г., Аргат Р. Г. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 86–93. Бібліогр.: Бібліогр.: 9 назв.

Показано, що методи теоретичного дослідження процесів обробки металів тиском повинні бути обґрунтовані з позицій очікуваної точності одержуваних результатів і фізичної суті явищ, що відбуваються в осередку деформації, які виникають в залежності від способу докладання зусиль, геометрії інструменту та заготовки, властивостей деформованого металу, умов тертя між контактуючими поверхнями. Складність математичних моделей, реалізація алгоритму і в підсумку адекватність рішення залежить від прийнятих спрощень і схематизації про процесів деформування.

Ключові слова : заготовка, деформація, профілювання, обід.

It is shown that the methods of theoretical study of metal forming processes must be justified from the standpoint of the expected accuracy of the obtained results and the physical nature of the phenomena occurring in the deformation zone, which arise depending on the method of focus, the geometry of the tool and the workpiece, the properties of deformed metal, conditions of friction between the contacting surfaces. The complexity of the mathematical models and the implementation of the algorithm in the final- result, the adequacy of the solutions depends on the adoption of a simplified and schematic processes of deformation.

Keywords: blank, deformation, forming, rim.

УДК 621.773

В.О. ЄВСТРАТОВ, докт. техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»;**В.М. ЛЕВЧЕНКО**, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПІ».**ОЦІНКА СИЛОВОГО РЕЖИМУ ШТАМПУВАННЯ
У ЗАКРИТОМУ ШТАМПІ ДЕТАЛЕЙ ТИПУ ФЛАНЦІВ**

Стаття присвячена оцінюванню силового режиму штампування у закритому штампі деталей типу фланців. Прийняті в роботі припущення достатньо грубі, але навіть вони дозволяють оцінити вплив таких важливих параметрів, як D_{ϕ}/D , h/D та α . Для аналізу силового режиму використаний енергетичний метод.

Ключові слова: штампування, закритий рівчак, відкритий рівчак, грат, задирка, стійкість штампа, поле швидкостей, зусилля штампування

Вступ. Деталі типу фланців (рис. 1) широко розповсюджені у промисловості. Штампування цих деталей у відкритих рівчачках (штампах) пов'язане із зайвою витратою металу на грат, збільшенням габаритних розмірів штампів і через це із значною перевитратою штампової сталі.

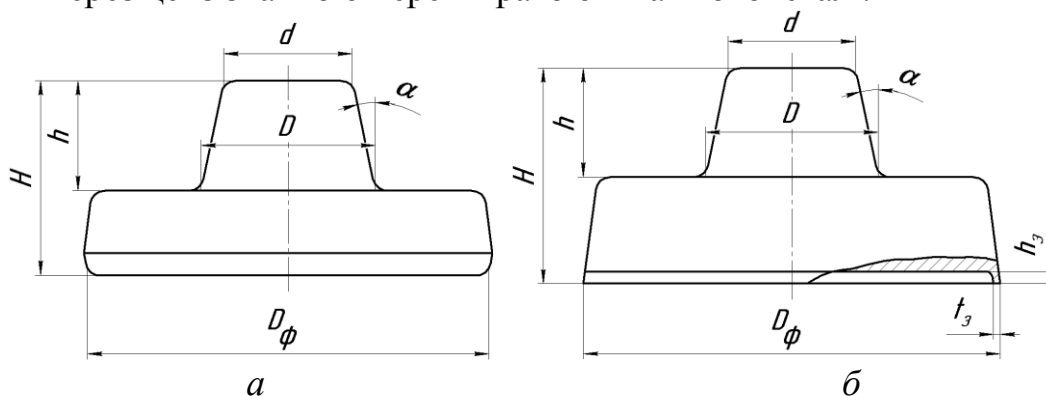


Рис. 1 – Загальний вид штампованки типу фланця: *a* – після штампування у відкритому рівчачку; *б* – після штампування у закритому рівчачку

Рішення проблеми. У сучасній довідковій літературі і підручниках зусилля штампування (або маса упадних частин) у відкритих штампах для деталей типу фланців визначається лише за діаметром D_{ϕ} і не враховує ані висоти фланця h_{ϕ} , ані таких важливих параметрів, як D_{ϕ}/D та h/D [1]. Позначення наведені на рис. 1.

Виробничий досвід і аналіз процесів штампування деталей типу фланців у відкритих штампах показує, що при значній питомій висоті h/D , великому куті α та параметра D_{ϕ}/D заповнення виступу B відбувається з великими труднощами і часто має місце незаповнення верхньої частини штампованки. Через це для заповнення верхньої порожнини доводиться зменшувати товщину грату, що призводить до збільшення тиску на місток і передчасне зношення рівчачка та містка. Проте ця обставина залишилась далеко поза увагою вчених, які досліджували процеси штампування згаданих деталей.

Виготовлення таких штампованок в закритому штампі дозволяє значно скоротити розміри штампа, ліквідувати грат (тобто скоротити витрати металу

для отримання штампованки фланця), збільшити стійкість штампа, збільшити продуктивність праці (не тільки за рахунок ліквідації операції обрізування грату, але й за рахунок зменшення кількості ударів при штампуванні на молоті). Це, начебто, суперечить відомим фактам штампування у закритих штампах. Проте, в роботі [2] доведено, що в закритих штампах можливо виготовляти осесиметричні деталі на будь-якому виді обладнання, а уява про те, що стійкість закритого штампа набагато нижча – це ніщо інше, як забобон, який виник через те, що штампування у закритому штампі ототожнюють із штампуванням у відкритому штампі.

Обмежене використання закритих штампів для виготовлення деталей типу фланців обумовлене, по-перше, згаданими забобонами, які пов'язані з хибними уявленнями про стадії штампування в закритих штампах, а також тим, що для розрахунків силового режиму досі все ще відсутні теоретичні підходи. Наприклад, в роботі [1] рекомендується масу упадних частин штампувального молота для штампування у закритому штампі брати на (20...25)% меншим, ніж у відкритому. Проте, при цьому ніяк не враховують вплив таких важливих параметрів, як D_{ϕ}/D та h/D .

Вихідні положення пропонованого рішення. Робота, що запропонована читачеві, має на меті накреслити теоретичні підходи до розв'язання цієї важливої задачі. Заголовок статті свідчить, що вона призначена саме оцінці, а не визначенню силового режиму деформації. Оцінка означає, що припущення, які прийняти для аналізу силового режиму штампування у закритому штампі, досить грубі і можуть вплинути на точність рішення. Проте запропонований підхід і висновки дають можливість оцінити вплив таких важливих параметрів, як D_{ϕ}/D та h/D .

Для аналізу в роботі прийняті такі припущення: 1) заповнення верхньої частини B здійснюється за рахунок осаджування фланця і стискання металу в радіальному напрямі в конічній частині (кут α); 2) радіусами r_{ϕ} , R_{ϕ} та r_{ϵ} можемо знехтувати через те, що вони малі по відношенню до D_{ϕ} та d_{ϵ} ; 3) стоншенням задирки Z в процесі її утворення також нехтуємо; 4) заповнення верхньої частини B , фланця і задирки йде по різному, залежно від параметрів D_{ϕ}/D , h/D та товщини задирки D_{ϕ}/D , h/D .

Аналіз отриманих результатів. Таким чином, аналіз силового режиму штампування у закритому штампі зводиться до задачі формозміни заготованки з двома напрямками течії металу.

Отже, детально розглянемо спочатку формозміну заготованки у порожнині B , а після цього – формозміну фланця і утворення задирки t_3 .

Для аналізу використаємо енергетичний метод. Алгоритм цього методу детально описаний в роботах [3-5].

Розглянемо рис. 2, де показаний етап штампування, який відбувається по схемі з двома ступенями свободи течії металу при заповненні конічної порожнини B та осаджування фланцевої частини Φ . Для аналізу силового режиму на цій стадії побудуємо поля швидкостей. Для будь-якої точки M в конічній частині маємо:

$$v_{rM}(r, z) = -v_0 \cdot \frac{R_p^2 \cdot \operatorname{tg} \alpha}{(0,5 \cdot D - z \cdot \operatorname{tg}(\alpha))^3} \cdot r;$$

$$v_{zM}(z) = v_0 \cdot \frac{R_p^2}{(0,5 \cdot D - z \cdot \operatorname{tg}(\alpha))^2}.$$
(1)

Тут позначення відповідають позначенням на рис. 2.

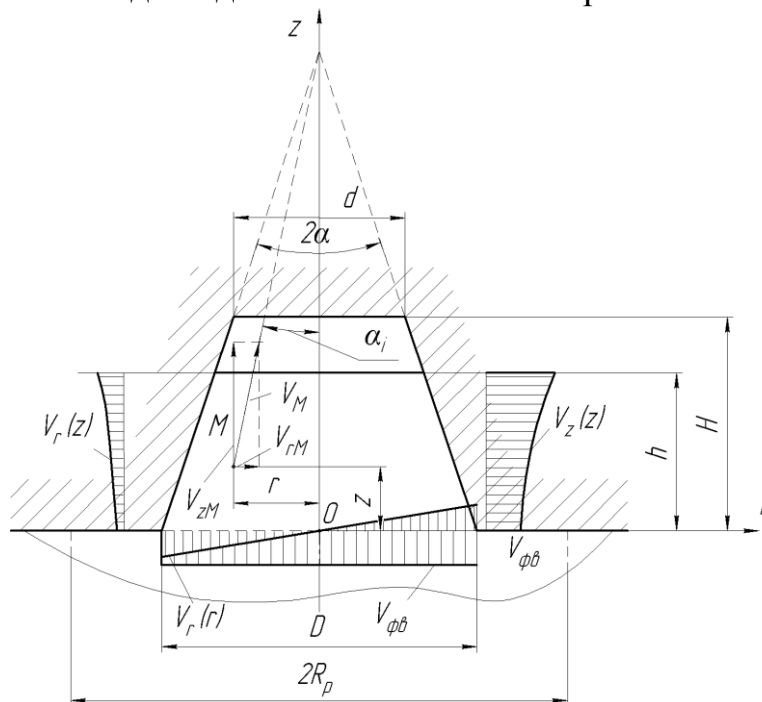


Рис. 2 – Поле швидкостей для верхньої частини B

Приймаємо, що на вході у конічну порожнину B маємо швидкість $v_z = v_{\phi\theta}$. Останню компоненту вважаємо заданою (її ми визначимо, коли розглядатимемо деформацію фланця Φ). Для побудови поля швидкостей на рис. 2 використано локальну циліндричну координатну систему, початок якої лежить на межі верхньої частини B і фланця Φ .

Маючи поле швидкостей (1), користуємось рівняннями Коші і визначаємо компоненти швидкостей деформації $\xi_r, \xi_\theta, \xi_z, \xi_{rz}$, а по цих компонентах розраховуємо інтенсивність швидкостей деформації ξ_i , як це рекомендовано в роботах [3-5].

Визначивши потужність деформації, яка необхідна для будь-якої стадії заповнення порожнини і утворення виступу [3-5], можна розрахувати зусилля, яке необхідне для цього.

На рис. 3 показані етапи заповнення фланцю заготовки, виступу та задирки.

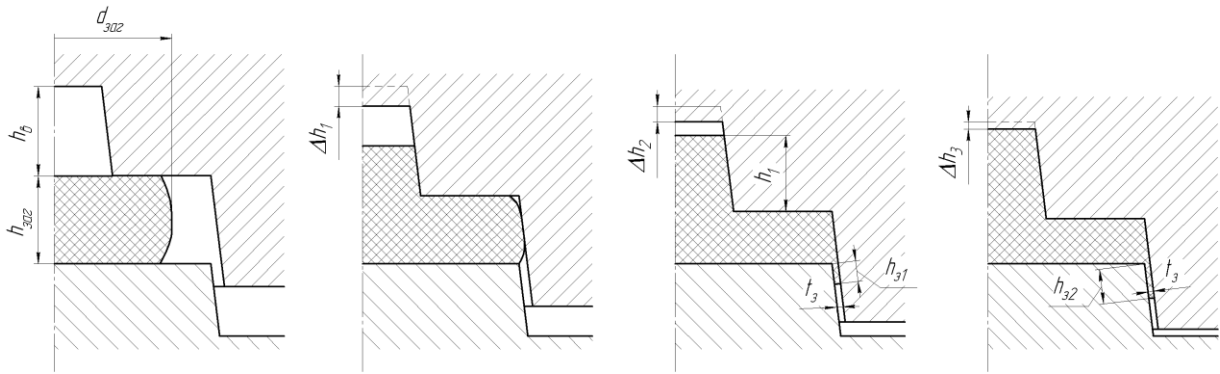


Рис. 3 – Етапи заповнення рівчачка і утворення задирки

З цього рисунка витікає, що на етапі заповнення рівчачка і утворення задирки маємо типову задачу з двома ступенями течії металу. Аналіз цієї задачі може бути представлений як комбінація прямого і зворотного видавлювання. Для цієї задачі В.М. Левченко розбив заготованку на зони, скористувавшись рекомендаціями роботи [6], побудував поля швидкостей, розрахував положення поверхонь розділу течії, визначив зусилля деформації.

Таким чином, в роботі побудовані графіки залежності зусиль деформації для кожного з етапів заповнення рівчачка (рис. 4–6) і виконана оцінка силового режиму штампування в закритому штампі деталі типу фланця.

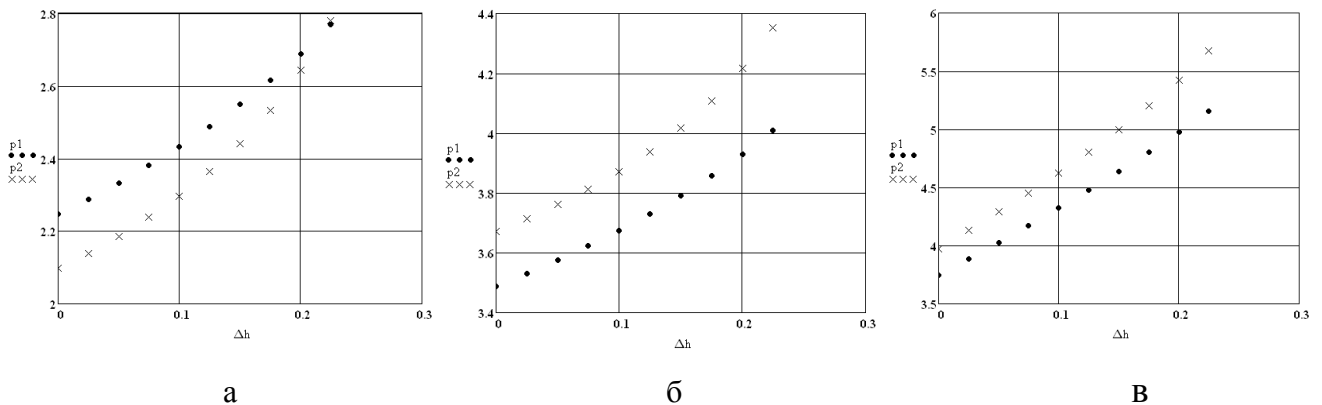


Рис. 4 – Графіки залежностей зусиль деформації: а – на етапі заповнення конічної порожнини; б – на етапі утворення задирки; в – на етапі штампування.

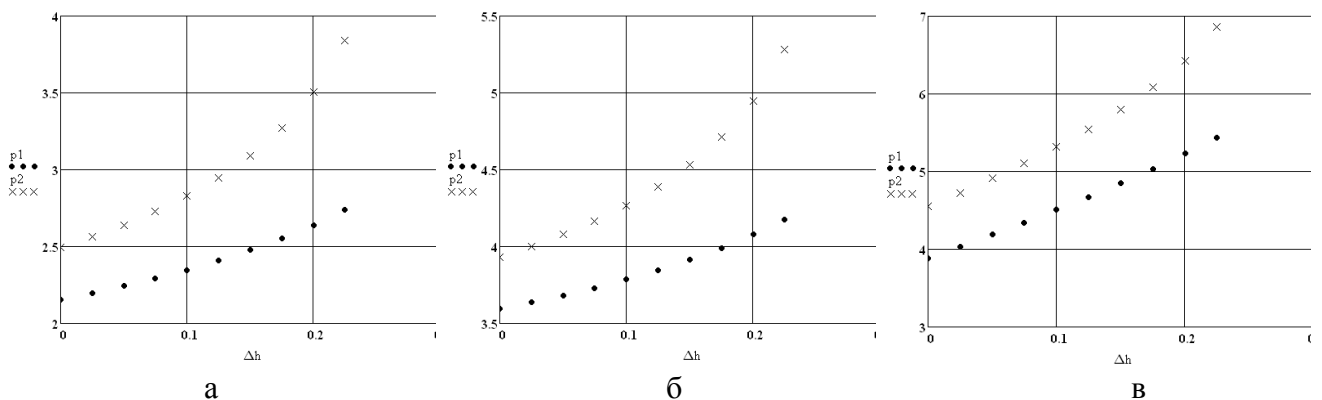


Рис. 5 – Графіки залежностей зусиль деформації: а – на етапі заповнення конічної порожнини; б – на етапі утворення задирки; в – на етапі штампування:

- – для $D_f/D=1,75$; × – для $D_f/D=2,25$ (при $h/D=1$)
- – для $h/D=1$; × – для $h/D=2$ (при $D_f/D=2$)

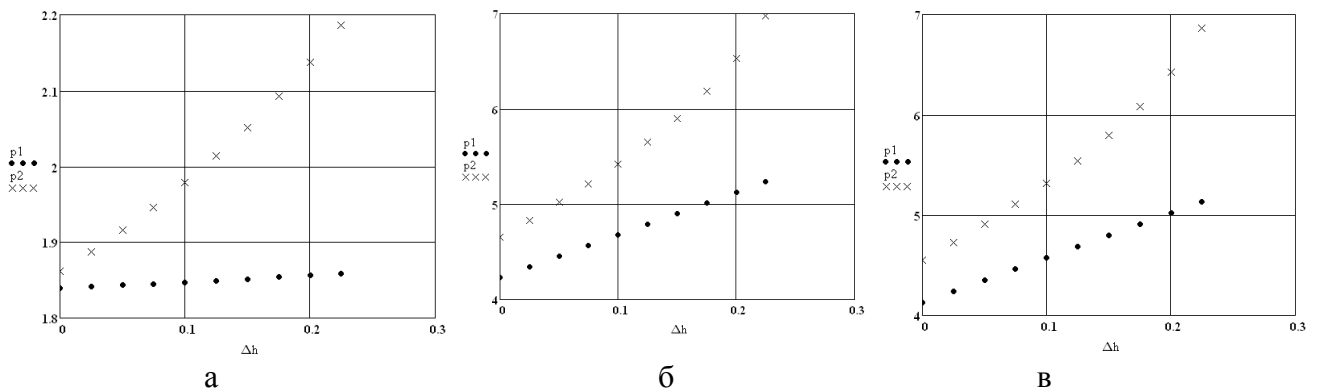


Рис. 6 – Графіки залежностей зусиль деформації: *а* – на етапі заповнення конічної порожнини *В*; *б* – на етапі утворення задирки; *в* – на етапі штампування:
 ● – для $\alpha=1$; × – для $\alpha=7^\circ$ (при $D_\phi/D=2$ та $h/D=2$)

Опис отриманих результатів. Таким чином, аналіз процесу формоутворення при штампуванні у закритому штампі дав змогу показати (див. рис. 4...6), що параметри D_ϕ/D та h/D суттєво впливають на силовий режим штампування: із збільшенням параметрів D_ϕ/D та h/D зусилля штампування значно збільшується. Для високих і тонких виступів заповнення рівчака суттєво утруднюється, що показано на рис. 5. Кут нахилу α також суттєво впливає на зусилля деформації (рис. 6).

Отже маючи математичну модель процесу формоутворення деталей типу фланців у закритому штампі, можна оцінити зусилля деформації для будь-яких розмірів штампованки. Важливо підкреслити, що навіть у такій спрощеній постановці задачі, є можливість оцінити зусилля деформації на науковій основі, а не користуватись рекомендаціями довідників, в яких наведені лише формули для визначення зусилля видавлювання, або маси упадних частин штампування у закритому штампі.

Висновки. 1. Для визначення маси упадних частин штампувального молота, а також зусилля преса, які необхідні для виготовлення деталей типу фланців у відкритому і закритому штампі, формули та рекомендації, що наведені у довідковій літературі та підручниках, не враховують таких важливих параметрів, як D_ϕ/D , h/D та α .

2. У представленій статті зроблена спроба оцінити силовий режим штампування у закритому штампі деталей типу фланців. Показано, що заповнення конічної порожнини штампа дуже утруднюється із збільшенням параметрів D_ϕ/D , h/D та α .

3. Запропонована у статті методика дозволяє навіть у такій спрощеній постановці задачі оцінити зусилля деформації на науковій основі.

Список літератури: 1. Ковка и штамповка. Справочник в 4-х томах. Том 2. Горячая объемная штамповка. Под ред. Е.И. Семенова. – М.: Машиностроение, 1986. – 592. 2. Євстратов В.О. Шляхи використання закритих штампів для виготовлення штампованок несиметричної форми гарячим штампуванням // Обработка металлов давлением, Краматорськ, ДДМА, 2012, №1 (30) С. 123-126. 3. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. Изд. 4. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с. 4. Євстратов В.А. Теория обработки металлов давлением. – Харьков: Вища школа, 1981. – 248 с. 5. Євстратов В.О., Левченко В.М. Теорія пластичної деформації. Збірник задач і вправ. – Харків: ДП УкрНДІМет-СЕРТ, 2007. – 157 с. 6. Автоматизация проектирования процессов холодной объемной штамповки и создание систем автоматизированного производства: Учеб. пособие для слушателей заочных курсов повышения квалификации ИТР по технологии и оборудованию

холодной листовой штамповки / Е.Н. Ланской, В.В. Евстифеев, В.В. Грязнов. – М.: Машиностроение, 1988. – 68 с.

Надійшла до редколегії 29.10.2013

УДК 621.773

Оцінка силового режиму штампування у закритому штампі деталей типу фланців / Євстратов В.О., Левченко В.М. // Вісник НТУ «ХПИ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПИ». – 2013. – 43 (1016). – С. 94-99. Бібліогр.: 6 назв.

Статья посвящена оценке силового режима штампования в закрытом штампе деталей типа фланцев. Принятые в работе упрощения достаточно грубые, однако даже они позволяют оценить влияние таких важных параметров, как D_f/D , h/D и α . Для анализа силового режима использован энергетический метод.

Ключевые слова: штамповка, закрытый ручей, открытый ручей, облой, заусенец, стойкость штампа, поле скоростей, усилие штамповки.

The article is devoted to estimation of power regime of die forging details of burr type in closed impression. Assumed in these work permissions are sufficiently coarse, but even they gives us possibility to estimate the influence of such significant parameters as D_f/D , h/D and α . The analysis is carried out by energetic method.

Keywords: die forging, closed impression, open impression, flash, burr, tool life, velocity field, die forging force.

УДК 621.742.4

Н. С. ЕВТУШЕНКО, ст.преподаватель, НТУ «ХПИ»

ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ РЕГЕНЕРИРУЕМЫХ ПЕСКОВ

В статье исследованы физико-механические свойства регенерируемых песков для приготовления холодно-твердеющих смесей на смолах с олигофурфурилоксисилаксановым связующим (ОФОС) для изготовления качественных отливок из черных и цветных сплавов.

Ключевые слова: формовочные пески, связующее, олигофурфурилоксисилаксаны, регенерация, рентгенографический фазовый анализ.

Введение. Одним из главных условий получения высококачественных отливок является использование качественных формовочных и стержневых смесей. Поскольку смеси оказывают сложное и многообразное на весь технологический процесс производства отливок, они должны обладать многими свойствами. Благодаря своим технологическим преимуществам процесс использования холодно-твердеющих смесей (ХТС) на смолах широко применяется в литейном производстве, однако одним из существенных сдерживающих факторов является высокая стоимость смеси. Обычно она складывается из стоимости кварцевого песка, связующего и отвердителя. При этом наиболее дорогими являются химические составляющие смеси: связующее и отвердитель. На их долю приходится 60...65% стоимости формовочной смеси при использовании свежего кварцевого песка [1]. Уменьшение себестоимости смеси возможно за счет снижения содержания связующего до минимума, необходимого для достижения смесью необходимых прочностных характеристик. Уменьшение количества связующего так же положительно сказывается и на экологической обстановке литейного участка.

Анализ последних исследований и литературы. Расход связующего напрямую связано с качеством применяемого песка. Наиболее оптимальным является использование мытого и классифицированного песка, с содержанием глинистой составляющей не более 0,5%, и основной фракцией песка 0,2...0,315. Согласно многочисленным рекомендациям, при работе с химически твердеющими формовочными смесями содержание глинистой составляющей не должно превышать 0,5% [2, 3]. Авторы [4] подчеркивают, что количество глинистых частиц в песках, предназначенных для химически твердеющих стержневых смесей, не должно превышать 0,2-0,5% (преимущественно 0,2%). В Европе и США литейные производства стремятся работать на песке с содержанием глинистой составляющей менее 0,2% [5].

Использование песка с большим процентом глинистой составляющей и более мелкозернистого влечет увеличение необходимого количества связующего, следовательно смесь становится дороже и увеличиваются вредные выбросы в атмосферу цеха. Обогащенный песок значительно дороже карьерных песков и отправлять его в отвал после выбивки экономически и экологически невыгодно. Поэтому наиболее рациональным решением является повторное использование песков, что позволит значительно снизить стоимость смеси.

В связи с этим изучение материалов, используемых для изготовления формовочных и стержневых смесей, а также понимание теоретических основ формирования их свойств являются фундаментом проектирования литейной технологии и получения высокого качества отливок, а значит является актуальной задачей литейного производства.

Цель исследований. Целью исследований является изучение свойств отработанных песков ХТС на смолах с олигофурфурилоксисилаксановым связующим (ОФОС).

Формовочные пески – основной компонент формовочных и стержневых смесей, в формовочных смесях они составляют до 95% всей массы смеси, а в стержневых – 95...97%. В специализированных изданиях по литейному производству требования к формовочным пескам формулируются с учетом требований технологии и экономики.

В настоящее время наиболее широко применяются кварцевые формовочные пески: более 90% всех песков, потребляемых литейным производством. Это объясняется прежде всего широкой распространенностью песков в природе. Кроме того, с точки зрения литейной технологии, кварцевый песок имеет ряд несомненных преимуществ: высокую температуру плавления (1713°C); высокую твердость (7 по шкале Мооса), способствующую хорошей сопротивляемости истирающему действию в процессах приготовления смесей, изготовлению форм и стержней и при выбивке и очистке отливок; химическую инертность при обычных температурах (pH чистого кварцевого песка 7; не изменяет своих свойств под влиянием кислорода воздуха и воды, а также минералов, присутствующих в песках); хорошую смешиваемость с различными компонентами смесей; хорошую смачиваемость водой, а также в большей или меньшей степени всеми применяемыми связующими материалами;

универсальность (применяемость при изготовлении отливок из различных сплавов).

Пески должны быть хорошо отсортированы по зерновому составу. Наиболее предпочтительны для всех процессов изготовления отливок из чугуна пески среднезернистые с размером зерен 0,18...0,22 мм, так как более крупнозернистый песок не позволяет получать отливки с гладкой поверхностью. Для изготовления отливок из сталей рекомендуются крупнозернистые пески (фракции 0,3...0,35 мм), как более термостойкие [2].

Для приготовления ХТС используют кварцевые пески с влажностью 0,3...0,5 %. Повышенная влажность замедляет отверждение песка. Температуру песка следует поддерживать 18...30 °С [3].

Авторы [4, 6] утверждают, что для смесей, содержащих синтетические смолы, твердеющие в присутствии катализаторов, предельная влажность не должна быть выше 0,1%, температура песка должна быть не выше 29...25 °С. При более высокой температуре снижается живучесть смеси.

В работе изучались ХТС на основе олигофурфурилоксисиласанов. Это новое экологическое связующее, разработанное в НТУ «ХПИ» [7]. Олигомерное связующее представляет собой подвижную жидкость темно-коричневого цвета, которая отверждается под действием кислотных отвердителей. Связующее не имеет в своем составе ядовитых либо отравляющих веществ – типа мочевиноальдегидных либо феноло-формальдегид-фуральных смол, которые изначально имеют в своем составе фенолы и альдегиды и выделяют их при термической деструкции связующих во время заливке формы расплавленным металлом.

Методы исследований. В качестве изучаемых параметров были выбраны физико-механические показатели свойств формовочной смеси. Механические свойства смесей являются одним из важных факторов, определяющих возможность получения качественных отливок. Одним из основных механических свойств является прочность смесей на сжатие, определяемая по стандартной методике [8, 9]. Для рентгенографического фазового анализа песков использовалась методика [10].

Результаты исследований. При приготовлении смеси в качестве наполнителя использовали кварцевый песок марки 2К10₁02 ГОСТ 2138 – 91. Смесь готовили традиционным для ХТС способом. На 100 в.ч. кварцевого песка по ГОСТ 29234.0 – 91 добавляли 1,0 в.ч. 50–70 % водного раствора кислотного катализатора, смесь тщательно перемешивали на протяжении 60 секунд, потом к этой смеси добавляли 2 в.ч. связующего и снова тщательно перемешивали на протяжении 120 секунд. Смесь заформовывали в 9-местную пресс форму, которая используется для исследования свойств ХТС, выдерживали в течение 30 минут и образцы извлекали из формы. Затем их помещали в муфельную печь и при температуре 800 °С выдерживали в течение часа. По истечении времени образцы рассыпались и из песка снова изготавливали образцы. Этот процесс повторяли 8 раз. Каждый раз изучали структуру зерен песка с помощью электронного микроскопа с увеличением в 112 раз. Со

временем наблюдалось появление «бархатной» пыли на зернах песка. На рисунке 1 представлены снимки песка в исходном состоянии и после восьмикратного оборота. Предположительно считаем, что «бархатная» пыль на зернах являются коксовой составляющей смолы.

Основной целью регенерации является восстановление зернового состава песка и удаления пленок вяжущего из зерен кварцевого песка. Наиболее рациональным решением является регенерация холоднотвердеющих смесей. Наибольшее распространение получили механический и термомеханический способы регенерации.

При механической регенерации происходит удаление пленок вяжущего от кварцевых песчинок за счет механического перетирания смеси. Пленки связующего разрушаются с образованием пыли, удаляется системами пылевсасывания. Большой процент повторного использования регенерата (90% при фуран-процессе, 60-70% при альфа-сет процессе), компактность установок и высокая производительность сделали процесс наиболее востребованным. Технологическая схема механической регенерации включает в себя процессы выбивания формы, дробления спеченных кусков смеси, механического перетирания смеси, охлаждения регенерата, пылеудаления. Современные установки регенерации весьма разнообразны и позволяют учитывать индивидуальную специфику литейных производств [1].

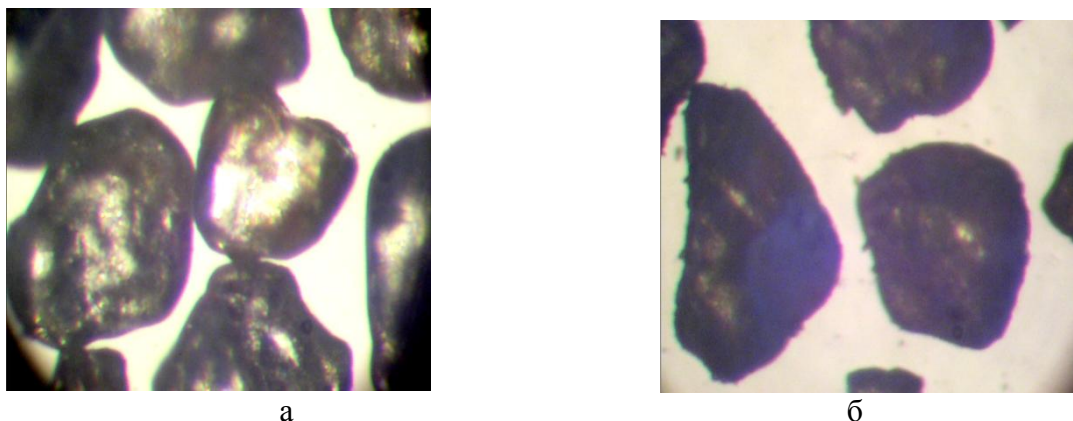


Рис. 1 – Изменение зерновой структуры песка:
а – исходное состояние песка, б – после восьмикратного оборота

Для исследования составов отработанных песков был проведён рентгенографический фазовый анализ. Рентгеносъёмка проводилась на аппарате ДРОН-3.0 в медном излучении ($\lambda=1,54\text{ \AA}$) с монохроматором на дифрагируемом пучке при $U=30\text{ кВ}$, $I=30\text{ А}$.

Дифрактограммы снимались в угловом интервале $2\theta=16...75^\circ$ и приведены на рис. 2.

Установлено, что на дифрактограммах присутствует только кварц. Других элементов в песке не выявлено. Сравнение дифрактограмм показывает, что первая дифрактограмма отличается от восьмой повышенной дисперсностью кварца. Это объясняется тем, что при повторном использовании песков идет процесс истирания его зерен.

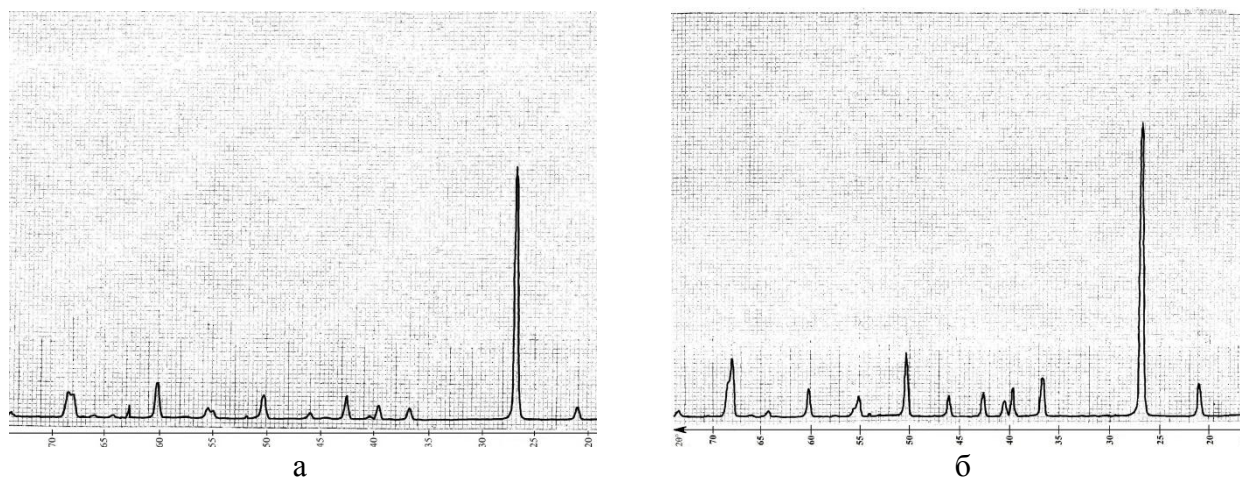


Рис. 2. – Дифрактограммы:
а – свежего песка; б – регенерата після восьмикратного оборота.

Выводы 1. Для изготовления ХТС с использованием смолы ОФОС целесообразно использовать мытый песок, с содержанием глинистой составляющей не более 0,2...0,5%, и основной фракцией песка 0,2...0,315.

2. Для уменьшения стоимости ХТС отработанные смеси необходимо регенерировать используя механический и термомеханический способы регенерации.

3. Исследования отработанных песков показали, что со временем на поверхности зерен песка наблюдалось появление «бархатной» пыли. «Бархатная» пыль на зернах является коксовой составляющей смолы.

Рентгенографический фазовый анализ показал, что на дифрактограммах присутствует только кварц. Других элементов в песке не выявлено. Сравнение дифрактограмм показывает, что первая дифрактограмма отличается от последующих повышенной дисперсностью кварца.

Список литературы: 1. *Трещалин А.В.* Технология регенерации для ХТС- процессов / Трещалин А.В. // *Литье Украины.* – 2008. – №7(95). 2. *Болдин А.Н.* Литейные формовочные материалы. Формовочные, стержневые смеси и покрытия: справочник / *Болдин А.Н., Давыдов Н.И., Жуковский С.С и др.* – М.: Машиностроение, 2006. – 507 с. 3. *Жуковский С.С.* Холоднотвердеющие смеси в современных технологиях изготовления стержней и форм. // *Литейщик России.* – С.10-16. 4. *Калашикова А.Я.* Формовочные материалы и смеси для прогрессивных технологических процессов изготовления форм и стержней/ *Калашикова А.Я., Галкин Г.П.* – М: НИИМаш.– 1976. – 59с. 5. *Бройтман О.А.* Современные методы испытаний формовочных материалов и песчано-смоляных смесей / *Бройтман О.А., Бусби Э.Д., Стэнклиф М.Р.* // *Литейщик России.* – 2009. – №8. – С. 20–34. 6. *Жуковский С.С.* Синтетические литейные связующие для новых технологических процессов. / *Жуковский С.С., Коршаков А.Г.* // *Литейщик России.* – 2009. – № 1. – С. 27–31. 7. Патент на корисну модель № 23593 Україна. Спосіб одержання холоднотвердіючих сумішей. Авторів *Каратєєв А.М., Пономаренко О.І., Євтушенко Н.С.* та ін. Опубл. 25.05.2007. Бюл. № 7, 2007 р. 8. *Медведев Я.И.* Технологические испытания формовочных материалов. / *Медведев Я.И., Валисовский И.В.* – М.: Машиностроение. – 1973, 312с. 9. ГОСТ 23409.7-78. Пески формовочные, смеси формовочные и стержневые. Методы определения прочности при сжатии, растяжении, изгибе и срезе. – Введен 01.01.80 10. Структура и физические свойства твердого тела. Лабораторный практикум. / Под ред. *Палатника Л.С.* – Киев: Вища шк. – 1983, 264с.

Надійшла до редколегії 19.10.2013ї

УДК 621.742.4

Исследование свойств регенерируемых песков / Евтушенко Н. С. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 99–104. Библиогр.: 10 назв.

В статті досліджено фізико-механічні властивості регенованих пісків для приготування холоднотвердіючих сумішей на смолах з олігофурфурилоксисилаксановим в'язучим (ОФОС) для виготовлення якісних виливок з чорних і кольорових сплавів.

Ключові слова: формувальні піски, в'язуче, олігофурфурилоксисилаксани, регенерація, рентгенографічний фазовий аналіз.

The article investigated the physicomachanical properties of regenerated sand for preparation cold-hardening mixes on pitches with oligofurfuriloxysiloxane binding (OFOS) for the manufacture of high-quality castings of ferrous and non-ferrous alloys. Im.: 2. Bibliogr.: 10.

Keywords: molding sand, binding, oligofurfuriloxysiloxane, regeneration, radiographic phase analysis.

УДК 539.3

О. А. ИЩЕНКО, ст. преподаватель, Таврический государственный агротехнологический университет, Мелитополь;
А. В. ГРАБОВСКИЙ, канд. техн. наук, ст. науч. сотр., НТУ «ХПИ»;
А. В. ТКАЧУК, канд. техн. наук, ст. науч. сотр., НТУ «ХПИ»;
Г. А. КРОТЕНКО, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПИ»;
Н. А. ТКАЧУК, докт. техн. наук, зав. кафедрой, НТУ «ХПИ».

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ СВОЙСТВ ФИКСИРУЮЩЕГО МАТЕРИАЛА НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ СИСТЕМЫ «БАЗОВАЯ ПЛИТА – НАПРАВЛЯЮЩИЕ КОЛОНКИ» РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ ШТАМПОВ

В статье предложен новый подход к анализу характеристик прочности и жесткости системы «базовая плита – направляющие колонки» разделительных штампов. На примере модельной конструкции проведен анализ прочности и жесткости элементов данной системы.

Ключевые слова: разделительные штампы, направляющие колонки, напряженно-деформированное состояние, конечно-элементная модель, фиксирующий материал.

Введение. При изготовлении переналаживаемых разделительных штампов для оснащения листоштамповочных производств широкое распространение получил технологический процесс фиксации направляющих колонок штампов при помощи различных полимерных материалов [1]. На рис. 1 схематически представлена данная сборка.

В отличие от традиционного способа, например, соединением с натягом колонки 2 с плитой 1 (назовем его способ I), в альтернативном варианте область соединения T выполняется в виде отверстия в плите диаметром $d_2 > d_1$, а в образованную полость заливается фиксирующий материал 3, например, компаунд на основе эпоксидной смолы (назовем его способ II). После затвердевания полимерной композиции образуется, в отличие от способа I, трехэлементная система (см. рис. 1).

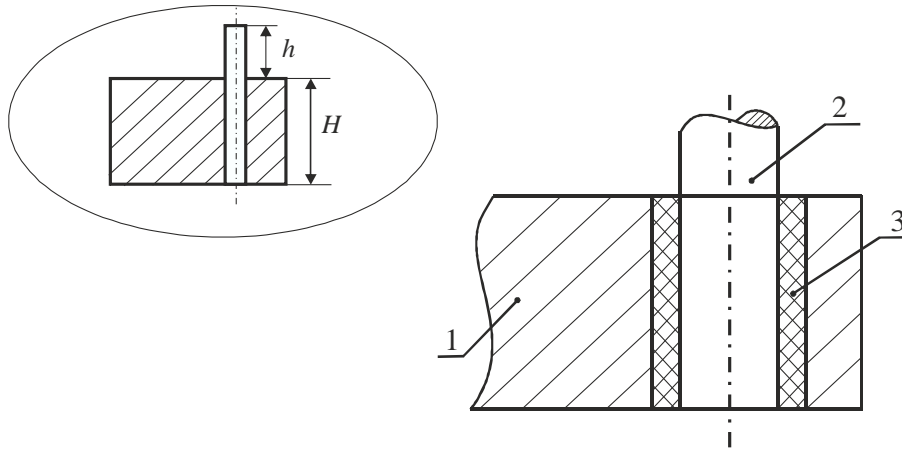


Рис. 1 – Схема соединения колонки с базовой плитой: 1 – нижняя базовая плита; 2 – направляющая колонка; 3 – полимерный материал

Для исследования прочностных свойств этой системы требуется построение соответствующих расчетных схем и анализ влияния отдельных параметров на напряженно-деформированное состояние образованной системы тел. Это является целью этой работы.

Формирование расчетной схемы. Рассмотрим две расчетных схемы, соответствующих способам I и II соединения колонки с базовой плитой.

Вариант I. В данном случае единственным варьируемым является технологический параметр – величина натяга Δ между колонкой и телом плиты. В данном исследовании создается некоторое модельное закрепление базовой плиты по участкам S на ее нижней и верхней плоскостях:

$$\bar{u}/_S = 0, \quad (1)$$

где \bar{u} – вектор перемещений точек исследуемого объекта. Кроме того, на границах контактирования тел 1 и 2 формируются условия непроникновения:

$$u_n^2 + u_n^1 \leq -\Delta \text{ на } \Gamma, \quad (2)$$

где u_n^1 – перемещения по направлению внешних нормалей к телам 1 и 2 на границе Γ их разделения,

Δ – величина натяга, рис. 2.

Кроме того, задается трение на Γ :

$$\tau \leq \mu|\sigma|, \quad (3)$$

где τ , σ – касательная и нормальная составляющая вектора напряжений $\bar{\sigma}/\Gamma$, $\mu=0,2$ – коэффициент трения.

Образованная система с предварительным натягом нагружается на сечении $z=(h+H)$ варьируемым усилием P . Данное усилие может породиться распирающей силой, возникающей в сопряжении направляющей колонки с верхней базовой плитой в результате погрешностей сборки, перекосов и деформаций элементов штампов.

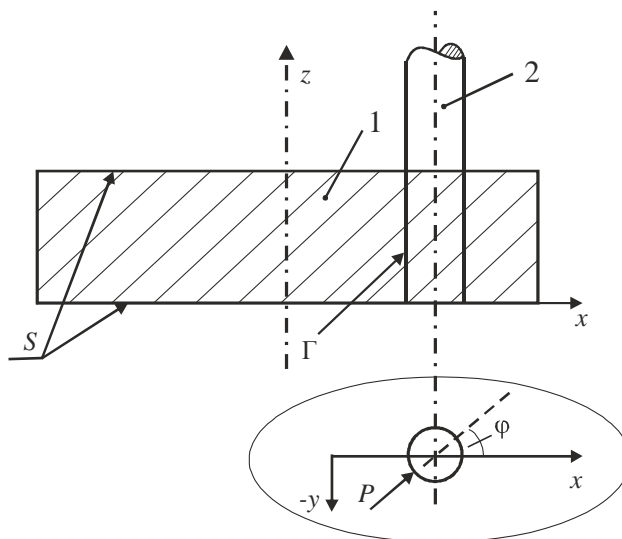


Рис. 2 – Схема закрепления базовой плиты

Варьируя усилие P (его величину, направление и высоту приложения h), а также натяг Δ , можно фиксировать величину максимальных натяжений, возникающих в базовой плите и колонке, и отклонение ее верхнего среза C (т.е. верха колонки, см. рис. 1) от номинального положения. В результате получаем зависимости

$$u_x = u_x(P_x, P_y, \Delta, h), \quad u_y = u_y(P_x, P_y, \Delta, h), \quad (4)$$

$$\sigma_{\max}^{\text{П}} = \sigma_{\max}, \quad \sigma_{\max}^{\text{К}} = \sigma_{\max}, \quad (5)$$

где $P_x = P \cos \varphi$ – составляющая силы P вдоль оси x ,

$P_y = P \sin \varphi$ – составляющая силы P вдоль оси y (см. рис. 2),

u_x, u_y – компоненты отклонения среза C от исходного положения, а индексы «П» и «К» относят соответствующие величины к плите и колонке.

Для выявления таких зависимостей привлекается численный метод конечных элементов. Создаются, в отличие от описанных в [1] пластинчато-стержневых конечно-элементных моделей, полные трехмерные конечно-элементные модели с применением элементов Solid в среде ANSYS [2–4].

Вариант II. При анализе напряженно-деформированного состояния системы тел, соединенных при помощи твердеющих компаундов, в качестве варьируемых выбран, как и в варианте I, силовой фактор P . Кроме того, варьируемыми являются физико-механические свойства материала 3, из которого изготовлена фиксирующая среда, то есть модуль упругости E_3 и коэффициент Пуассона ν_3 , а также толщина слоя 3 (см. рис. 1):

$$t = (d_2 - d_1)/2. \quad (6)$$

На границах соединения тел 1 и 3 задаются условия совместности деформирования

$$\vec{u}_1 = \vec{u}_3. \quad (7)$$

В качестве контролируемых, кроме перечисленных в (5), выступают также параметры

$$\sigma_{\max}^3 = \sigma_{\max}^3(P, \varphi, h, t, E_3, \nu_3), \quad (8)$$

где σ_{\max}^3 – максимальные эквивалентные по Мизесу напряжения в материале 3.

Последний параметр характеризует степень нагруженности низко модульного низкопрочного материала 3, и потому очень важен.

В результате проведения многовариантных расчетов, проводимых также в среде ANSYS [5], получаем семейство параметрических зависимостей (5), (8) (но от параметров $P, \varphi, h, E_3, \nu_3$).

Результаты модельных расчетов. В качестве тестовой модельной конструкции выбрана плита $L_1 \times L_1 \times H = 240 \times 240 \times 45$ мм. Высота колонки $H_1 = 150$ мм, диаметр $d_1 = 20$ мм. Размеры площадок закрепления $L_3 \times L_4 \times = 20 \times 20$ мм. Расстояние между колонками $L_2 \times = 180$ мм. Все размеры соответствуют представленным на рис. 1, 2.

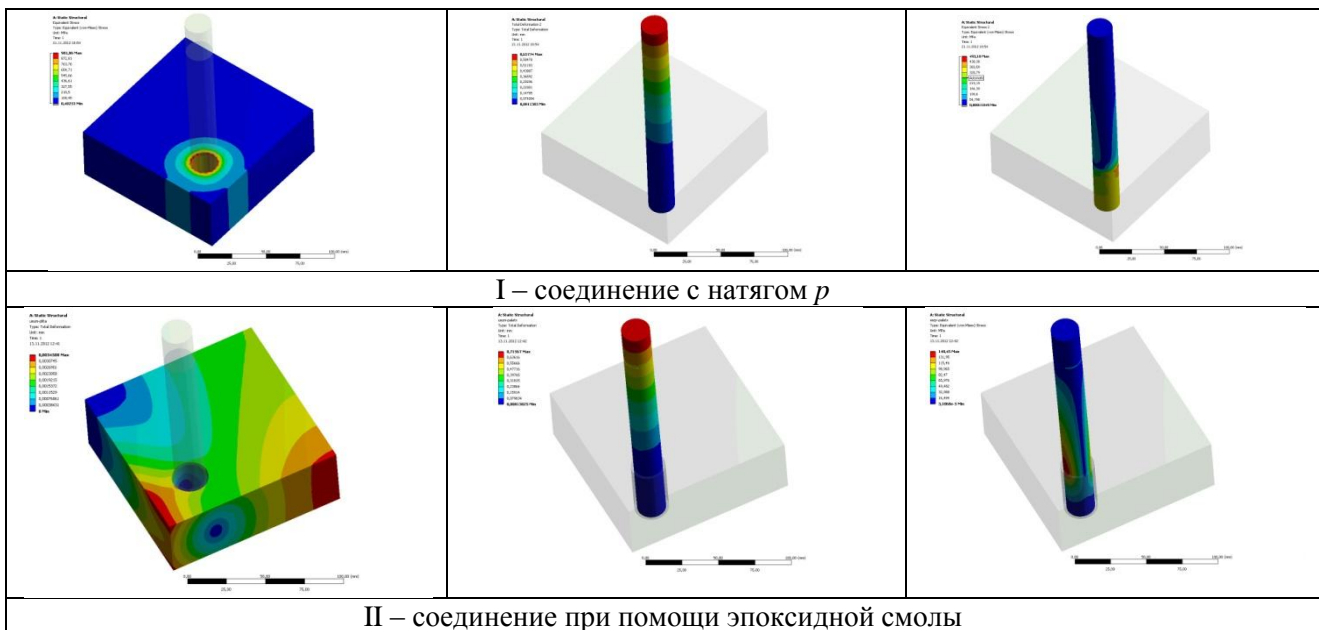


Рис. 3 – Распределение компонент напряженно-деформированного состояния

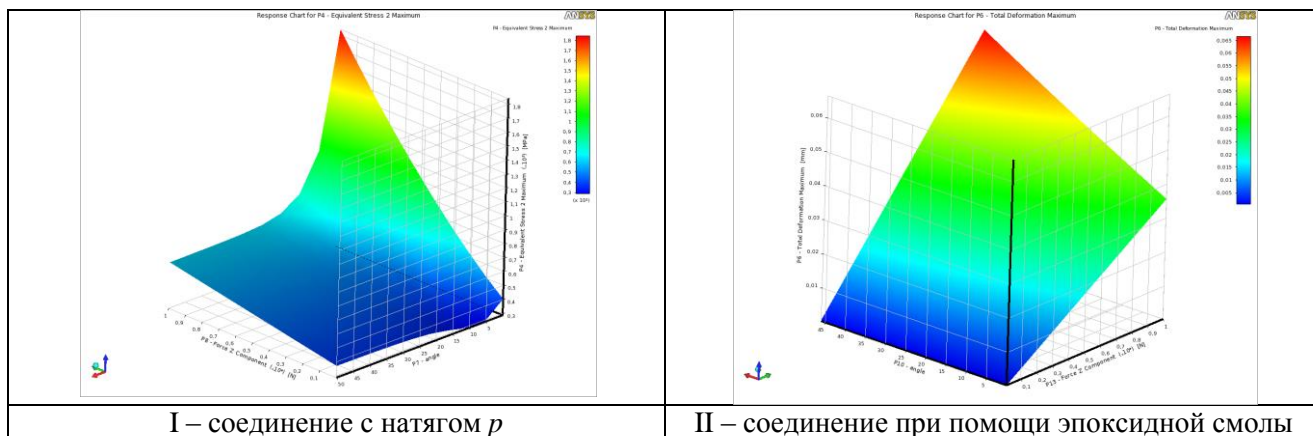
Для варианта I натяг Δ варьируется от 0 до 0,2 мм. Для варианта II модуль упругости E_3 принимал различные значения в интервале $[3,2 \div 4 \cdot 10^3]$ МПа, коэффициент Пуассона $\nu \in [0,3 ; 0,45]$. Остальные параметры варьируются в одинаковых пределах:

$$P = 0 \div 100 \text{ кН}, \quad \varphi = 0 \div 2\pi, \quad h = 0 \div 150 \text{ мм}.$$

При этом в качестве материалов плиты и колонки выбрана сталь 40X с соответствующими характеристиками [6].

На рис. 3, 4 представлены характерные распределения компонент напряженно-деформированного состояния и примеры интегральных характеристик из наборов (5), (8).

Из анализа полученных картин распределений и параметрических зависимостей видно, что большинство из них отражают существенно нелинейные тенденции. Так, при определенной величине силы $P(\Delta)$ происходит раскрытие стыка в сопряжении колонки с базовой плитой, и жесткостная характеристика этой системы терпит излом (то есть терпит излом зависимость $u_x = u_x(P, \Delta)$). При этом зависимость максимальных эквивалентных напряжений от силы P также немонотонна. Для случая II зависимости прочностных и жесткостных характеристик от P, t, E также носит неочевидный характер, имея участки различной скорости изменения. Это вызвано, кроме прочего, наличием нелинейной связи «перемещения – деформации» в материале 3 при значительных усилиях P .



I – соединение с натягом p

II – соединение при помощи эпоксидной смолы

Рис. 4 – Зависимости характеристик напряженно-деформированного состояния от варьируемых параметров

Выводы. Представленный в работе подход к формированию расчетных схем подсистемы «колонки – базовая плита» разделительного штампа отличается от ранее использованных значительно большим спектром учитываемых факторов, в том числе и действующих существенно нелинейно (например, условия контактного взаимодействия). При этом более адекватно описываются и технологические операции изготовления сборки «базовая плита – колонки», и условия их последующей эксплуатации. Данные возможности продемонстрированы на примере исследования тестовой конструкции. Установлены тенденции изменения прочностных и жесткостных характеристик системы «колонка – плита» для вариантов запрессовки (I) и вклеивания (II). Полученные свойства нельзя получить на упрощенных расчетных моделях данной подсистемы. Кроме того, установлено качественное и количественное отличие поведения исследуемого объекта, изготовленного в вариантах I и II (см. выше).

Таким образом, построенные расчетные модели являются физически более адекватными, математически более полными и численно – более точными. Они в дальнейшем будут применены для исследования подсистем «базовая плита – колонки» разделительных штампов плит.

Список литературы. 1. Заярненко Е.И. Разработка математических моделей и расчет на прочность разделительных переналаживаемых штампов: дис...д-ра техн. наук / Заярненко Е. И. – Харьков: ХПИ,

1992. – 422 с. **2.** Демина Н.А. Совершенствование методов расчета элементов штамповой оснастки на основе анализа их напряженно-деформированного состояния: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.05 / Демина Наталья Анатольевна. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2011. – 187 с. **3.** Ткачук Н.А. Моделирование контактного взаимодействия элементов штамповой оснастки / Н.А. Ткачук, Н.А. Демина, Ю.Д. Сердюк, А.Н. Ткачук, Г.А. Кротенко // Обработка материалов давлением. Сб. науч. тр. – Краматорск: Донбасская государственная машиностроительная академия, 2010. – №2 (23). – С. 240–248. **4.** Ищенко О.А. Базовые плиты разделительных штампов: напряженно-деформированное состояние с учетом контактного взаимодействия / О.А. Ищенко, Н.А. Демина, А.В. Грабовский, А.В. Ткачук // Вісник НТУ «ХПІ». Тем. вип.: Машинознавство та САПР. – 2011. – № 51. – 2011. – №51. – С. 50–59.ст-я по баз. плит. в Вестнике. **5.** Басов К. А. ANSYS для конструкторов / К.А. Басов. – М.: ДМК Пресс, 2009. – 248 с. **6.** Марочник стали и сплавов [Электронный ресурс] – режим доступа: <http://www.splav.kharkov.com>.

Надійшла до редколегії 01.11.2013

УДК 539.3

Анализ влияния свойств фиксирующего материала на напряженно-деформированное состояние системы «базовая плита – направляющие колонки» разделительных штампов / Ищенко О. А., Грабовский А.В., Ткачук А. В., Кротенко Г. А., Ткачук Н. А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 104–109. Бібліогр.:6 назв.

У статті запропоновано новий підхід до аналізу характеристик міцності та жорсткості системи «базова плита – напрямні колонки» розділових штампів. На прикладі модельної конструкції проведено аналіз міцності та жорсткості елементів даної системи.

Ключові слова: розділові штампи, напрямні колонки, напружено-деформований стан, скінченно-елементна модель, фіксувальний матеріал.

In the paper a new approach is offered to analysis of strength and inflexibility characteristics of the system «Base flag – Directing columns» of dividing stamps. Analysis of strength and inflexibility of elements of this system is conducted on example of model construction.

Keywords: dividing stamps, directing columns, stress-strain state, finite element model, fixing material.

УДК.621.771.63

А. С. ЗАБАРА, аспирант, НТУ «ХПІ»

ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕФОРМАЦИЙ МЕТАЛЛА В МЕСТАХ ИЗГИБА ПРИ ОСАДКЕ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ ЗАМКНУТОГО СЕЧЕНИЯ

В работе проведено исследование деформаций металла в местах изгиба при осадке трубной заготовки с помощью метода конечных элементов. Проведен анализ различных схем формообразования. Сделан вывод о возможности моделирования процесса осадки заготовки с использованием метода конечных элементов. Установлен наиболее соответствующий определенным условиям и задачам способ схемы формообразования.

Ключевые слова: гнутый профиль замкнутого сечения, моделирование, технология, осадка трубы.

Введение. В настоящее время в Украине отсутствуют технологии производства гнутых профилей замкнутого сечения, что связано в первую очередь с мелкосерийным характером производства и большими капитальными затратами на разработку технологии и оборудования, а также на изготовление последнего. Окупаемость капитальных затрат может быть достигнута при создании технологии, позволяющей изготавливать профильные трубы на существующем оборудовании предприятия-изготовителя.

Поскольку требования к гнутым профилям замкнутого сечения постоянно меняются, для успешной деятельности на рынке труб необходимо иметь четко структурированную стратегию развития.

Интегрируя усилия трубопрокатчиков, потребителей, а также проектных и исследовательских организаций, можно обеспечить изготовление высококачественных гнутых профилей замкнутого сечения, отвечающих не только требованиям существующих нормативных документов, но и перспективным требованиям потребителей.

Анализ последних исследований и литературы. Анализ литературных и патентных источников информации показывает, что в последние годы все более четко прослеживается тенденция в использовании гнутых профилей замкнутого сечения [1]. Высокоэкономичные гнутые профили (рис. 1) применяются в промышленном и гражданском строительстве (в качестве элементов несущих конструкций зданий и сооружений, перегородок, заборов, автостоянок, парковочных площадок и т.п.), машиностроении, мебельной промышленности, благодаря чему, не только обеспечивается экономия металла, но и значительно снижается трудоемкость изготовления, а также облегчается унификация узлов и элементов. Гнутые профили замкнутого сечения применяют в качестве декоративных элементов и используется для отделки, либо в качестве деталей предметов интерьера.

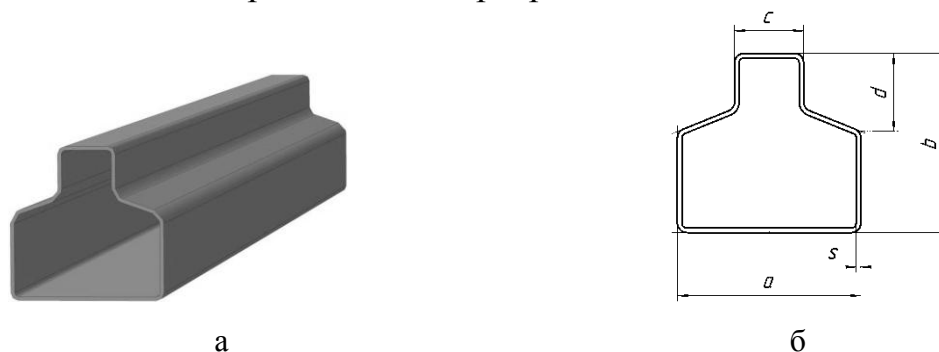


Рис. 1 – Гнутый профиль замкнутого сечения: а – общий вид; б – сечение

Наиболее популярным материалом профильные трубы все же остаются в строительной сфере. При этом спектр применения профильных труб постоянно расширяется. На сегодняшний день различные виды профильных стальных труб активно используются как при создании базовых строительных конструкций, так и в качестве основы для декоративных дизайнерских элементов и инсталляций.

В Украине производство гнутых профилей замкнутого сечения развито недостаточно, в литературе отсутствуют данные, позволяющие разработать промышленную технологию их производства, имеет место значительное количество импортной продукции, в связи с чем, работы направленные на создание научных и технологических основ их импортозамещающего производства, являются важными и актуальными.

Цель исследований, постановка проблемы. Цель работы – разработка научно обоснованной модели валковой формовки профильных труб.

В соответствии с поставленной целью в работе выполнены исследование деформаций металла в местах изгиба при осадке трубной исходной заготовки.

Материалы исследований. Особенностью гнутого профиля замкнутого сечения рис.1 является наличие двух желобов. Разработана технология изготовления этих профилей из стали 08 кп (ГОСТ 1050).

Общей схемой технологического процесса выбрана предварительная формовка круглой трубной заготовки с продольной сваркой кромок в технологическом потоке и последующая ее переформовка в прямоугольный профиль.

В процессе переформовки трубной заготовки происходит образование прямолинейных и криволинейных элементов, взаимное расположение которых дает ту или иную конфигурацию поперечного сечения замкнутого профиля, заданную калибровкой валков [2].

Расчету калибровки валков предшествовал расчет ширины заготовки, проводимый в два этапа:

1. Определение периметра профилей и соответствующего ему диаметра трубной заготовки;
2. Расчет ширины полосовой заготовки с учетом припуска на оплавление кромок.

Периметр сечений профилей определялся как сумма длин их прямолинейных и криволинейных элементов (по наружной линии), согласно рис. 1. После определения периметра по наружной линии подбираем диаметр исходной заготовки.

Конструкция гнутых профилей замкнутого сечения содержит проблемные участки для формовки: прямолинейные участки, угловые зоны. Формовка прямолинейных участков представляют существенные трудности, связанные с обеспечением размерной точности элементов и минимизацией утонений. Для гарантированного обеспечения технических требований к профилям был выполнен комплекс теоретических исследований процесса формообразования.

Типоразмер профиля и параметры осадки во многом определяют возможность появления того или иного рода дефектов (потеря устойчивости полок, утонение угловых зон и др.) [3]. Зависимость появления этих дефектов от параметров оборудования, числа переходов, конфигурации калибров роликов и настроечных параметров технологического процесса предполагает построение математических моделей с целью оптимизации процесса профилирования. Применение математического моделирования процесса формообразования профиля позволяет сократить затраты на создание технологии.

Величина осадки задается шириной заготовки и конструкцией формирующих роликов. Поэтому создание модели, позволяющей прогнозировать геометрию зоны изгиба, является важной задачей для создания технологии, в части назначения параметров заготовки и размеров калибра.

В зависимости от геометрии гнутых профилей замкнутого сечения применяются различные схемы формообразования (рис. 2.).

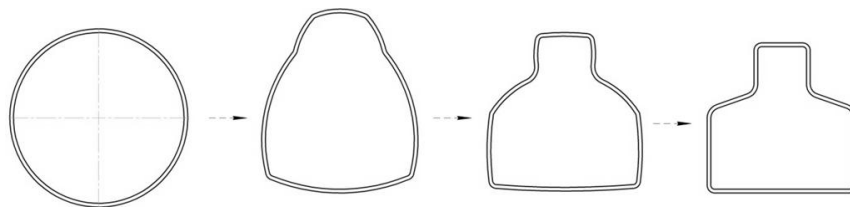


Рис. 2 – Схема формовки гнутых профилей замкнутого сечения

Подгибка каждого элемента происходит до достижения заданной формы профиля по переходам.

Переформовка круглого сечения в овальное на первых переходах обеспечивает первое приближение конфигурации трубной заготовки к форме профиля. В следующих по схеме формующей клетки поперечное сечение постепенно приближается к конечной форме при заданных размерах. Окончательная правка и калибровка профилей выполняется в последнем технологическом переходе.

Разработка аналитических моделей процесса осадки осложняется тем, что необходимо решать задачу теории пластического течения с учетом перемещений материальных частиц при неопределенности задания условий на границе раздела прямолинейного и радиусного участков заготовки. Кроме того, при высвобождении угловых зон роликового калибра заранее невозможно прогнозировать кривизну свободных от нагрузки контуров зоны изгиба заготовки, в связи с чем, использование моделирования процесса осадки заготовки с помощью метода конечных элементов, безусловно, целесообразно.

Моделирование процесса осадки профиля проводили с помощью программ DEFORM 3D v 10.2 и «Компас v 13». Обработка результатов произведена встроенными средствами программы DEFORM. При разработке объемных моделей для препроцессора использована программа «Компас V13».

Для наиболее характерных шагов изучали напряженно-деформированное состояние в угловой зоне. В качестве иллюстрации на рис. 3 представлен промежуточный шаг нагружения.

Результаты моделирования, отражающие распределение суммарных деформаций в поверхностных слоях по всем технологическим переходам, представлены на рис.4.



Рис. 3 – Модель схемы формообразования для промежуточного шага нагружения

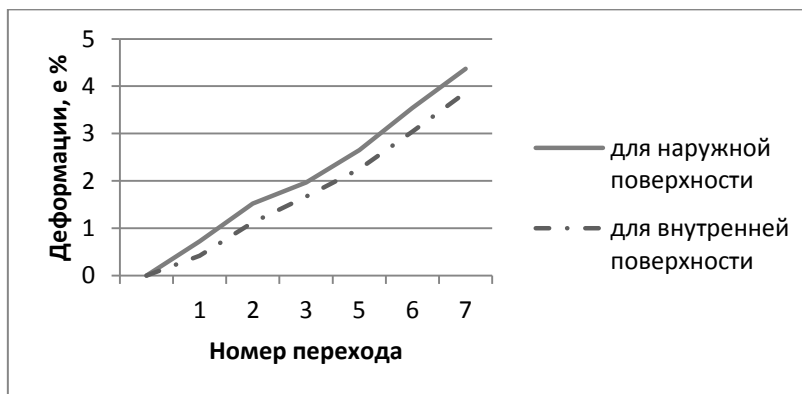


Рис. 4 – Деформація в поверхневих шарах по всіх технологічних переходах

Результати досліджень. На основі отриманих даних, а також з урахуванням особливостей осадки трубної заготовки в валках розроблена технологія формувки профільних труб. Данна система калибровки забезпечує мінімальне утонення металу в місцях изгиба і стабільність розмірів по сеченню профіля, зменшує ймовірність втрати стійкості його полок. Технологічний процес передбачає осадку трубної заготовки в 3-5 клітках профілегибочного стану. Переформовку круглого сечення в овальне проводиться в перших двох клітках на 30-40% їх глибини. В наступних по схемі двох формуючих клітках поперечне сечення поступово наближається до кінцевої форми в заданих розмірах. Окончателю правка і калибровка профілей виконується в останньому переході.

При осадці трубної заготовки в профільні труби дотримуються наступні принципи:

- периметр профіля, визначений по готовому профілю, залишається постійним на кожному переході;

- елементи профіля на горизонтальних ділянках в процесі деформації випрямляються, при цьому вони не повинні втрачати стійкості, для чого радіус осадки в кожній наступній клітці вибирають більшим, ніж радіус осадки в попередній клітці;

- застосування осадки профіля в останніх переходах з використанням чотирьохвалкового калибра дозволяє створити в очагу деформації металу мінімальне поперечне розтягнення і утонення профіля.

З метою верифікації отриманих результатів були проведені експериментальні дослідження на обладнанні НТУ «ХПИ», які дозволили оцінити характеристики формозмінення матеріалу.

Порівняння результатів експериментальних досліджень з даними, отриманими моделюванням, підтвердило адекватність теоретичної моделі і ефективність їх застосування для створення промислових технологій.

Висновки. В результаті аналізу науково-технічної літератури встановлено, що профільні труби широко застосовують в багатьох галузях економіки. В Україні відсутня технологія виробництва тонкостінних профільних труб методом переформовки круглої трубної заготовки в ГПЗС.

Для создания импортозамещающих технологий производства ГПЗС в Украине необходимы дальнейшие исследования, направленные на создание уточненной аналитической модели валковой формовки профильных труб.

Проведенное конечно-элементное моделирование формообразования профильной трубы при осадке трубной заготовки позволило определить компоненты деформированного состояния металла при разных схемах формовки.

Результаты сопоставления аналитических результатов деформированного состояния металла с экспериментальными данными при формовке профильных труб осадкой позволяют их рекомендовать для промышленного внедрения.

Список литературы. 1. www.marketing-ua.com. 2. Плеснецов Ю.О., Забара О.С., Коворотний Т.Л., Любімов М.С. Аналіз сучасного стану виробництва гнутих профілів замкнутого перетину. В сб. «Вестник Национального технического университета «ХПИ». Харьков, 2010, вып. №43, с. 146–157. 3. Докторов М.Е., Ахлестин В.Л., Кузьмис Э.В. и др. Исследование процесса формообразования замкнутых и полузамкнутых профилей. – В кн.: Разработка и исследование технологии производства гнутых профилей проката: Отрасл. сб. научн. тр. Харьков: УкрНИИМет, 1984, с. 28–34.

Надійшла до редколегії 05.11.2013

УДК.621.771.63

Исследование деформаций металла в местах изгиба при осадке гнутых профилей замкнутого сечения / Забара А.С. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С.109-114. Бібліогр.:2 назв.

У статті проведено дослідження деформацій металу в місцях згину при осаджування трубної заготовки за допомогою методу кінцевих елементів. Проведено аналіз різних схем формоутворення. Зроблено висновок про можливість моделювання процесу осаджування заготовки з використанням методу кінцевих елементів. Встановлено найбільш відповідний певним умовам і завданням спосіб схеми формоутворення.

Ключові слова: гнутий профіль замкнутого перетину, моделювання, технологія, осаджування труби.

In article of deformations in the metal bends with draft tube blank by the finite element method. The analysis of the various schemes of formation. It is concluded that the possibility of modeling of rainfall harvesting, using the finite element method. Set the most appropriate specific conditions and tasks of shaping the way the scheme.

Keywords: bent profile of the closed section, simulation, technology, draft tube.

УДК 621.438.002.2

Н. К. ЗЛОЧЕВСКАЯ, асистент, НТУУ «КПІ», Київ

ЗАКОНОМІРНОСТІ ФОРМУВАННЯ СТРУКТУРНИХ ТА МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ СПЛАВА СИСТЕМИ Zr-Nb В УМОВАХ ІНТЕНСИВНИХ ПЛАСТИЧНИХ ДЕФОРМАЦІЙ*

Встановлені закономірності формування структурних властивостей шляхом деформування в ізотермічних умовах. На основі експериментального формоутворення методом гвинтової екструзії зразків, чисельного моделювання та металографічних дослідів встановлений взаємозв'язок між ступеню інтенсивності деформацій та морфологією структури матеріалу, а також його механічними властивостями. Обґрунтовано підвищення пластичності за рахунок подрібнення структурних компонентів матеріалу.

Ключові слова: гвинтова уширяюча екструзія, інтенсивна пластична деформація, структурні та механічні властивості, ізотермічне пресування.

Вступ. Одним з напрямків підвищення конструктивної міцності та технологічності виробів машинобудування є формування в металах дрібнодисперсної та рівновісної структури за рахунок інтенсивних пластичних деформацій [1]. В результаті великих пластичних деформацій металів розміри їхніх структурних елементів (зерен, кристалів, фрагментів та інших) зменшується і досягають значень, характерних для нано- і субмікрокристалічних структурних матеріалів. Внаслідок цього важкодеформовані метали здобувають якісно нові властивості, багато з яких становлять практичний інтерес. Зокрема, вони мають високу (на 20-40% більше) міцність в поєднанні з великою пластичністю.

Найбільш поширеними методами обробки заготовок металів, що створюють великі деформації зсуву в осередку деформацій при зберіганні поперечного перерізу цієї заготовки, є рівноканальне кутове пресування (РКУ) [2], гвинтова екструзія [3], інші. Дослідження, що виконані при пресуванні цими методами широкого кола сплавів, в тому числі на матеріалах Ti-6Al-4V, Nb-Ti, VT1-0, VT3-1, Cu, 6061 та інших, показали, що межа міцності підвищилась, в середньому на 30-40%, а пластичність підвищилась на 6-8% [2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9,10]. Основні роботи в цьому напрямку виконані на деформуємих металах і сплавах.

Надзвичайно перспективним є застосування методів інтенсивної пластичної деформації для обробки важкодеформівних сплавів на основі цирконію, з метою підвищення пластичності їх перед подальшими операціями формоутворення [11, 12].

Наряду з цим в проведених роботах не достатньо повно досліджена механіка формування нової структури внаслідок великих пластичних деформацій.

Метою роботи є встановлення закономірностей формування властивостей сплаву системи Zr-Nb в ізотермічних умовах при гвинтовій уширяючій екструзії.

Матеріали та методика експерименту. Для проведення експерименту була використана комп'ютеризована установка, яка монтується на гвинтовий фрикційний прес моделі ФА-124.

Дослідна установка забезпечує реєстрацію параметрів тиску, температури, швидкості навантажень [13]. Датчиком зусиллям являється тензорезистивна мездоза кільцевого типу, яка встановлена під опорну п'ятку пресштемпеля. Підсилення сигналу мезدوزи виконується інструментальним операційним підсилювачем INA-128-P. Датчик переміщення також тензорезистивного типу і являє собою кільце діаметром 150 мм з сталльної стрічки товщиною 0,5 мм з чотирма наклеєними тензорезисторами. Сигнал датчика підсилюється підсилювачем аналогічним підсилювачу мезدوزи. При деформації (сплющуванні) кільця в межах від 0 до 50 мм вихідний сигнал лінійно залежить від деформації. Для створення умов пресування близьких до ізотермічних контейнер штампа підігрівається до необхідної температури ніхромовою спіраллю. Живлення спіралі здійснюється від зварювального

трансформатора напругою 8...12 в (діаметр ніхрому спіралі 9 мм, довжина 1,3 м). Контроль температури контейнера здійснюється термпарою ХА, що знаходиться в контакті з контейнером. ЕРС термопари підсилюється підсилювачем виконаним на операційному підсилювачі 140 УД 608.

В експерименті використана матриця для гвинтового пресування, що забезпечує деформування за схемою «круг-еліпс-круг». В еліпсній частині матриці виконується зсув матеріалу заготовки по гвинтовій твірній. Таким чином матриця забезпечує максимальну ступень деформацій зсуву до 2,5 за один проход та додаткову рівномірну по поперечному перетину деформацію до 0,21.

Осьовий підпор заготовки для виникнення напружень стиску в осередку деформацій реалізован редукуванням з коефіцієнтом 0,93.

Зразки виконані з цирконієвого сплаву системи Zr-1%Nb, габаритні розміри заготовки: діаметр $\varnothing 29,5$ мм, висота $h=50$ мм. Вихідна заготовка мала характерну литу структуру.

Перед деформуванням здійснювали нагрів заготовок в печі типу СНОЛ 7,2/1100. Заготовки та оснащення нагрівали до однакової температури 750-790°C. Пресування заготовок проводили одна за одною. Швидкість пресування складала 0,7-1,0 мм/с.

Постановка та результати дослідження та їх аналіз. Заготовки пресувались у наступній послідовності:

1) для створення протитиску на першій операції була запресована у матрицю фальш-заготовка з алюмінієвого сплаву Д16 в холодному стані. Використання фальш-заготовки за рахунок її деформування в каналі матриці, а також за рахунок редукування (зменшення перерізу) вихідного каналу матриці дозволило створити для першої заготовки протитиск;

2) на наступних операціях проводили пресування вихідних заготовок послідовно «одна – за – одною» в необхідній кількості (рис. 1). Заготовки попередньо були розігріті в електропечі до температури деформування. Кожна попередня заготовка створювала протитиск наступній заготовці;

3) на останній операції заготовки випресовували на виліт двома виприсовочними графітовими шайбами діаметром 29,5 мм та сумарною висотою 55 мм. Максимальне зусилля випресовування дорівнювало зусиллю пресування.



Рис.1. – Заготовки після послідовного пресування

На наступних переходах виконували повторне пресування заготовок, що були отримані на попередніх операціях, за схемою першого переходу після

попереднього нагріву до температур пресування. Кількість операцій повторного пресування визначало ступінь деформації заготовки для наступного дослідження.

Діаграма навантаження заготовок при пресуванні показана на рис. 2.

На рис. 2 наведено порівняння експериментальних (1) та теоретичних (2) залежностей зусилля-переміщення. Максимальна похибка теоретичного визначення зусилля чисельними методами не перевищує 12-14%. Для інших сплавів похибка теоретичного визначення зусилля не перевищує також вказаний інтервал значень.

Аналіз діаграм (див. рис. 2) показує, що на початковій стадії (режим I) виконується деформування фальш-заготовки. Після її проходу через редуруючий пояс матриці процес приймає усталений режим (режим II). В цьому режимі зусилля пресування має приблизно постійне значення P_0 , яке залежить від механічних властивостей матеріалу заготовки в умовах пресування та ступеню деформації редукування.

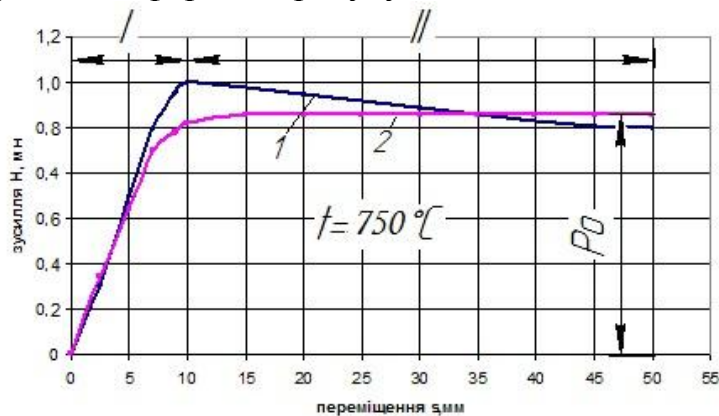


Рис. 2 – Типова діаграма залежності зусилля пресування від переміщення пуансону:
1 – експериментальна; 2 – теоретично-розрахункова

Після пресування були виконані механічні випробування деформованого металу. Залежність твердості по Вікерсу металу заготовки поздовж радіальної координати після обробки показано на рис. 3.

Механічні властивості були визначені на зразках при іспитах на розтяг відповідно з ГОСТ 1497 – 84 [14]. На рис. 4 наведені залежності величини границі текучості $\sigma_{0,2}$ та границі міцності σ_b вихідного зразка та після ізотермічного гвинтового пресування.

Результати показують, що після деформування границі текучості та міцності підвищуються, в середньому на 10-12%.

Порівняння представлених на рис. 5 мікроструктур дозволяє заключити, що у повздовжньому напрямку мікроструктура сплаву практично не залежить від ступеня деформації і є однаковою в усіх областях.

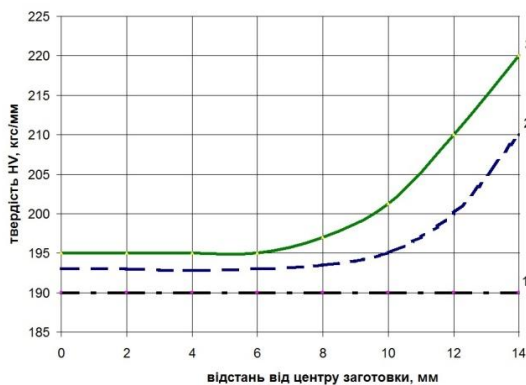


Рис. 3 – Залежність твердості по Вікерсу металу заготовки поздовж радіальної координати: 1 – вихідний стан; 2 – після першого переходу; 3 – після другого переходу

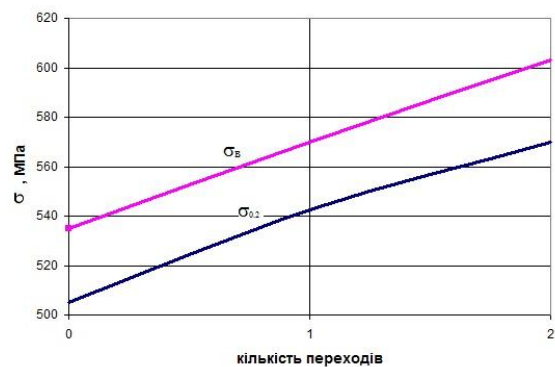


Рис. 4 – Залежність границі текучості $\sigma_{0,2}$ та границі міцності σ_B від кількості обробок

Рентгенівські дослідження сплаву Zr-1%Nb після гвинтової екструзії показали, що він мав однофазний α -стан.

В поздовжньому перерізі зразок мав деяку строкатість. При цьому була відмічена деяка відмінність між краєм і центром зразка, яка полягала в дещо більшому спотворенні пластин первинної α -фази, а також в їх подрібненні.

Дослідження впливу ізотермічного уширяючого гвинтового пресування заготовок на гомогенність сплавів було виконано за методом академіка А.О. Лебедева.

При обробці ізотермічним уширяючим гвинтовим пресуванням зразків зі сплаву Zr-1%Nb зміна величини коефіцієнта гомогенності відрізняється від двофазних сплавів. В процесі деформування при температурі $750 \pm 10^\circ \text{C}$ величина коефіцієнту гомогенності підвищується пропорційно ступеню деформації зсуву, як це показано на рис. 6.

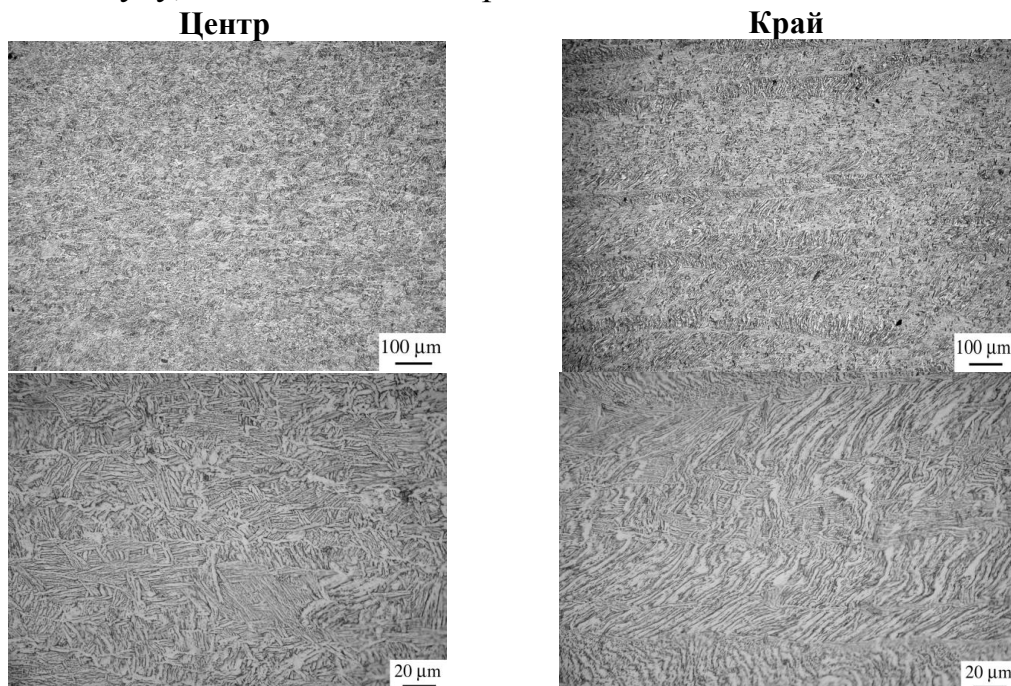


Рис. 5 – Вплив ПД обробки литих зразків із сплаву Zr 1% Nb на структуру металу в поперечній площині



Рис. 6 – Залежність коефіцієнту гомогенності заготовки поздовж радіальної координати після: 1 – без обробки; 2 – першого проходу

Так після першого переходу уширюючого гвинтового пресування величина коефіцієнту гомогенності збільшується по поперечному перерізу зразка в центральній зоні – на 5-6%, а в крайовій зоні – на 21-23%. Як показують додаткові дослідження, тенденція збільшення коефіцієнта гомогенності зберігаються при наступному деформуванні. Це характерно для однофазних сплавів, для яких досягають рівномірне подрібнення зерна та збільшення площі міжзерених границь, на яких гальмуються дислокації.

Висновки.

1. Встановлені деякі закономірності формування структури та механічних властивостей при гвинтовій уширюючій екструзії сплаву системи Zr-Nb в ізотермічних умовах.

2. Експериментально показано, що використання гвинтової уширюючої екструзії для сплаву системи Zr-Nb забезпечує подрібнення та орієнтацію структурних компонент α – фази пропорційно ступеню інтенсивних пластичних деформацій зсуву. Це забезпечує підвищення механічних властивостей матеріалу сплаву на 10-12% та підвищення його гомогенності.

Список літератури: 1. Schuh C.A. The effect of solid solution W additions on the mechanical properties of nanocrystalline Ni/ C.A. Schuh, T.G. Nieh, H. Iwasaki // Acta Materialia. – 2003. – v.51. -P.431-443. 2. Боткін А.В. Деформационные и силовые параметры процесса равноканального углового прессования длинномерной заготовки по схеме «Conform»/А.В. Боткін, Р.З. Валієв, А.Н. Абрамов, А.Г. Рааб // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением – 2009. № 11, с 8-14 3. Бейгельзімер Я.Е. Винтовое прессование: технологические аспекты/ Я.Е. Бейгельзімер, Д.В. Орлов, С.Г. Синков, А.В.Решитов. // Физика и техника высоких давлений.-2002.- Том №12, №4, с. 40-46. 4. Бейгельзімер Я. Є. Уширяющая экструзия как метод устранения неравномерности свойств по сечению заготовки./ Я.Е. Бейгельзімер, А.В.Решитов, С.Г. Синков // ВІСНИК Домбаської державної машинобудівної академії, 2005, №2, с.57-61. 5. Саїтова Л.Р. Повышение механических свойств сплава Ti-6Al-4V способами равноканального углового прессования и последующей пластической деформации./ Л. Р. Саїтова, І. П. Семенова, Г. І. Рааб, Р. З. Валієв // Физика и техника высоких давлений 2004, том 14, №4, с. 19-23. 6. Матросов Н.І. Влияние равноканального многоугольного прессования на структуру, фазовый состав и свойства сплава Nb-Ti / Н.І.Матросов, В.В.Чішко, В.Ю.Дмитренко, Є.А. Павловская, Л.Ф. Сеннікова, В.З.Спусканюк, В.В. Чабаненко, С.В. Васильєв, Е.А. Медведская, Б.А.Шевченко // Физика и техника высоких давлений 2005, том 15, №1. С.95-53. 7. Коришонов А.І. Исследование влияния количества циклов равноканального углового прессования на скоростную чувствительность титана ВТ1-0/А.І. Коришонов, І.І. Вєдєрніков, Л.В. Поляков, А.А. Смоляков, Т.Н. Кравченко, І.В. Коротченкова // Физика и техника высоких давлений 2006, том. 16, №4. С. 68-71. 8. Мурашкін М.Ю. Особенности структуры и механические свойства алюминиевого сплава 6061, подвергнутого обработке равноканальным угловым прессованием в параллельных

каналах /М.Ю. Мурашкін, Є.В. Бобрук, А.Р. Кільмаметов, Р.З. Валієв // Физика металлов и металловедение, 2008, том 108, №4, С. 439-447. **9** Варюхін В.Н. Влияние винтовой гидроэкструзии и прокатки на изменение субмикроструктуры меди /В.Н. Варюхін, Е.Г. Пашиная, С.В. Добаткін, С.Г. Синков, В.М. Ткаченко, А.В. Решетов // Физика и техника высоких давлений 2002, том 12, №4, с.53-59. **10**. Павленко Д.В. Применение винтовой экструзии для получения субмикроструктурной структуры и гомогенизации титанового сплава ВТ3-1. / Д.В. Павленко, А.В. Овчинников, А.Я. Качан, В.Г. Шевченко, Я.С.Бейгельзімер, Т.П. Заїка, А.В. Решетов, Р.Ю. Кулагін. // Вестник двигателестроения-2007, №2,-с.185-188. **11**. Шевелев А.И. Комбинированная деформационная обработка вторичных алюминиевых сплавов /А.И.Шевелев, В.Н. Варюхін, С.Г.Сынков, А.В.Решетов// Физика и техника высоких давлений -2005 – т.15, №1, с. 139-145.**12**. Шевелев А.И. Повышение пластичности литых вторичных алюминиевых сплавов интенсивной пластической деформацией методом винтовой экструзии. /А.И.Шевелев, А.В.Решетов, Я.Е. Бейгельзімер и др. // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні:Зб. наук. праць. –Луганськ. –-2004 – ч.1, с. 172-189. **13**. Добровлянський С.М. Установка для дослідження пресування в ізотермічних умовах./ С.М.Добровлянський, П.С. Вишневіський, С.Ф.Калантір, Н.К. Злочевська// Вестник НТУУ «КПІ». Серия «Машиностроение». – 2009. № 56. с. 189-192. **14**. ГОСТ 1583-93

Надійшла до редколегії 03.11.2013

УДК 621.438.002.2

Закономірності формування структурних та механічних властивостей сплава системи Zr-Nb в умовах інтенсивних пластичних деформацій / Злочевська Н. К. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С.114-120. Бібліогр.:13 назв.

Установлені закономірності формування структурних свойств путем деформування в ізотермічних умовах. На основі експериментального формоутворення методом винтової екструзії образців, численного моделювання і металлографічного дослідження встановлена взаємозв'язок між ступенем інтенсивності деформацій і морфологією структури матеріала, а також його механічними свойствами. Обосновано підвищення пластичності за рахунок измельчення структурних компонентів матеріала.

Ключевые слова: винтовая уширяющая экструзия, интенсивная пластическая деформация, структурные и механические свойства, изотермическое прессование

The regularities of formation of the structural properties were determined by deformation in isothermal conditions. The relationship between deformation intensity, structure of material and his mechanical properties was established on the base of experimental forming by the method of helical forging of workpieces, on the base of finite element modeling and metallographic investigation. It was grounded that the plasticity increases at the cost of the refinement of structure components of material.

Keywords: helical extending extrusion, severe plastic deformation, structural and mechanical properties, isothermal pressing

УДК 621. 683

В. Л. КАЛЮЖНИЙ, докт. тех. наук, проф., НТУ У «КПІ», Київ;

В. В. ПІМАНОВ, асистент, НТУ У «КПІ», Київ;

Я. С. ОЛЕКСАНДРЕНКО, студ.; НТУУ «КПІ», Київ.

ВПЛИВ КУТА КОНУСУ ПУАНСОНУ НА СИЛОВІ РЕЖИМИ І ЯКІСТЬ ВИРОБІВ ПРИ РОЗДАЧІ ТРУБЧАСТИХ ЗАГОТОВОК ІЗ СТАЛІ 12Х18Н10Т

Методом скінченних елементів проведено математичне моделювання роздачі в холодному стані трубчастої заготовки із сталі 12Х18Н10Т конусним пуансоном. Встановлено вплив кута конусу пуансону на зусилля роздачі, напружено-деформований стан і ресурс пластичності здеформованого металу до моменту втрати стійкості геометричної форми заготовки. Визначені кінцеві форма і

розміри здеформованої частини заготовки, величини коефіцієнтів роздачі та зміцнення металу від кута пуансону.

Ключові слова: роздача, трубчаста заготовка, фланець, математичне моделювання, метод скінченних елементів.

Вступ: В трубопроводах продукції машинобудування, авіабудування та іншого призначення широко використовуються з'єднувальні елементи у вигляді перехідників. Перехідники можуть бути циліндричні, конічні, криволінійні без фланців та з фланцями, які розташовані як перпендикулярно до вісі заготовки так і під певним кутом. Найбільш ефективною технологією виготовлення перехідників є використання операції роздачі трубчастої заготовки. Такі заготовки можуть бути отримані витягуванням порожнистого виробу з подальшим пробиванням дна, або відрізанням з труби. Заготовки, які отримані витягуванням, мають збільшену товщину стінки, причому максимальна величина потовщення має місце на торці стінки. Це може забезпечити отримання при роздачі здеформовану частину постійної товщини, завдяки потоншенню, яке присутнє при формоутворенні перехідника. Використання вихідної заготовки, що відрізана від труби приводить до економії металу і отримання перехідників з різною товщиною стінки по довжині здеформованої частини. Тому використання вихідних заготовок, які отримані різними способами за лежить від вимог, які пред'являються до перехідників по точності розмірів чи механічних характеристиках.

Технологія роздачі трубчастої заготовки проектується з використанням даних джерел [1-4], які отримані на основі виробничого досвіду і експериментальних даних. Розрахунки в основному полягають в визначенні коефіцієнта роздачі K_p (відношення найбільшого діаметра здеформованої частини $D_{зд}$ до діаметра заготовки D) та розрахунку зусилля роздачі. Практично відсутні дані по величинах потоншення стінки заготовки та зміцненню металу при роздачі. Для приблизної оцінки потоншення, зміцнення, зусилля роздачі раніше і в теперішній час використовують аналітичні залежності, які отримані методом вирішення диференційних рівнянь рівноваги з умовою пластичності для плоскої задачі [5, 6]. Однак визначені параметри потребують доопрацювання експериментальними роботами. Використання методу скінченних елементів (МСЕ) для створення математичних моделей процесу роздачі і проведення розрахункового аналізу [7] дозволяє визначити енерго-силові режими деформування, кінцеві форму і розміри виробу та зміцнення здеформованого металу для прогнозування механічних властивостей.

Мета роботи . Постановка задачі. Метою даної роботи є визначення МСЕ впливу кута конусу пуансону на енерго-силові режими та формозміну металу при холодній роздачі трубчастих заготовок із сталі 12Х18Н10Т.

Дослідження було проведено шляхом моделювання в програмному комплексі DEFORM, що був наданий на правах тимчасової ліцензії компанією «ТЕСИС». Схема операції відкритої роздачі трубчастої заготовки зображена на рис. 1. На ньому показані розміри заготовки і деформуючого інструменту. Заготовка 1 встановлена на плиті 4 в оправці 3. Зусилля деформування P

прикладається за допомогою пуансону 2. Величина кута конусу пуансону α була наступна: 15° , 20° , 25° і 30° . Враховані наступні фактори, які впливають на процес роздачі: геометрична форма інструменту, що вважався абсолютно жорстким; те, що не весь об'єм заготовки знаходиться в пластичному стані, швидкість деформування; тертя на контактуючих поверхнях; зміцнення металу по діаграмі істинних напружень; вірогідність руйнування металу з використанням діаграми пластичності. Процес формоутворення при роздачі розподілявся на певну кількість кроків навантаження для встановлення моменту втрати стійкості геометричної форми заготовки або руйнування металу.

Розрахункова схема в програмному комплексі DEFORM зображена на рис. 2. Для скорочення часу розрахунків розглядалася частина заготовки 1, яка встановлена обоймі 3, і деформується за допомогою пуансону 2. Переміщення пуансону на кроці навантаження складало 0,02 мм.

Якість здеформованих заготовок після роздачі, які отримані моделюванням МСЕ, можна оцінити по кінцевим формі і розмірах виробів, величинах ступеню використання ресурсу пластичності та зміцнення здеформованого металу.

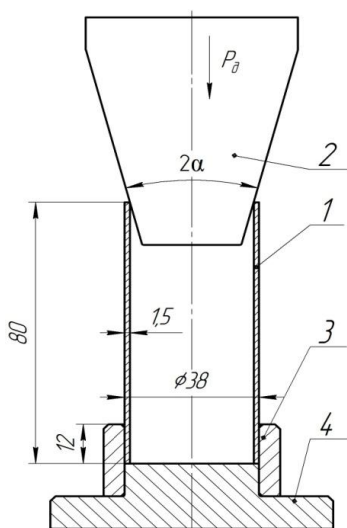


Рис. 1 – Схема процесу відкритої роздачі трубчастої заготовки конічним пуансоном

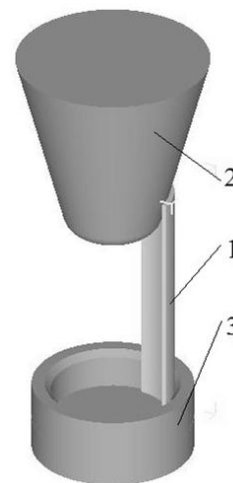


Рис. 2 – Розрахункова схема процесу роздачі в програмному комплексі DEFORM.

Результати досліджень. Результати розрахунків показали, що при роздачі трубчастої заготовки із сталі 12X18H10T має місце втрата стійкості стінки заготовки. В подальшому моделювання закінчували при виникненні по всій стінці заготовки нижче здеформованої частини величини інтенсивності напружень σ_i , яка дорівнює умовній межі текучості $\sigma_{0,2}$ вказаної сталі. На рис. 3 зображена деталь після втрати стійкості стінки при роздачі пуансоном з $\alpha=15^\circ$. Спостерігається подвійне бочкоутворення в циліндричній частині деталі.

Розрахункові залежності зусилля роздачі від переміщення пуансону при формоутворенні виробів пуансонами з різним кутом α показані на рис. 4. Зі збільшенням кута α збільшуються зусилля роздачі. Максимальне значення зусилля роздачі в кінці робочого ходу складало 78,2 кН для кута пуансону $\alpha=30^\circ$.

Моделюванням було визначено кінцеві геометрична форма і розміри здеформованої заготовки, напружено-деформований стан та ступінь використання ресурсу пластичності ψ здеформованого металу, який дає можливість прогнозувати ймовірність роздачі фланця без руйнування, до моменту втрати стійкості.

Геометричну форму і розміри деталі в розрізі, яка отримана при роздачі пуансоном з $\alpha=15^\circ$, показані на рис. 5. Спостерігається місцеве потовщення металу в зоні радіусу переходу циліндричної частини деталі в конічну, а також потоншення по всій довжині конічної частини. Величина потоншення збільшується з наближенням до торця деталі, причому зона потоншення більша за зону потовщення. Товщина з вихідного значення 1,5 мм зменшується до 1,32 мм.

Розподіл ступеню використання ресурсу пластичності ψ по об'єму четвертої частини здеформованих заготовок, які отримані роздачею різними пуансонами, показані на рис. 6. Для всіх розглянутих пуансонів до моменту втрати стійкості стінки ресурс пластичності вичерпується тільки наполовину.

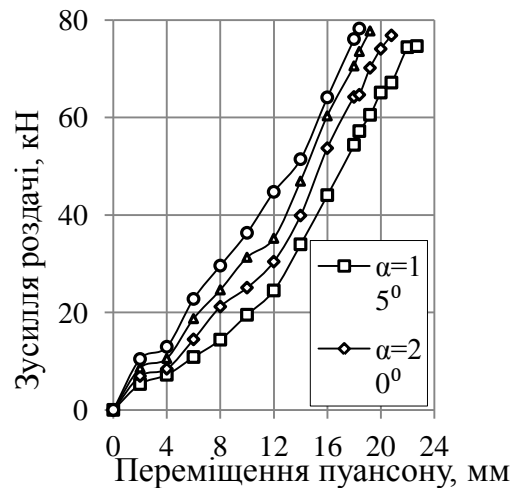


Рис. 3 – Деталь після втрати стійкості при роздачі конусним пуансоном з кутом нахилу $\alpha=15^\circ$

Рис. 4 – Залежність зусилля видавлювання від переміщення пуансону.

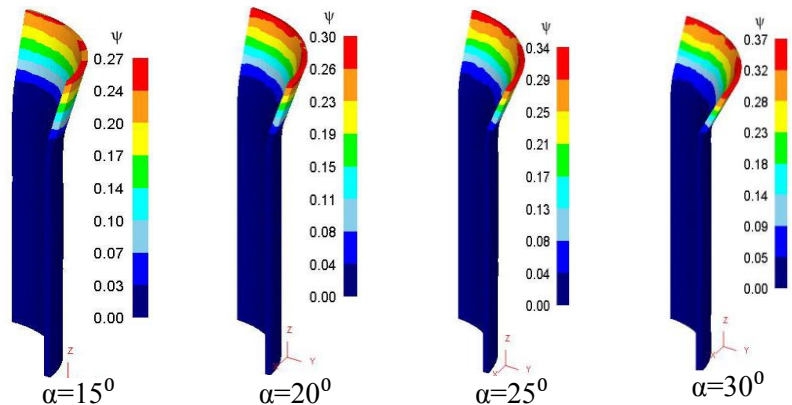
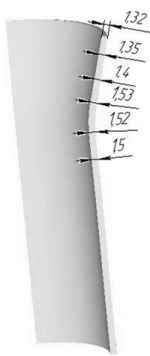


Рис. 5 – Форма і розміри деталі при роздачі пуансоном з $\alpha=15^\circ$

Рис. 6 – Розподіл ступеня використання ресурсу пластичності ψ

На рис. 7 показано розподіл інтенсивності деформації ϵ_i по об'єму zdeформованого металу. По розподілу ϵ_i можна оцінити пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією. Пропрацювання починається в місці переходу циліндричної частини в конічну і інтенсивність збільшується до краю конічної частини. розповсюджується по всій висоті зони роздачі. Тим самим створюється відповідна макроструктура в zdeформованій частині заготовки для підвищення надійності при експлуатації виробу.

Розподіл інтенсивності напружень σ_i , який визначає розповсюдження осередку деформації та величину зміцнення металу в zdeформованій заготовці, показаний на рис. 8. Осередок деформації локалізується в місці переходу циліндричної частини заготовки в конічну і в конічній частині.. Максимальні значення інтенсивності напружень досягають $\sigma_i = 990$ МПа в осередку деформацій при роздачі конусним пуансоном з $\alpha=30^\circ$. Величину зміцнення металу можна характеризувати коефіцієнтом зміцнення Кзм, який визначається відношенням інтенсивності напружень σ_i до умовної межі текучості $\sigma_{0,2}$ металу заготовки.

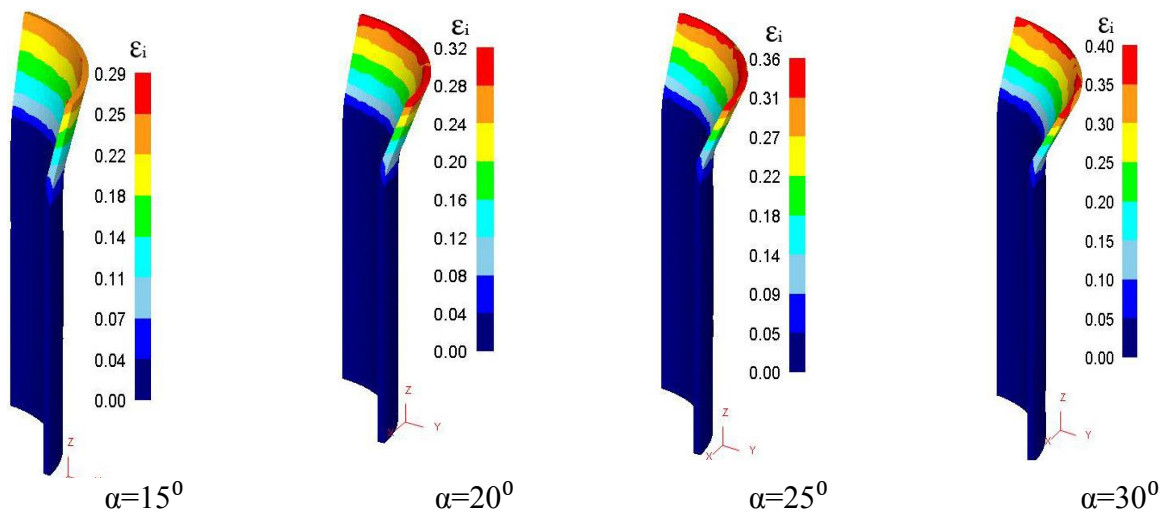


Рис. 7 – Розподіл інтенсивності деформації ϵ_i в zdeформованій заготовці

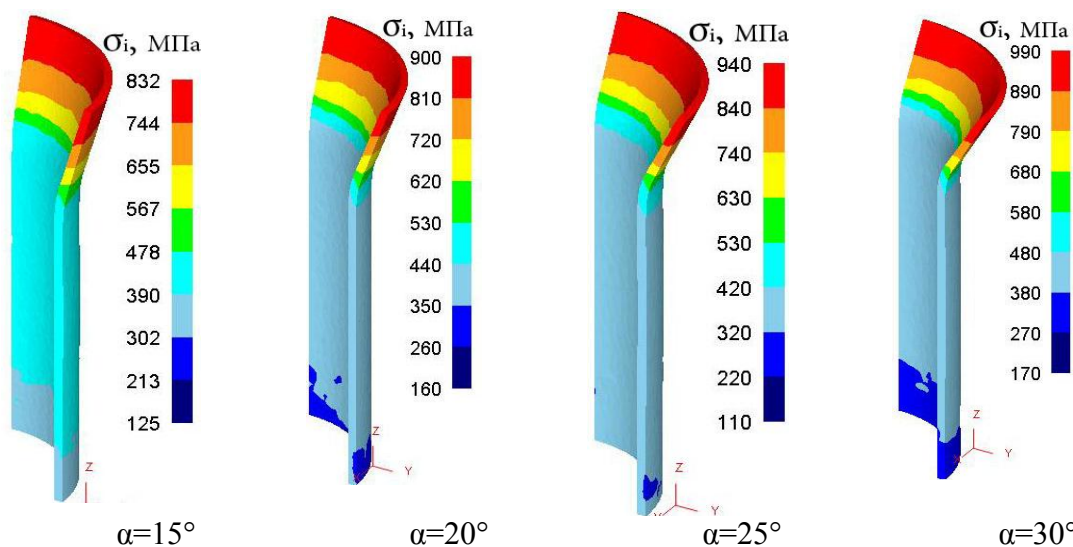


Рис. 8 – Розподіл інтенсивності напружень σ_i по об'єму zdeформованої заготовки

Узагальнені результати по впливу кута пуансону α на коефіцієнти роздачі і зміцнення наведені на рис. 9. Зі збільшенням кута α коефіцієнт роздачі збільшується і прикуті пуансону $\alpha=30^\circ$ складає 1,41 (рис. 9, а).

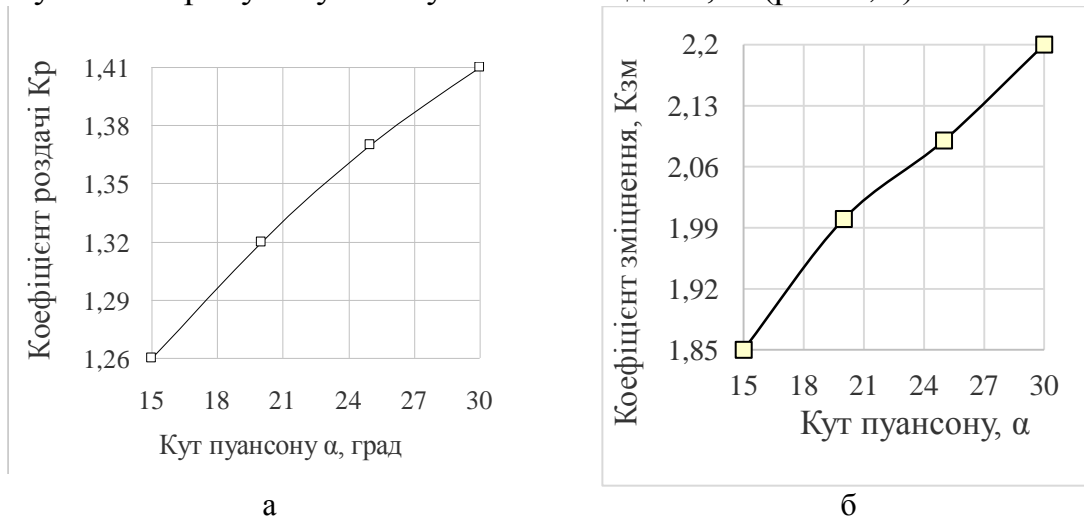


Рис. 9 – Залежність: а – коефіцієнту роздачі K_p та б – коефіцієнту зміцнення $K_{зм}$ від кута пуансону α

Характер має залежність максимального коефіцієнта зміцнення (відношення максимального значення інтенсивності напружень до величини $\sigma_{0,2}$) від кута пуансону α .

Висновки. Методом скінченних елементів проведено моделювання відкритої роздачі в холодному стані трубчатої заготовки із сталі 12Х18Н10Т конусним пуансоном з різним кутом конусу. Встановлені силові режими роздачі, кінцеві форма і розміри zdeформованих заготовок та величини ступеню використання ресурсу пластичності та зміцнення в них. Отримані узагальнені дані по впливу кута пуансону на коефіцієнт роздачі та коефіцієнт зміцнення.

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. Попов Е. А. Основы теории листовой штамповки / Е. А. Попов. — М. : Машиностроение, 1977. — 278 с. 6. Сосенушкин Е. Н. Анализ процесса раздачи трубных заготовок при штамповке изделий с коническими поверхностями / Е. Н. Сосенушкин, Е. А. Яновская, Д.В. Хачатрян и др. // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. — Краматорск : ДГМА, 2013. — № 2 (35). — С. 135–141. 7. Калюжний О.В. Холодне штампування виробу з двома фланцями із листової заготовки шляхом використання операцій витягування, роздачі і осаджування / О.В. Калюжний // Галузеве машинобудування, будівництво : зб. наук. праць. — Полтава: НТУ, 2013, вип.. 2(37). — С. 105-111.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК 621. 683

Вплив кута конусу пуансону на силові режими і якість виробів при роздачі трубчастих заготовок із сталі 12Х18Н10Т / Калюжний В. Л., Піманов В. В., Олександренко Я. С. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. — Харків: НТУ «ХПІ». — 2013. — № 43 (1016). — С. 120–126. Бібліогр.7 назв.

Методом конечных элементов проведено математическое моделирование раздачи в холодном состоянии трубной заготовки из стали 12Х18Н10Т конусным пуансоном. Установлено влияние угла

конуса ну усилие раздачи, напряженно-деформированное состояние и ресурс пластичности металла до момента потери устойчивости геометрической формы заготовки. Определены конечные форма и размеры сдеформированной части заготовки, величины коэффициентов раздачи и упрочнения металла от угла пуансона.

Ключевые слова: раздача, трубчатая заготовка, фланец, математическое моделирование, метод конечных элементов.

The mathematical modeling of expanding process of tubular piece made of 12X18H10T in cold condition by conical punch was carried out by finite element method. The influence of cone's angle of punch at the load of expanding, the stress-strain state and the resource usage of metal plasticity of deformed metal before loss of stability of geometric form were determined. The final form and dimensions of deformed workpiece's part, coefficients of expanding and metal strengthening were determined.

Keywords: expanding, tubular workpiece, flange, mathematical modeling, finite element method.

УДК 621.7

О. В. КАЛЮЖНИЙ, канд. техн. наук, доц., НТУ У «ХПІ», Київ

ІНТЕНСИФІКАЦІЯ ПРОЦЕСУ ХОЛОДНОЇ РОЗДАЧІ ТРУБЧАСТИХ ЗАГОТОВОК КОНІЧНИМ ПУАНСОНОМ

В роботі розглянутий один із способів зниження впливу тертя між пуансоном і заготовкою при роздачі трубчастих заготовок конічним пуансоном. Пуансон виконаний із послідовно розташованих під кутом поверхонь у вигляді тору, що зменшує площу контакту з заготовкою. На прикладі роздачі заготовки з нержавіючої сталі розрахунковим шляхом з використанням методу скінченних елементів показано, що використання пуансону з профільною поверхнею приводить до збільшення коефіцієнта роздачі.

Ключові слова: роздача, пуансон, зусилля роздачі, коефіцієнт роздачі, кінцеві розміри виробів.

Вступ. Сучасне виробництво ставить задачі зниження собівартості виготовлення виробів, що робить продукцію конкурентоспроможною. В трубопровідній арматурі, яка використовується в машинобудуванні, авіабудуванні, широко використовують з'єднувальні перехідники. Одним із методів виготовлення перехідників є роздача конусним пуансоном трубчастих заготовок в холодному або гарячому стані. На рис. 1 зображена схема відкритої роздачі [1-3]. Трубчаста заготовка 1 діаметром D_0 , висотою H_0 і товщиною S_0 встановлена на опорі 2 і деформується зусиллям R_d за допомогою пуансону 3 з кутом α . Основним показником при роздачі є коефіцієнт роздачі $K_r = D_1/D_0$ [4], на який впливають товщина заготовки S_0 , кут пуансону α і тертя між пуансоном і заготовкою. Від коефіцієнту K_r залежить собівартість виробів, що отримуються роздачею. Для підвищення коефіцієнту K_r використовують закриту роздачу [1-3]. При такій роздачі заготовку 1 встановлюють в обоймі 2 на опорі 3. При деформуванні пуансоном 4, який має переміщення U_0 , обойма зміщується вниз також з переміщенням U_0 , що зменшує вірогідність втрати стійкості стінки заготовки. На коефіцієнт K_r при закритій роздачі також суттєвий вплив має тертя між пуансоном і частиною заготовки, що деформується. Тому актуальними є дослідження, які направлені на зниження впливу тертя і збільшення коефіцієнту роздачі

Мета роботи. Постановка задачі. Метою роботи є зниження впливу тертя на формоутворення виробів при холодній роздачі та підвищення

коефіцієнта роздачі. Вказану задачу можна вирішити шляхом зменшення площі контакту між пуансоном і заготовкою. Для цього при роздачі заготовок великого діаметру конічну поверхню пуансону можна замінити профільною, яка складається з послідовно розташованих під кутом поверхонь у вигляді тору. При роздачі труб малого діаметру поверхня пуансону може бути заокруглена відповідним радіусом (рис. 3). На ньому показаний пуансон з профільною поверхнею.

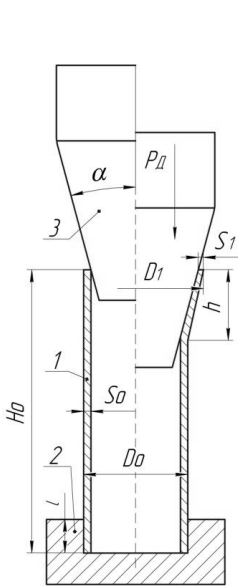


Рис. 1 – Схема відкритої роздачі трубчастої заготовки

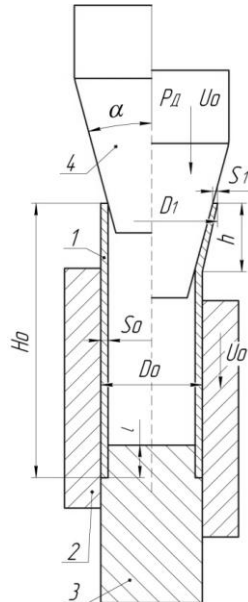


Рис. 2 – Схема закритої роздачі трубчастої заготовки

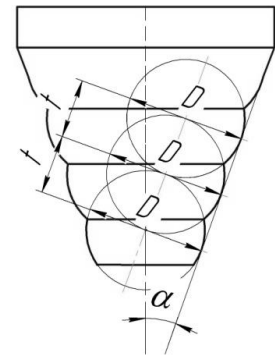


Рис. 3 – Пуансон з профільною поверхнею

Поверхня пуансону заокруглена радіусами $R=D/2$, причому діаметри D розташовані під кутом α з однаковим кроком t . Для отримання рівної поверхні здеформованої частини заготовки після роздачі необхідно встановити величини діаметру D і кроку t . Визначити вказані величини можна шляхом проведення чисельних експериментів з використанням методу скінченних елементів (МСЕ). В роботі [5] проведений аналіз МСЕ процесу роздачі, показані можливості методу по встановленні кінцевих форми і розмірів виробів після роздачі. Для проведення порівняльного аналізу за допомогою МСЕ процесу роздачі конічним і зпрофільованим пуансоном були взяті заготовки з нержавіючої сталі з умовною межею текучості $\sigma_{0,2}=340$ МПа діаметром $D_0=38$ мм, висотою $H_0=80$ мм і товщиною $S_0=1,5$ мм. Конічний пуансон мав кут $\alpha=20^\circ$. Форма зпрофільованого пуансону: $D=D_0=38$ мм, $\alpha=20^\circ$, крок t змінювався для встановлення можливості отримання рівної поверхні після роздачі. При моделюванні процес роздачі розподілявся на певну кількість кроків навантаження для встановлення моменту втрати стійкості стінки заготовки або руйнування здеформованої частини заготовки. Розрахунки виконані в програмному комплексі DEFORM, що був наданий на правах тимчасової ліцензії компанією «ТЕСИС».

Результати досліджень. Спочатку було досліджено вплив коефіцієнта тертя μ на процес відкритої роздачі при формоутворенні виробів конічним пуансоном. Встановлено, що для даного матеріалу і розмірів заготовки при роздачі має місце втрата стійкості бокової стінки. На рис. 4 приведена залежність

максимального зусилля роздачі, при якому заготовка втрачає стійкість, від коефіцієнту тертя. Вигляд залежності обумовлений тим, що при роздачі отримується різна величина діаметру D_1 (див. рис. 1). Розподіл осьових напружень σ_z в верхній частині заготовки на проміжній стадії роздачі (переміщення пуансону 14 мм) з різним коефіцієнтом тертя зображений на рис. 5. При роздачі з коефіцієнтом тертя $\mu=0$ (рис. 5а) в стінці заготовки виникають стискаючі напруження – 250 МПа, а по середині zdeформованої частини – 70 МПа. Збільшення коефіцієнту тертя до $\mu=0,08$ приводить до виникнення напружень σ_z відповідно до значень – 312 і – 120 МПа. Величина напружень в стінці збільшується на 20%, що в подальшому є причиною втрати стійкості стінки заготовки при меншому переміщенні пуансону. Залежність коефіцієнта роздачі від коефіцієнту тертя показана на рис. 6. Зменшення величини коефіцієнту тертя при водить до зростання коефіцієнта роздачі. Таким чином, зниження впливу тертя є важливим чинником інтенсифікації процесу роздачі.

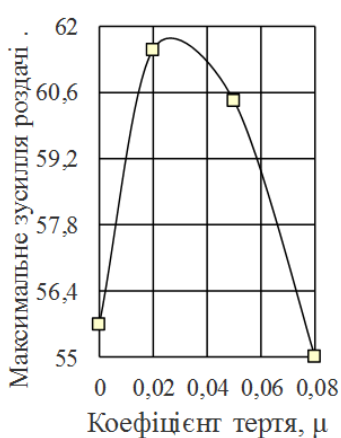


Рис. 4 – Залежність максимального зусилля роздачі від коефіцієнту тертя

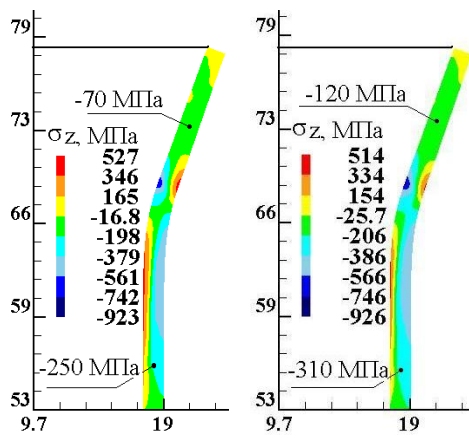


Рис. 5 – Розподіл осьових напружень на проміжній стадії роздачі: а – $\mu=0$; б – $\mu=0,08$

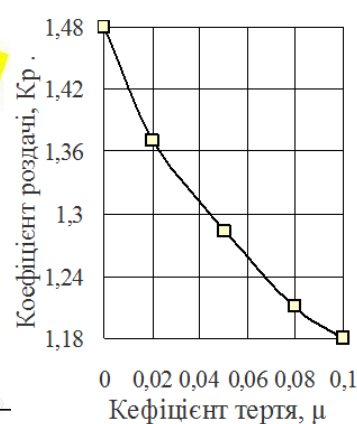


Рис. 6 – Залежність коефіцієнта роздачі від коефіцієнта тертя μ

Був проведений порівняльний розрахунковий аналіз відкритої роздачі з коефіцієнтом тертя $\mu=0,08$ трубчастої заготовки вищенаведених розмірів традиційним конусним пуансоном, відкритої роздачі зпрофільованим пуансоном (див. рис. 3.) і закритої роздачі (див. рис. 2) зпрофільованим пуансоном. При роздачі зпрофільованим пуансоном встановлено, що крок профільної поверхні $t=8$ мм при величині $D=38$ мм забезпечує отримання рівної по довжині zdeформованої частини заготовки. При $t>8$ мм отримується хвилеподібна поверхня. Залежності зусилля роздачі від переміщення пуансону для розглянутих варіантів роздач трубчастих заготовок зображені на рис. 7. При відкритій роздачі конусним і зпрофільованим пуансонами максимальні значення зусилля практично однакові (відповідно 55 і 53 кН), хоча переміщення пуансонів до моменту втрати стійкості стінки заготовки різні (відповідно 16 і 24 мм). При відкритій роздачі зпрофільованим пуансоном досягається більший коефіцієнт роздачі. При закритій роздачі зпрофільованим пуансоном максимальне значення зусилля складає 60,4 кН і отримане найбільше

переміщення пуансону (29 мм). В останньому випадку замість втрати стійкості має місце руйнування торця здеформованої частини, що буде показано нижче.

Форми і розміри виробів, які отримані при різних схемах роздачі, з вищенаведеними позначеннями схем (див. рис. 7) зображені на рис. 8. По першій схемі роздачі отриманий коефіцієнт роздачі $K_p=1,21$. Використання зпрофільованого пуансону (схема 2) приводить до значення $K_p=1,32$, що більше

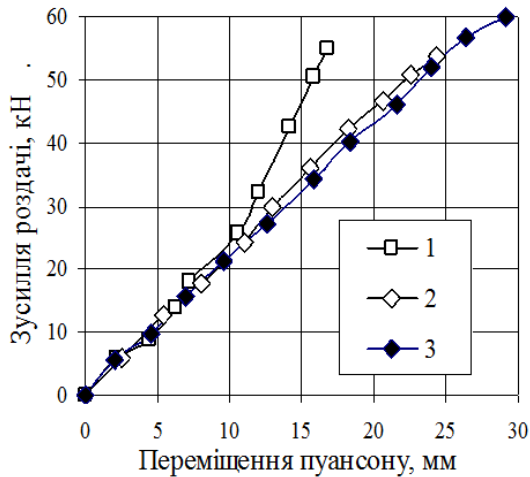


Рис. 7 – Залежність зусилля роздачі від переміщення пуансону: схема 1- відкрита роздача конусним пуансоном; схема 2- відкрита роздача зпрофільованим пуансоном; схема 3- закрыта роздача зпрофільованим пуансоном

на 8,3 %. При закритій роздачі (схема 3) досягається коефіцієнт роздачі $K_p=1,42$. При всіх схемах роздачі має місце потоншення стінок по довжині здеформованих частин заготовок. При зростанні коефіцієнту роздачі потоншення збільшується. Потоншення, з 1,5 до 1,55 мм, для всіх розглянутих схем роздачі спостерігається в місці переходу циліндричної частини виробу в конічну. Загальний вигляд виробу в розрізі, який отриманий закритою роздачею, зображений на рис. 9.

Розподіл ступеню використання ресурсу пластичності ψ здеформованого металу в верхній частині заготовки після роздачі показаний на рис. 10. При відкритій роздачі конусним пуансоном (спосіб 1) максимальне значення використаного ресурсу складає $\psi=0,7$. При відкритій роздачі зпрофільованим пуансоном (спосіб 2) збільшується коефіцієнт роздачі і зростає використаний ресурс і досягає максимального значення $\psi=0,82$. Як було відмічено раніше, в обох випадках стінка заготовки втрачає стійкість. При закритій роздачі (спосіб 3) втрати стійкості не спостерігається, але ресурс пластичності здеформованого металу повністю вичерпується, що робить неможливим подальше деформування заготовки.

На рис. 11 показані розподіли інтенсивності деформацій ϵ_i і інтенсивності напружень σ_i для розглянутих трьох схем роздачі. По вказаних розподілах можна оцінити пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією, зміцнення здеформованого металу та прогнозувати його межу текучості σ_s . Перша схема роздачі забезпечує максимальні величини $\epsilon_i=0,3$ і $\sigma_i=815$ МПа на торці здеформованої заготовки. Місце переходу циліндричної частини заготовки в конічну практично не деформується і не отримує зміцнення.

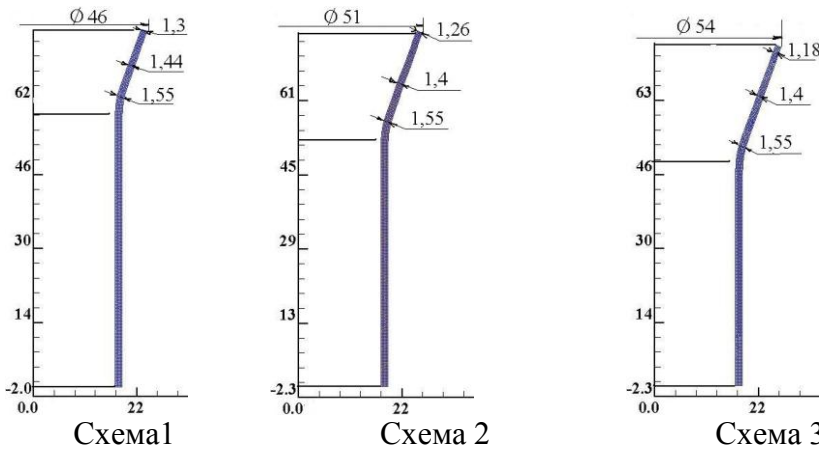


Рис. 8 – Форма і розміри виробів, які отримані по різних схемах роздачі (всі розміри в міліметрах)



Рис. 9 – Загальний вигляд виробу в розрізі при закритій роздачі

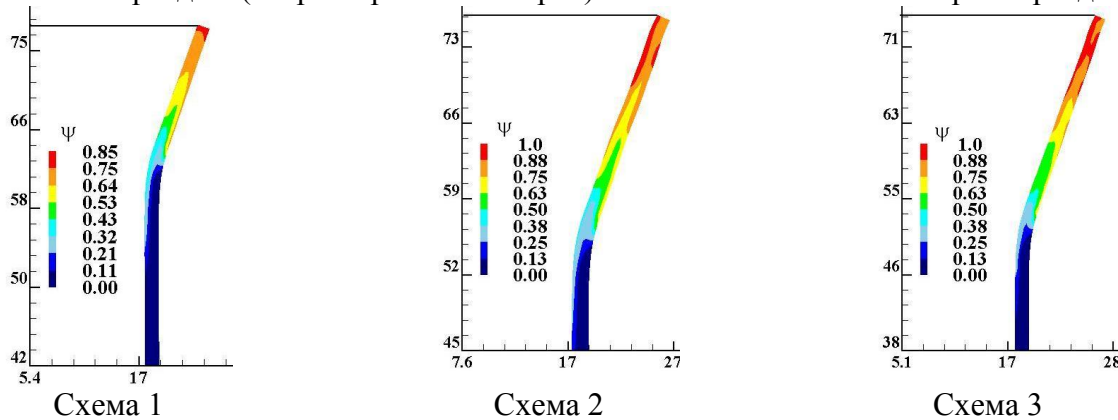


Рис. 10 – Розподіл ступеню використання ресурсу пластичності в верхній частині zdeформованої заготовка, яка отримана по різних способах роздачі. Розміри по вісях в мм

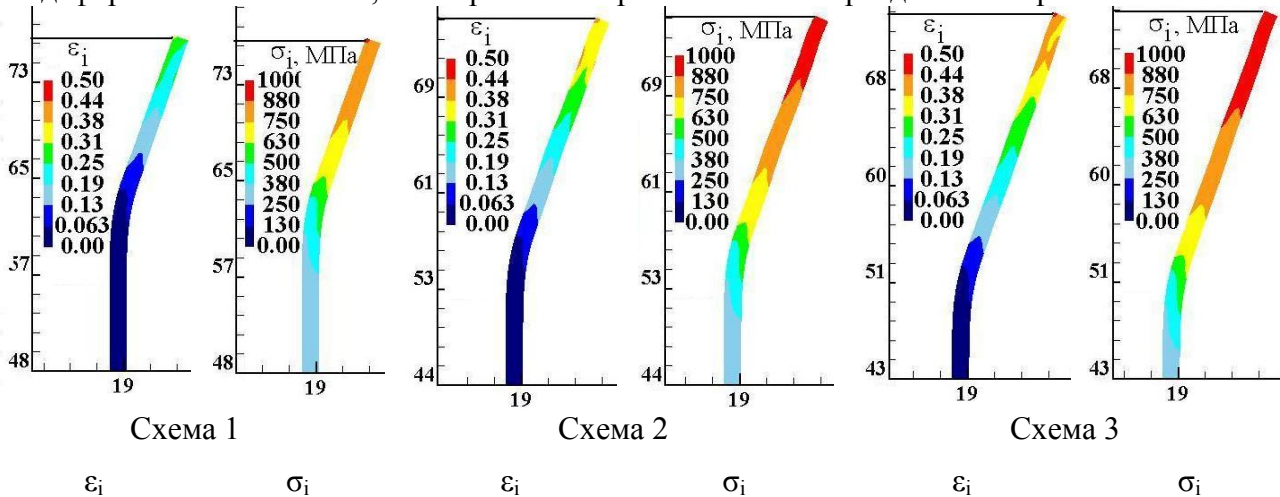


Рис. 11 – Розподіл інтенсивності деформацій ϵ_i і інтенсивності напружень σ_i в верхній частині zdeформованої заготовки, яка отримана по різних схемах роздачі. Розміри по вісях в мм

При відкритій роздачі зпрофільованим пуансоном (схема 2) максимальні значення вже складають $\epsilon_i=0,3$ і $\sigma_i=940$ МПа, причому вказана величина σ_i розповсюджується на третину довжини zdeформованої частини заготовки. Закрита роздача (схема 3) приводить до отримання значень $\epsilon_i=0,41$, а інтенсивність напружень $\sigma_i=940$ МПа розповсюджується на половину zdeформованої частини. В місці переходу циліндричної частини заготовки в конічну отримано $\sigma_i=420$ МПа, що в 1,23 більше в порівнянні з вихідним станом

металу. Таким чином, використання зпрофільованого пуансона забезпечує зміцнення металу в місці переходу циліндричної частини виробу в конічну.

Висновки. Показана можливість інтенсифікації процесу роздачі трубчастих заготовок шляхом зниження впливу тертя на формоутворення виробів. На прикладі роздачі трубчастих заготовок з нержавіючої сталі встановлено, що використання пуансона з зпрофільованою поверхнею, в порівнянні з конічним пуансоном, приводить до зниження зусилля роздачі і підвищення коефіцієнту роздачі.

Список літератури: 1. *Аверкиев Ю. А.* Холодная штамповка / *Ю. А. Аверкиев.* Издательство Ростовского университета, 1984. – 288 с. 2. *Аверкиев Ю. А.* Технология холодной штамповки / *Ю. А. Аверкиев., А. Ю. Аверкиев.* – М.: Машиностроение, 1989. – 304 с. 3. 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. 4. *Романовский В. П.* Справочник по холодной штамповке. 6-е изд., перераб. и доп. / *В. П. Романовский.* — Ленингр. отд-ние: Машиностроение. 1979. — 520 с. 5. *Калюжний О.В.* Холодне штампування виробу з двома фланцями із листової заготовки шляхом використання операцій витягування, роздачі і осаджування / *О.В. Калюжний // Галузеве машинобудування, будівництво : зб. наук. праць.* – Полтава: НТУ, 2013, вип. 2(37). – С. 105-111.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК 621.983

Інтенсифікація холодної роздачі трубчастих заготовок конічним пуансоном / Калюжний О. В. / Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 126–131. Бібліогр.: 5 назв.

В работе рассмотрен один из способов снижения влияния трения между пуансоном и заготовкой при раздаче трубных заготовок коническим пуансоном. Пуансон выполнен из последовательно расположенных под углом поверхностей в виде тора, что уменьшает площадь контакта с заготовкой. На примере раздачи заготовки с нержавеющей стали расчетным путем с использованием метода конечных элементов показано, что использование пуансона с профильной поверхностью приводит к увеличению коэффициента раздачи.

Ключевые слова: раздача, пуансон, усилие раздачи, коэффициент раздачи, конечные размеры изделий

In the article one of the methods of decreasing of influence of friction between a punch and a die during of expanding process of tubular workpieces by conical punch is considered. The punch is made of consecutive surfaces which are angularly placed and form a torus, that decrease the contact surface with workpiece. On the example of expanding of workpieces made of stainless steel by calculated method using of the finite element method it is shown that the usage of punch with profiled surface brings to the increasing of expanding coefficient.

Keywords: the expansion, the punch, the force expansion, expansion ratio, the final product dimensions

УДК 621.983.3

А. М. КРАСНОКУТСКИЙ, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПІ»;
М. М. ШЕВЧЕНКО, доц., НТУ «ХПІ».

ОБЛАСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ФРИКЦИОННОЙ ШТАМПОВКИ-ВЫТЯЖКИ

В работе рассмотрены вопросы применения фрикционной штамповки-вытяжки и роль упруго-фрикционного элемента (УФЭ) на технологические возможности использования активных сил трения в процессе получения тонкостенных изделий.

Ключевые слова: штамповка-вытяжка, фрикционная, технологические возможности, изделия тонкостенные.

Введение. Возможность получения предельных значений коэффициентов вытяжки при использовании фрикционной штамповки свидетельствует о значительных резервах данного технологического процесса для изготовления деталей сложных форм.

Внедрение фрикционной штамповки обеспечивает значительное расширение технологических возможностей листовой штамповки. Последнее стало возможным за счет более полного использования пластических свойств штампуемого материала, что позволяет изготавливать сложные детали, получение которых другими способами связано со значительными трудностями.

Анализ достижений и публикаций. Приведенные в работах [1, 2, 3] предельные значения коэффициентов вытяжки свидетельствуют о значительных технологических возможностях фрикционной штамповки-вытяжки при получении глубоких и сложных деталей. В работах [4,5,6] представлены теоретические исследования и приведены вытекающие из них рекомендации по осуществлению технологического процесса вытяжки.

Постановка задачи. Как видим, имеется ряд публикаций о применении упруго-фрикционных элементов для штамповки-вытяжки. Необходимо обобщить результаты исследований и определить область рационального применения фрикционной штамповки-вытяжки как при прессовых, так и беспрессовых методах штамповки.

Основная часть. Используя метод фрикционной штамповки-вытяжки из тонкого листа (в прессовом и беспрессовом вариантах), можно получать широкий спектр деталей (осесимметричных и несимметричных). При этом детали могут быть различных размеров, начиная от небольших, измеряемых десятками миллиметров, и кончая крупногабаритными, размеры которых составляют метры.

Метод фрикционной штамповки-вытяжки за счет изменения схемы силового нагружения заготовки с помощью УФЭ обеспечивает получение сложных и глубоких деталей.

Существенным является и то, что он позволяет производить предварительный набор материала. Это особенно важно при беспрессовой вытяжке сложных и глубоких деталей с последующей калибровкой полученного полуфабриката по матрице, обеспечивая при этом жесткие требования по утонениям, точности и качеству [6].

Возможности метода зависят от материала, геометрических размеров, коэффициента формы УФЭ и сил трения на его поверхностях.

Сочетание высокой прочности и твердости материала УФЭ обеспечивает получение деталей с высокими коэффициентами вытяжки K_0 [4].

В качестве материала УФЭ используют резину и полиуретан. Исследования [7, 8] показали, что в условиях закрытого штампа лучшими фрикционными свойствами обладает резина повышенной твердости и

износостойкости. Однако, с увеличением твердости резины коэффициент трения ее падает. Поэтому, применяя твердую резину, для увеличения активных сил проводят дополнительные мероприятия по искусственному увеличению коэффициента трения в плоскости соприкосновения УФЭ и заготовки.

Полиуретан, как эластичная среда, является эффективным в технологическом отношении материалом для процессов листовой вытяжки. Сочетание свойств высокой прочности, эластичности и стойкости к нагрузкам и агрессивным средам (масло, бензин и т. д.) позволяет считать его в качестве перспективной эластичной среды. Прочность полиуретана составляет 450 кГ/см^2 а это в $2 \div 3$ раза больше, чем у резин. Благоприятная схема нагружения УФЭ и значительные силы трения, допускают высокие удельные нагрузки (до 1300 кГ/см^2) без его разрушения. А это значительно расширяет область применения фрикционной штамповки, так как появляется возможность изготавливать детали из более прочных материалов, чем при использовании УФЭ из резины, для которой предельная удельная нагрузка составляет 700 кГ/см^2 .

Величина активных сил трения, развиваемых УФЭ, зависит не только от физико-механических характеристик его материала, но и в значительной мере от соотношения геометрических размеров. Последние характеризуются коэффициентом формы Φ . Коэффициент формы УФЭ Φ для реального технологического процесса фрикционной вытяжки определяется по уравнению из [9]:

$$\Phi = \sqrt{\frac{0,2B(e_{II}K_0)^\alpha \cdot \delta_0}{G \cdot r_M \cdot \mu_y \cdot \varepsilon_0 (1 - \varepsilon_0)}} \quad (1)$$

где: B, α – механические характеристики материала заготовки;

K_0 – начальный коэффициент вытяжки;

δ_0 – толщина заготовки;

G – модуль сдвига материала УФЭ;

r_M – радиус протяжного отверстия матрицы;

μ_y – условный коэффициент трения;

ε_0 – начальная степень сжатия УФЭ, $\varepsilon_0 = 0,03 \div 0,05$

Уравнение (1) связывает прочностные характеристики материалов заготовки и УФЭ, другие параметры, определяющие технологический процесс фрикционной штамповки-вытяжки конкретного изделия. При этом каждому значению начального коэффициента вытяжки K_0 соответствует одно определенное значение коэффициента формы Φ .

Для штамповки деталей, требующих значительных усилий, необходимо применять УФЭ малой толщины. Нерационально изготавливать УФЭ толщиной менее 6 мм, так как при своем сжатии они развивают меньшие касательные напряжения сил трения, чем УФЭ оптимальной толщины – $6 \div 8$ мм. Минимальная толщина (6 мм) УФЭ является нижней границей области рационального применения фрикционной штамповки. Метод фрикционной

штамповки-вытяжки наиболее эффективен для получения изделий из алюминиевых, медных и других мягких сплавов.

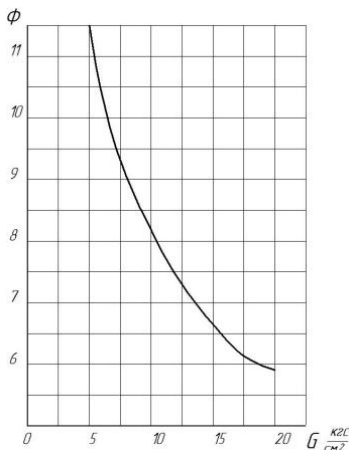


Рис. 1 – Значение коэффициента формы Φ УФЭ в зависимости от модуля сдвига G материала УФЭ

Напряжение сопротивления деформированию заготовки q может быть определено по такой зависимости:

$$q = \frac{1,2B(e_{II} \cdot K_0)^\alpha \cdot \delta_0}{r_M \mu_y} \quad (2)$$

На рисунках 1 и 2 приведены графики зависимости важнейших параметров, определяющих процесс фрикционной штамповки-вытяжки. Первый рисунок позволяет определить значение коэффициента формы Φ УФЭ в зависимости от модуля сдвига G материала УФЭ, а другой показывает зависимость удельной нагрузки q от начального коэффициента вытяжки K_0 для различных диаметров отверстия матрицы.

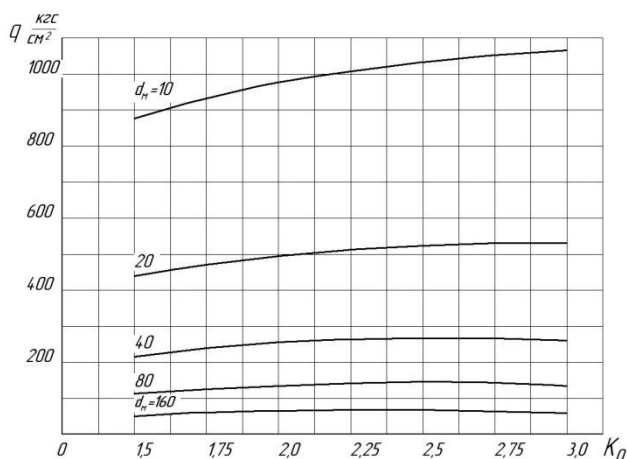


Рис. 2 – Зависимость удельной нагрузки q от начального коэффициента вытяжки K_0 для различных диаметров отверстия матрицы

Выводы: 1. Метод фрикционной штамповки-вытяжки позволяет получать из листа (мягких сплавов) широкий спектр деталей, отличающихся разнообразием геометрических форм, габаритов, глубиной вытяжки и малыми утонениями стенок изделия.

2. Изготовление изделий методом фрикционной штамповки-вытяжки может осуществляться как на механических и гидравлических прессах, так и беспрессовыми методами. При этом выбор должен производиться на основе технологического и экономического анализа с обязательным учетом трудоемкости.

Список литературы: 1. Исследование вытяжки цилиндрических стаканов по способу Масленникова. – Экспресс-информация «Технология и оборудование кузнечно-прессового производства», 1971, №10. 2. Масленников Н.А. Безпуансонная глубокая вытяжка тонкостенного металла силами трения. – Вестник Машиностроения, 1956, №5. 3. Hollingun Jack. The academie world gives ves rubler forming a new leuse of life, Engineer (Cr. Brit), 1973, 236, № 6104. 4. Краснокутский А.М., Жережон-Зайченко В.В., Шевченко М.М. Геометрическое моделирование работы упругого элемента в процессе штамповки-вытяжки с использованием сил трения // Геометричне та комп'ютерне моделювання – Харків: ХДУХТ, 2009, – Вип. 22. – с. 88-97. 5. Краснокутский А.М., Жережон-Зайченко В.В., Шевченко М.М. Геометрическое моделирование работы упругого элемента в процессе фрикционной вытяжки деталей коробчатой формы // Геометричне та комп'ютерне моделювання – Харків: ХДУХТ, 2010, – Вип. 26. – с. 173-180. 6. Краснокутский А.М., Савченко Л.М., Шевченко М.М. Перспективы использования схемы фрикционной штамповки-вытяжки при изготовлении крупногабаритных деталей // Геометричне та комп'ютерне моделювання – Харків: ХДУХТ, 2011, – Вип. 28. – с. 71-76. 7. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. Л.: «Машиностроение», 1979. – 520 с. 8. Исаченков Е.И. Штамповка резиной и жидкостью. М.: «Машиностроение», 1967. – 367 с. 9. Краснокутский А.М., Шевченко М.М. Геометрические параметры упругого элемента для фрикционной штамповки-вытяжки // Геометричне та комп'ютерне моделювання – Харків: ХДУХТ, 2012, – Вип. 30. – с. 172-179.

Надійшла до редколегії 27.10.2013

УДК 621.983.3

Область применения фрикционной штамповки-вытяжки / Краснокутский А. М., Шевченко М. М. // Вісник НТУ «ХПИ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПИ», – 2013. – № 43 (1016). – С. 131–135. Бібліогр.: 9 назв.

У роботі розглянуті питання застосування фрикційної штампування-втяжки та роль пружно-фрикційного елемента (УФЕ) на технологічні можливості використання активних сил тертя в процесі отримання тонкостінних виробів.

Ключові слова: штампування-втяжка, фрикційна, технологічні можливості, вироби тонкостінні.

The paper discusses the application of slip-forming exhaust and the role of elastic-friction element (UFE) for the technological possibilities of using the active forces of friction during the production of thin-walled products.

Keywords: punching, drawing, friction, technological capabilities, thin-walled products.

УДК 621.777.4

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

А. И. ЦЕЛУЙКО, студентка, НТУ «ХПИ».

АНАЛИЗ ПРОБЛЕМ И ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА ВЫДАВЛИВАНИЯ СТЕРЖНЕВЫХ КОНИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ

Прямое холодное выдавливание является самым эффективным способом получения стержневых деталей с коническими элементами. Однако прямое выдавливание сопровождается возникновением ряда проблем решение которых зависит от определенных требований к технологическому процессу, матрице и смазке.

Ключевые слова: прямое холодное выдавливание, детали с коническими элементами, матрица, силовой режим, бандажирование, потери на трение.

Введение. Стержневые детали с коническими элементами большой длины и малой конусности широко используются в разных отраслях промышленности. К числу наиболее характерных и массовых представителей относятся: шаровые пальцы и пальцы амортизатора в автомобильной промышленности; втулки переходные, корпуса вращающихся центров и инструментальные конуса в станкоинструментальной промышленности; пробки кранов в химической промышленности; конические штифты в инструментальном производстве (рис. 1).

Эти детали зачастую изготавливаются точением из прутка или из горячештампованной заготовки. При этом коэффициент использования металла (КИМ) не превышает 0,24...0,6. Заготовки осесимметричных деталей с коническими элементами без фланцев так же можно получать поперечно-клиновой вальцовкой или ротационным обжатием, что увеличивает производительность, но сохраняется значительный расход металла.

В отдельных случаях детали с коническими элементами изготавливают холодным выдавливанием. Оно позволяет повысить КИМ до 0,65...0,9, получить значительную экономию металла и снизить трудоемкость последующей механической обработки. Одновременно обеспечивается повышение качества деталей благодаря деформационному упрочнению. При этом получают точные заготовки с минимальными припусками на механическую обработку, а в некоторых случаях даже готовые детали. Холодным выдавливанием можно изготавливать детали различной формы. Однако при этом на первое место выходят проблемы стойкости рабочих деталей штампов, связанные со значительными контактными напряжениями и различные внутренние дефекты при прямом выдавливании хвостовика и конических элементов.

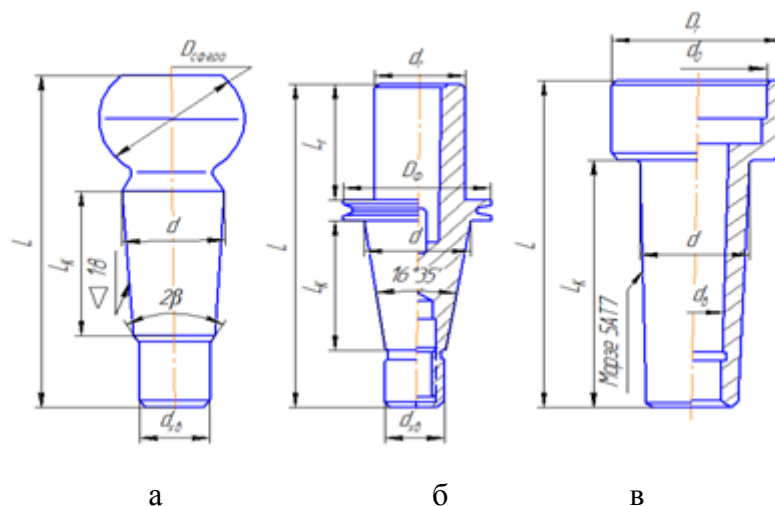


Рис. 1 – Конструкция типовых деталей с коническими элементами: а – шаровой палец; б – втулка переходная к станкам с числовым программным управлением; в – корпус вращающегося центра

Цель исследований, постановка проблемы Указанные детали характеризуются значительным разнообразием конструктивных и технологических параметров, они изготавливаются из различных марок сталей

(20X, 40X, 40XH, 50 XH и др.), имеют различные величины углов конических элементов ($3^\circ \leq 2\alpha \leq 20^\circ$, $60^\circ \leq 2\beta \leq 120^\circ$), характеризуются большим диапазоном соотношений диаметров. По этой причине разработка оптимальных техпроцессов холодного выдавливания и конструкций штампов является сложной задачей.

При прямом выдавливании существенное влияние на силовой режим и качество деталей оказывает трение. Обобщенные показатели лишь приближенно описывают процесс трения ввиду наличия множества трудно учитываемых факторов. Значительное ухудшение условий трения может приводить к увеличению усилия в 2...3 и более раз. Процесс сопровождается обновлением поверхности деформируемого тела, повышением температуры в области контакта. При оптимальных граничных условиях потери на трение составляют 30...60% от общих затрат энергии на выдавливание. Вид смазки сильно влияет на величину потерь на трение.

При разработке и внедрении процесса холодного выдавливания возникают такие трудности, как низкая стойкость матриц и появление брака в виде различных внутренних дефектов при прямом выдавливании хвостовика и конусных элементов.

Эффективность внедрения холодного выдавливания определяется рядом факторов и, прежде всего, стойкостью рабочих деталей штампов, из которых наиболее сложной, тяжело нагруженной и дорогостоящей является матрица. Отмечается значительное влияние формы внутренней поверхности тяжело нагруженной матрицы на распределение внутренних давлений и натягов по высоте матрицы при бандажировании.

Пути решения задачи. Как уже отмечалось, использование заготовок, полученных ротационным обжатием и поперечно-клиновой вальцовкой, позволяет несколько повысить КИМ до 0,5...0,8 и обеспечивает высокую производительность. Однако оба эти процесса характеризуются необходимостью применения горячей деформации, плюс, невозможно получить детали с фланцами.

Холодные высадка и прямое выдавливание обеспечивают КИМ 0,65...0,87, экономию металла от 0,83 до 6,3 кг на одной детали и значительное снижение трудоёмкости механической обработки. Степень деформации при прямом выдавливании находится в интервале от 20 до 75%, величина угла конической поверхности $3^\circ \leq 2\alpha \leq 20^\circ$, относительная длина конической поверхности $0,5 \leq L \leq 3,0$. Детали изготавливают из сталей 18ХГТ, 20Х, 40Х, 40ХН и других труднодеформируемых сталей. Многие детали имеют две конических поверхности: с малой конусностью и большой длиной и сопряженную с ней переходную поверхность с большой конусностью и малой длиной.

Сочетание двух конических поверхностей значительно усложняет течение металла в процессе выдавливания, при этом происходит объединение и взаимное влияние двух пластических зон, значительно отличающихся по напряженному и деформированному состоянию.

Наиболее типичными представителями деталей с двумя коническими элементами являются шаровые пальцы реактивной штанги. Для этих деталей характерно разнообразие материалов, из которых они изготавливаются, степеней деформации, углов матричной воронки 2β и длин конических поверхностей. Эти параметры оказывают существенное влияние на силовой режим, предельное формоизменение и нагрузки на стенки матрицы. Однако у процесса холодного выдавливания есть такой основной недостаток как низкая стойкость матриц на первом переходе выдавливания. При этом следует учитывать особенности течения металла, обусловленные наличием участков с большой и малой конусностью.

Предметом исследования являются твердость материала исходной заготовки, которая линейно связана с пределом текучести. Повышение последнего до 700 МПа приводит к критическому увеличению усилия деформирования и нагрузок на инструмент. Увеличение относительной длины заготовки увеличивает потери на трение в контейнере, усилие деформирования и нагрузки на инструмент. Влияние относительной длины заготовки усиливается с ухудшением условий трения. Значительно влияние величины углов матричных воронок и их соотношения на силовой режим, однородность деформации, потери на трение и т. д.

С целью повышения стойкости матрицы изготавливают с одним, двумя и тремя бандажами в зависимости от нагрузки. Наличие значительных перепадов сечений, приводит к локальному росту нормальных давлений, изменению жесткости вставок по высоте, и как следствие, к неравномерному обжатия вставки при бандажировании.

Выбор оптимальной конструкции матрицы и правильный расчет бандажей возможны только при определении значения и характера распределения нагрузок на стенки матрицы, что является сложной задачей, требующей проведения детального теоретического анализа напряженно-деформированного состояния заготовки в процессе выдавливания или трудоемких экспериментальных исследований.

Выводы. Необходимо решить такие задачи:

1. Создать математическую модель процесса прямого выдавливания, разработать методику алгоритма и программу аналитического на ЭВМ.
2. Разработать методику, алгоритм и программу экспериментально-аналитического анализа процесса выдавливания деталей.
3. Провести анализ процесса с использованием МКЕ и выполнить необходимые экспериментальные исследования.
4. Определить долю трения в силовом режиме и наметить пути её снижения.

Список литературы: 1. Кузьменко В. И. Исследование и оптимизация процесса холодного выдавливания стержневых деталей с коническими элементами: Дис... канд. техн. наук. – Харьков, 1982. 2. Евстратов В.А., Кузьменко В.И. Исследование трения при пластической деформации./ Трибология и надёжность: сборник научных трудов 8 Международной конференции. Санкт-Петербург//.- СПб. Петербургский гос. ун-т путей сообщения, – 2008. – 374. – с.264-269.

Надійшла до редколегії 25.10.2013

УДК 621.777.4

Анализ проблем и постановка задачи исследования процесса выдавливания стержневых конических деталей / Кузьменко В. И., Целуйко А. И. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 43 (1016). – С. 135–139. Бібліогр.: 2 назв.

Пряме холодне видавлювання є найефективнішим способом отримання стрижневих деталей з конічними елементами. Проте пряме видавлювання супроводжується виникненням ряду проблем вирішення яких залежить від певних вимог до технологічного процесу, матриці і мастила.

Ключові слова: пряме холодне видавлювання, деталі з конічними елементами, матриця, силовий режим, бандажування, втрати зусиль на тертя.

Direct cold extruding is the most effective way to get rod details of conical elements. However, direct extruding accompanied by the emergence several problems whose solution depends on the certain requirements of the process, the die and grease.

Keywords: direct cold extruding, details of conical elements, die, power mode, banding friction loss.

УДК 621.73

В. В. КУХАРЬ, докт. техн. наук, проф., ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь;
О. В. ВАСИЛЕВСКИЙ, ст. мастер, ООО «Метинвест–МРМЗ»,
Мариуполь.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ РЕЖИМОВ КУЗНЕЧНОЙ ПРОТЯЖКИ ЗАГОТОВОК С ОБКАТКОЙ В КОМБИНИРОВАННЫХ БОЙКАХ

Разработана и реализована методика экспериментальных исследований формоизменения и силовых параметров при протяжке заготовок с обкаткой по диаметру в комбинированных бойках. Установлены закономерности изменения силовых параметров, геометрических характеристик и оптимальные режимы деформирования заготовок при протяжке обкаткой в комбинированных бойках с различными величинами обжатий и углов кантовок заготовок вокруг продольной оси.

Ключевые слова: кузнечная протяжка, комбинированные бойки, режимы деформации, силовые параметры, геометрические характеристики, экспериментальные исследования.

Введение. Процессы ковки поковок валов являются весьма трудоемкими, при этом основную долю машинного времени ковки занимают операции кузнечной протяжки. Изменение размеров поперечного сечения и длины поковки при протяжке производят различным рабочим инструментом [1]: плоскими бойками, выпуклыми бойками, вырезными бойками, комбинированными бойками. Калибры вырезных и комбинированных бойков могут иметь ромбический или радиусный (круглый) профиль. Поковки валов, в зависимости от условий эксплуатации изделий из них, подразделяют на технологические группы с определенным видом и порядком механических испытаний. В настоящее время идет активная разработка инновационных способов ковки, которые позволяют интенсифицировать проработку внутренних слоев слитка при незначительных коэффициентах общего укова, причем основная масса из них связана с реализацией макросдвигов материала заготовки [2, 3]. С точки зрения минимизации отходов при дальнейшей доводке поковки до размеров детали операциями резания необходимо соблюдение требований к геометрической точности поковок круглого поперечного сечения.

Анализ последних исследований и литературы. Эффекта макросдвиговых деформаций при ковке достигают различными способами радиального обжатия слитков [4], для чего применяют, например, специальные

четырёхбойковые устройства [5]. Такие технологические решения связаны с использованием специализированных металлоемких ковочных приспособлений, установка которых на пресс требует дополнительных трудозатрат и ограничивает сортамент поковок по массе. В работах [6, 7] предложено осуществлять промежуточную ковку крупных поковок профилированными бойками, позволяющими обжимать слиток на трехлучевую и четырехлучевую заготовку. Дальнейшая протяжка из профилированной заготовки, сопровождающаяся формированием круглого поперечного сечения поковки за счет макросдвигов, требует смены инструмента, что может вызвать подстуживание и необходимость дополнительных подогревов слитка. Кроме того, для получения трех- и четырехлучевых заготовок применяют различные комплекты рабочего инструмента.

Технологическая реализация способа [8] предполагает ковку заготовки вначале плоскими бойками, а затем её обкатку вокруг продольной оси в бойках с круглым вырезом без увеличения длины вала. Исследованию протяжки слитков профилированными бойками посвящена работа [9], в которой проанализированы условия изменения размеров заготовки и возникновения макросдвигов. Согласно способу [10], валы производят протяжкой с захватом манипулятором вначале одного, затем другого конца слитка. При этом специальный нижний боек разворачивают по фронту подачи ковальной заготовки и выполняют протяжку по длине. Повтор данного цикла обеспечивает проковку сформированной профилированной заготовки с обеспечением эффекта макросдвигов. Однако очевидно, что достижение положительного влияния эффекта макросдвигов на показатели качества поковок за счет усложнения или увеличения количества комплектов рабочего инструмента экономически оправдано только при ковке слитков из высоколегированных дорогостоящих марок стали.

Заслуживает внимания способ [11], согласно которому установлено достижение макросдвигов при ковке валов круглого или многоугольного поперечного сечения в круглых вырезных или ромбических вырезных бойках за счет варьирования режимами обжатий и кантовок слитка вокруг продольной оси. При этом неизвестными остаются режимы сочетания величин обжатий и углов кантовок, которые являются оптимальными для достижения равномерной проработки слитка по поперечному сечению или обеспечения наилучших показателей по геометрии (с точки зрения приближения сечения к форме круга).

Учитывая, что использование универсального инструмента позволяет охватить более широкую номенклатуру кованных изделий, то исследования следует ориентировать именно на разработку инновационных режимов ковки заготовок в распространенных на производстве комбинированных бойках. Такие исследования начаты в работах [12, 13] применительно к условиям кузнечно-прессового цеха предприятия ООО «Метинвест – Мариупольский ремонтно-механический завод», организованного на базе блока ремонтных цехов ПАО «ММК им. Ильича» (г. Мариуполь). Методами конечно-элементного моделирования выявлены особенности деформированного

состояния поковок валов при ковке [12], а также установлены закономерности влияния величины обжатия на кинематические характеристики при протяжке заготовок в комбинированных бойках с круглой формой выреза [13]. Разработка научно обоснованных рекомендаций по выбору рациональных режимовковки в таких бойках требует экспериментального изучения влияния величин обжатий и углов кантовки заготовки вокруг продольной оси на геометрические характеристики поперечного сечения и проработку материала поковки.

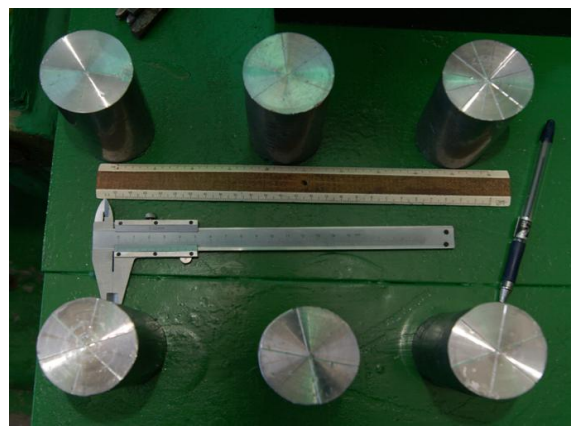
Цель исследования, постановка проблемы. Целью настоящего исследования является экспериментальное изучение формоизменения и силовых параметров при различных режимах протяжки цилиндрических заготовок в комбинированных бойках.

Для достижения указанной цели требуется определение коэффициентов вытяжки и улова заготовок, изменения геометрических характеристик поперечного сечения с точки зрения его приближения к круглой форме и распределения силовых параметров на этапах протяжки с различными величинами обжатий и углов кантовки заготовок вокруг продольной оси. Исследования напряженно-деформированного состояния (НДС) заготовки при различных режимах протяжки в комбинированных бойках в данной работе не приведены.

Материалы исследования. Изготавливали шесть одинаковых образцов диаметром $D_0 = 50$ мм и длиной $L_0 = 100$ мм из свинца сурьмянистого (марка ССу). Учитывая комплексность постановки опытов, связанную с совмещением исследований геометрических характеристик и НДС образцов, их изготавливали прессованием в виде двух половинок полукруглого сечения. На тыльную сторону одной из половинок наносили координатную сетку и выполняли пайку образцов сплавом Вуда, получая сплошные объекты. Цельные образцы маркировали на одном из торцов пометками «0», «1», «2», «3», «5», «8» (рис. 1,а), а на другом торце проводили разметку для обеспечения кантовки заготовки вокруг продольной оси на угол $\Delta\varphi = 30^\circ$, 60° и 90° (рис. 1,б). Перед выполнением протяжки длину заготовок L_0 уточняли путем измерения штангенциркулем.



а



б

Рис. 1 – Исходные образцы:

а – маркировка на одном торце; б – разметка углов кантовки на другом торце

Для проведения лабораторных опытов были изготовлены модели вырезных бойков в масштабе 1:10 к размерам производственной природы: ширина $B_m = 30$ мм, радиус выреза в нижнем бойке $R_m = 30$ мм. Материал бойков – сталь 45. Данные бойки закрепляли в штамповом блоке (рис. 2, а), установленном на универсальной испытательной машине Р-20, и осуществляли деформирование свинцовых образцов (рис. 2, б) всей шириной бойка B в средней части длины заготовки (что соответствует величине подачи $\Delta L = 30$ мм, т.е. относительная подача $\psi = \Delta L/B_m = 1,0$). То есть, проводили исследование режима обкатки по диаметру при протяжке заготовки для исключения влияния жестких концов поковки (рис. 3, а и б). В реальных условиях для осуществления следующего шага протяжки необходимо переместить заготовку вдоль фронта подачи с относительной подачей $\psi = 1,0$ и провести обкатку по диаметру при заданных величинах обжатий и углов кантовки.

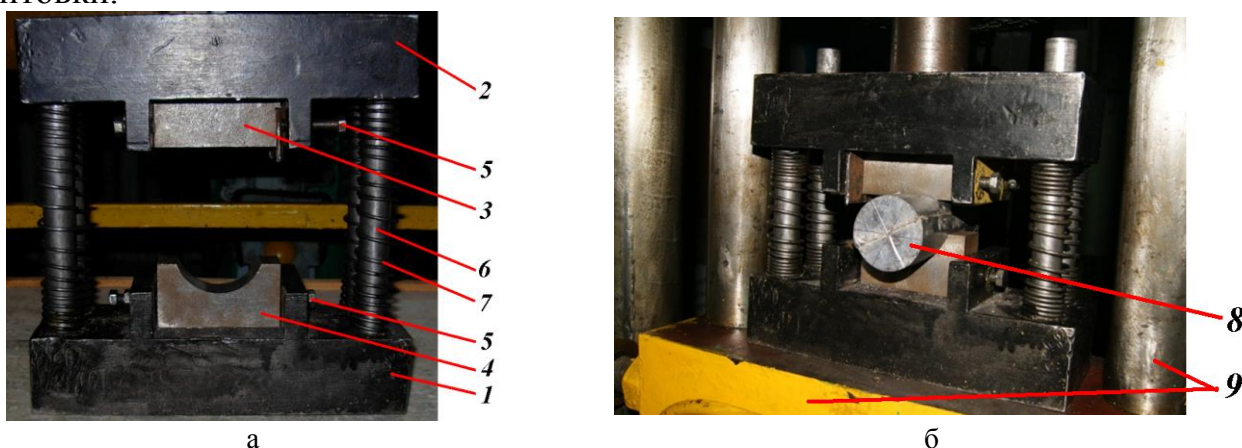


Рис. 2 – Универсальная испытательная машина: а – штамповый блок для исследования; б –:протяжки заготовок; 1 и 2 – нижняя и верхняя плиты; 3 и 4 – верхний плоский и нижний вырезной бойки; 5 – крепёж; 6 и 7 – направляющие и пружины; 8 – образец; 9 – испытательная машина

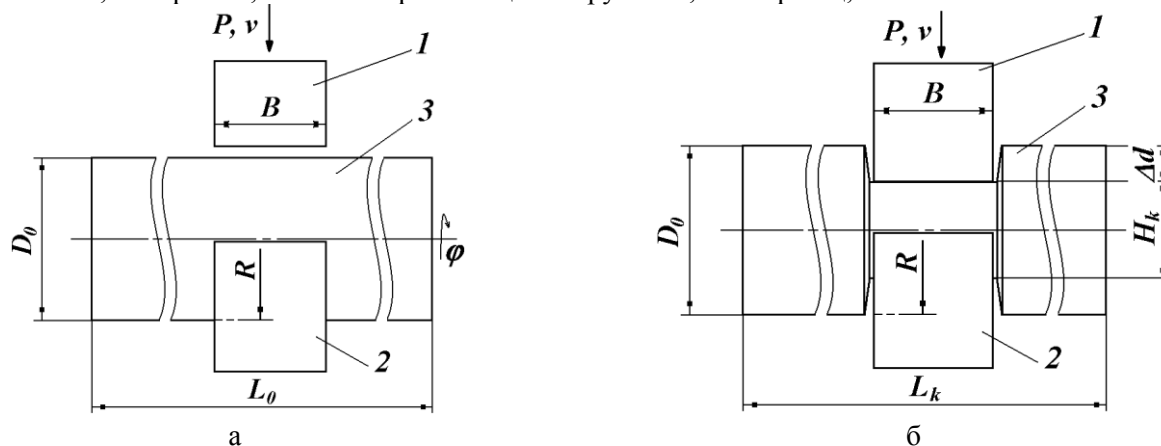


Рис. 3 – Схема протяжки заготовки:

а – до обжатия, б – после обжатий с кантовкой заготовки; 1 и 2 – верхний плоский и нижний вырезной бойки, 3 – заготовка; P и v – сила при обжатии и скорость инструмента

Для изучения влияния режимов протяжки на контролируемые показатели образцы разделяли на две группы, для каждой из которых назначали угол кантовки $\Delta\phi$, величины обжатий Δd и количество обжатий n до полного поворота заготовки на 360° . В первой группе образцов («0», «1», «2») проводили варьирование углом кантовки ϕ при фиксированной величине

обжатия $\Delta d = 5$ мм: образец «0» – $\Delta\varphi = 30^\circ$, $n = 12$; образец «1» – $\Delta\varphi = 60^\circ$, $n = 6$; образец «2» – $\Delta\varphi = 90^\circ$, $n = 4$. Во второй группе образцов («3», «5», «8») проводили варьирование величиной обжатия Δd при фиксированной величине угла кантовки $\Delta\varphi = 60^\circ$: образец «3» – $\Delta d = 5$ мм, $n = 6$; образец «5» – $\Delta d = 6,6$ мм, $n = 6$; образец «8» – $\Delta d = 9$ мм, $n = 6$. Таким образом, исследования проводили при относительных обжатиях: $\varepsilon_d = \Delta d / D_0 = 0,1; 0,132$ и $0,18$.

В процессе экспериментов фиксировали силу деформирования P на каждом обжатии, выполненном при заданном режиме.

После каждого обжатия измеряли длину L_k деформированного образца (см. рис. 3) и вычисляли его относительную вытяжку по формулам:

$$\lambda^{(I)} = \frac{L_k - L_{0y}}{B_m} \quad \text{и} \quad \lambda^{(II)} = \frac{L_k - L_{0y}}{L_{0y}} \quad (1)$$

После последнего обжатия при полной обкатке на 360° получали показатель относительной вытяжки λ_k , соответствующий режиму обжатия.

Уков заготовки при протяжке оценивается параметром [1]:

$$U = F_0 / F_k, \quad (2)$$

где $F_0 = \pi D_0^2 / 4 = 1962,5$ мм² – площадь поперечного сечения исходного образца;

F_k – площадь поперечного сечения образца в месте обжатия.

При этом величину F_k можно определить несколькими методами.

1. Расчетный метод. Заключается в расчете по формуле:

$$F_k^{(p)} = F_0 / (1 + \lambda_k^{(I)}) \quad (3)$$

2. Экспериментально-расчетный метод. Для определения геометрических характеристик деформированной заготовки был разработан метод, заключающийся в вырезке из деформированной серединной части образцов (см. рис. 4, а) темплетов, взвешивания данных вырезок для определения их массы M_{Te} и замера их высот h_1, h_2, \dots, h_5 на различных участках (см. рис. 4, б).

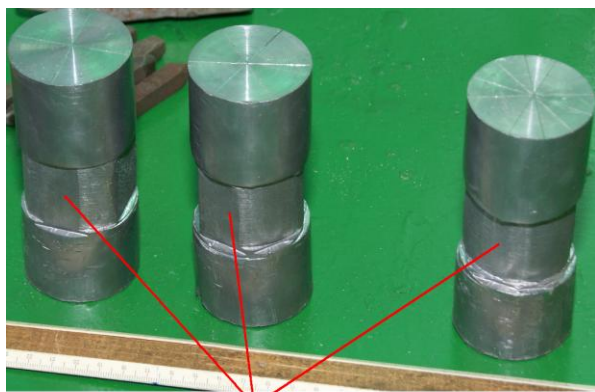
Тогда площадь деформированного образца в месте обжатия:

$$F_k^{(ep)} = V_{Te} / h_{cp}, \quad (4)$$

где $V_{Te} = M_{Te} / \rho_c$ – объем вырезанного темплета, здесь $\rho_c = 11760$ кг/м³ = $11,76 \cdot 10^{-6}$ кг/мм³ – плотность используемого свинца;

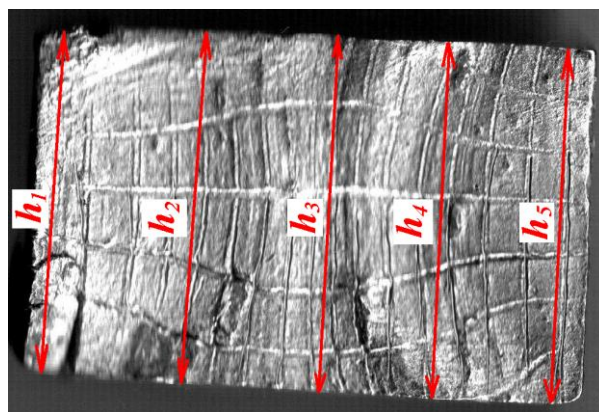
$h_{cp} = (h_1 + h_2 + \dots + h_5) / 5$ – усредненная высота темплета.

3. Экспериментальный метод с компьютерной обработкой изображений. Вырезанные темплеты сканировали и распознавали при помощи компьютерной техники. Для проведения тарировки сканирование проводили совместно с эталонным элементом миллиметровой бумаги (рис. 5).



Места вырезки

а

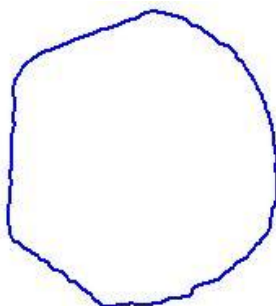
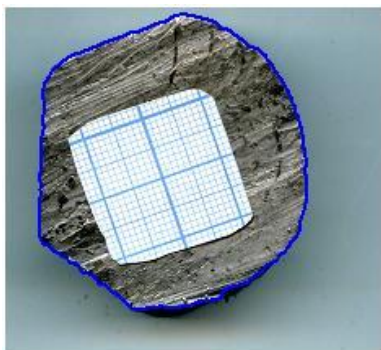


б

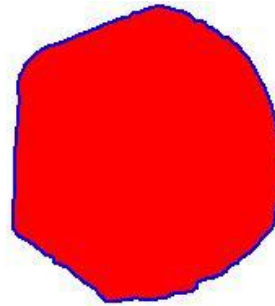
Рис. 4 – Образцы после деформирования:

а – места вырезки шаблонов в образцах «0», «1», «2»; б – вырезанный шаблон и замер высот

В результате были определены как площади поперечного сечения $F_k^{(e)}$, так и периметры $\Pi_k^{(e)}$ вырезок из экспериментальных образцов.



Периметр образца $\Pi_k=14.833$



Площадь среза образца $F_k=1624.5$

Рис. 5 – Пример сканирования шаблона для образца «3» и определения его геометрических характеристик

Выполненные расчеты выявили, что значения площадей, определенные по выражениям (3) и (4), имеют различия не более чем 2 %. Это позволило в дальнейшем с минимальной погрешностью для расчетов использовать только данные по геометрическим характеристикам поперечных сечений, полученные экспериментально-расчетным методом.

Так как идеально круглая фигура характеризуется минимумом отношения площади сечения к периметру, то степень приближения формы сечения деформированного образца к кругу может быть оценена коэффициентами:

$$k_{\Pi} = \frac{\Pi_k^{(e)}}{\Pi_k^{(ep)}} \quad \text{и} \quad k_F = \frac{F_k^{(e)}}{F_k^{(ep)}}, \quad (5)$$

где $\Pi_k^{(cp)} = \pi D_k^{(ep)}$ – приведенный (идеализированный) периметр, здесь имеем $D_k^{(ep)} = 1,13\sqrt{F_k^{(e)}}$ – приведенный диаметр поперечного сечения.

Чем ближе коэффициенты (5) к единице, тем более правильную геометрическую фигуру получают в поперечном сечении. Кроме того,

вычисляли экспериментальное и расчетное отношение площади к периметру поперечного сечения деформированных образцов:

$$k_e = F_k^{(e)} / \Pi_k^{(e)} \quad \text{и} \quad k_p = F_k^{(ep)} / \Pi_k^{(ep)}. \quad (6)$$

С целью выполнения статистической обработки результатов эксперимента количество образцов было увеличено до 5 для каждого исследуемого режима протяжки.

Результаты исследования. Экспериментальное распределение силы на обжатиях при различных режимах протяжки приведено на рис. 6.

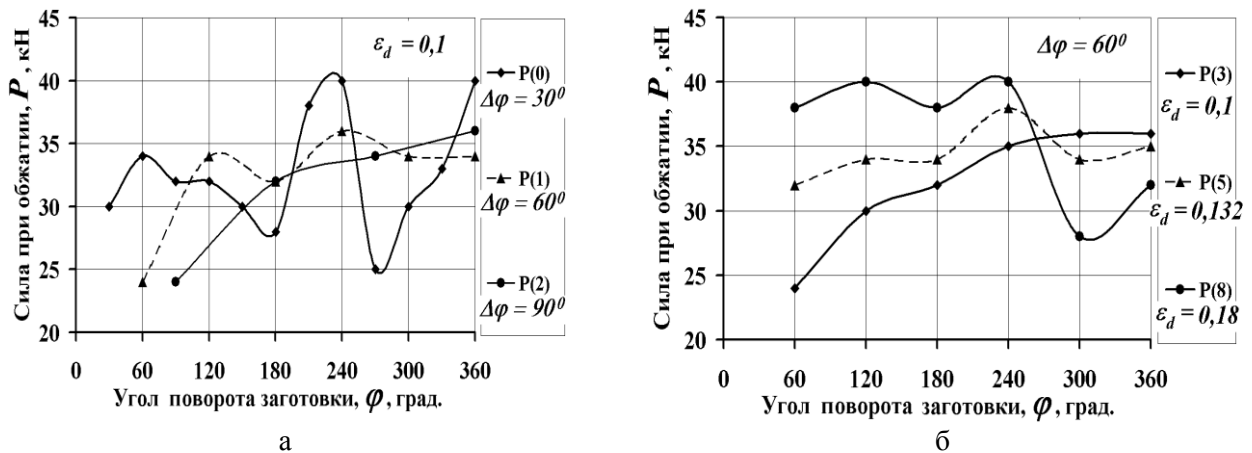


Рис. 6 – Экспериментальные данные по распределению силы обжатия при различных режимах протяжки с обкаткой заготовок в комбинированных бойках:
 а – для образцов «0», «1», «2»; б – для образцов «3», «5», «8»

Режимы деформации, выполненные при одинаковых обжатиях, но с разными углами кантовки, характеризуются минимальными силовыми затратами на начальных этапах и общим возрастанием силовых затрат на завершающих этапах обкатки по диаметру при протяжке (см. рис. 6,а). Наибольшие перепады силы при обжатиях на различных стадиях обкатки (при различном суммарном угле поворота φ) наблюдаются для образцов, деформируемых при наименьших углах кантовки $\Delta\varphi$. Режимы деформации, выполненные при одинаковых углах кантовки, но с различными обжатиями, характеризуются общим возрастанием силы деформирования при обкатке по диаметру до суммарного угла поворота $\varphi = 240^\circ$. Дальнейшие силовые затраты являются меньшими.

На рис. 7 представлены графические зависимости относительной вытяжки образцов от различных режимов протяжки обкаткой по диаметру на всех этапах обжатий. Очевидно, что с увеличением суммарного угла поворота заготовки относительная вытяжка возрастает. При режимах деформации с постоянным обжатием и максимальным углом кантовки ($\Delta\varphi = 90^\circ$, $\varepsilon_d = 0,1$, т.е. для образца «2») наблюдается минимальная интенсивность вытяжки (рис. 7, а). Максимальная интенсивность вытяжки зафиксирована для образца «8», т.е. при режимах деформации с $\Delta\varphi = 60^\circ$ и максимальным обжатием $\varepsilon_d = 0,18$ (рис. 7, б).

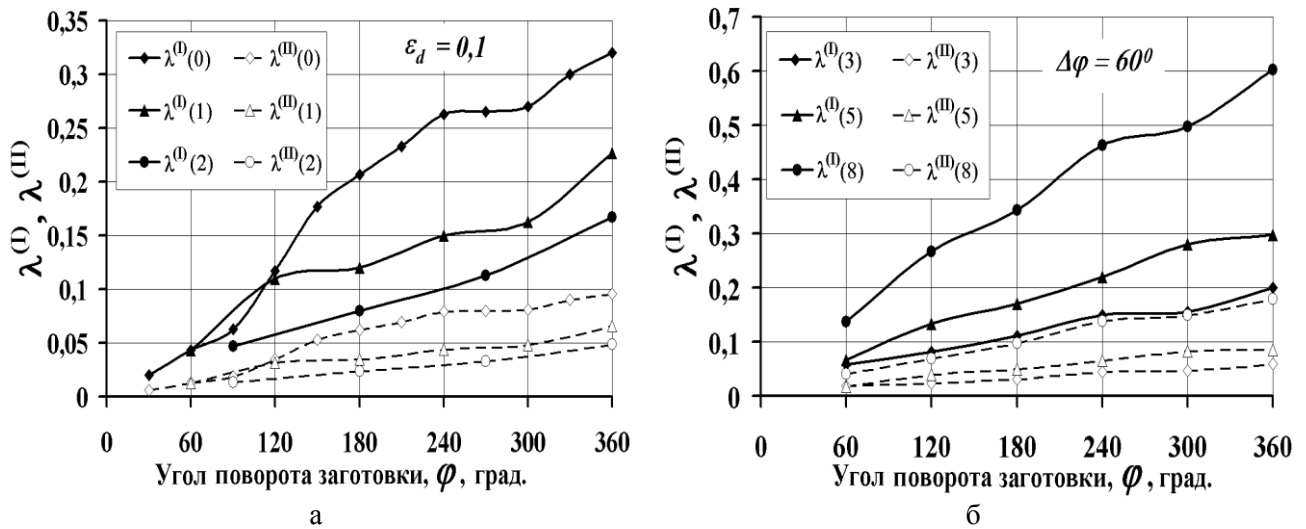


Рис. 7 – Результати експерименту по дослідженню відносної витяжки заготовки при різних режимах протяжки з обкаткою в комбінованих бойках:
а – для образців «0», «1», «2»; б – для образців «3», «5», «8»

На рис. 8 приведені результати вивчення укова образців при різних режимах протяжки обкаткою в комбінованих бойках. Укуви визначали для кінцевої стадії обкатки з сумарним кутом кантовки $\varphi = 360^\circ$. Зростання величини обжатий призводить до зростання сумарного укова, при цьому збільшення кута кантовки негативно впливає на інтенсивність укова заготовки.

Результати дослідження геометричних характеристик поперечних сечень образців, вичислених по вираженням (5) і (6) після протяжки по різних режимах, приведені на рис. 9 і в таблиці. Очевидно, що досягнення найкращих результатів з точки зору наближення поперечного сечення заготовки до форми круга необхідна реалізація малих відносних обжатий ($\varepsilon_d \cong 0,1$) при кутах кантовки $\Delta\varphi = 60 \dots 90^\circ$ з чередуванням кутів кантовок після повного повороту заготовки на $\varphi = 360^\circ$.

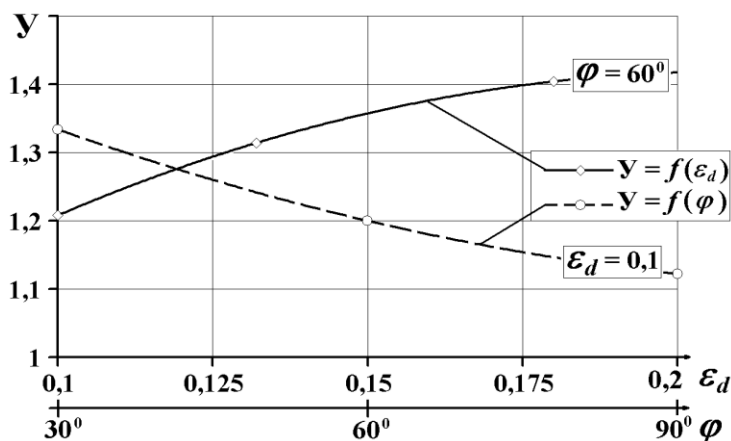


Рис. 8 – Укуви образців при різних режимах протяжки в комбінованих бойках

Мінімальна погрешність виявлена для образця «1» ($\varepsilon_d = 0,1$, $\Delta\varphi = 60^\circ$, см. табл.), що підтверджує зроблене вище висновок.

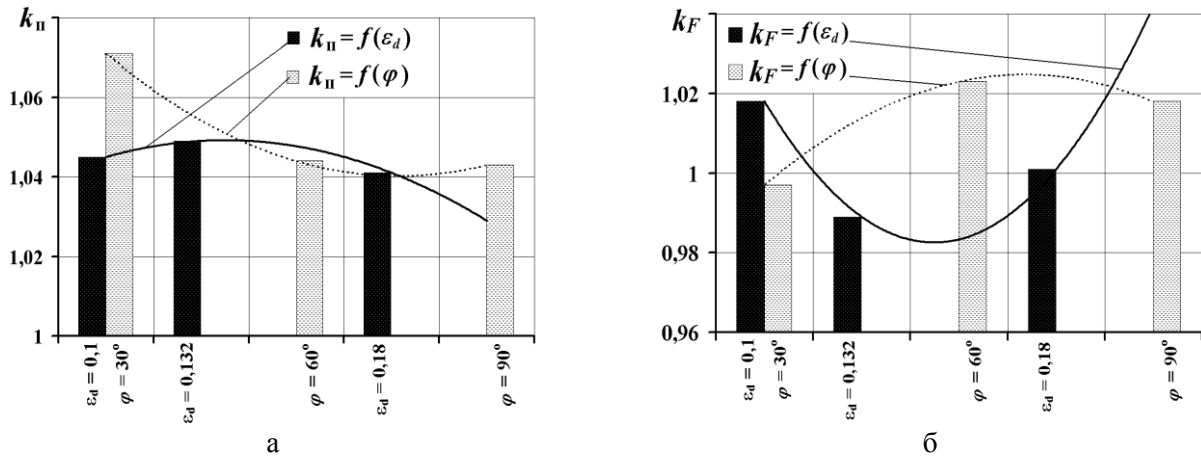


Рис. 9 – Результаты исследования геометрических характеристик поперечного сечения образцов при различных режимах обжарки в комбинированных бойках: с использованием коэффициентов: а – k_n ; б – k_F

Таблица. Отношение площади к периметру поперечного сечения деформированных образцов при протяжке в комбинированных бойках

Маркировка образца	Режим $\epsilon_d \times \Delta\varphi$	k_e	k_p	$\delta_k = \frac{k_e - k_p}{k_e} \cdot 100\%$
«0»	0,1×30°	10,8	10,83	-7,44 %
«1»	0,1×60°	11,04	11,26	-1,72 %
«2»	0,1×90°	11,4	11,68	-2,45 %
«3»	0,1×60°	10,97	11,25	-2,55 %
«5»	0,132×60°	9,51	10,33	-7,93 %
«8»	0,18×60°	10,127	10,53	-3,95 %

Выводы. На основании результатов анализа требований к поковкам валов разработана и реализована методика экспериментальных исследований формоизменения и силовых режимов протяжки заготовки с обкаткой в комбинированных бойках. Получил дальнейшее развитие метод определения укова на основе экспериментально-расчетного установления величины конечной площади поперечного сечения поковки по относительной вытяжке, по высоте вырезанного темплета и по компьютерной обработке сканированных изображений вырезок из деформированной части заготовки применительно к процессам протяжки заготовок в комбинированных бойках. Установлены закономерности изменения силовых параметров и геометрических характеристик заготовок при протяжке обкаткой в комбинированных бойках с различными величинами обжарки и углов кантовок заготовок вокруг продольной оси. Сделано заключение, требующее, в перспективе, проверки по критерию проработки внутренних слоев заготовки, об оптимальных режимах протяжки с обкаткой в комбинированных бойках с точки зрения достижения наилучших геометрических характеристик поперечного сечения поковки.

Список литературы: 1. Технологія кування / Л. М. Соколов, І. С. Алієв, О. Є. Марков, Л. І. Алієва. – Краматорськ : ДДМА, 2011. – 268 с. 2. Тюрин В. А. Инновационные технологииковки с применением макросдвигов / В. А. Тюрин // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2007. – № 11. – С. 15–20. 3. Markov O. New technological process of shafts forging / O. Markov // New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering. – Czestochowa: Quick-druk, 2012. – P. 414–418. 4. Черный Б. П. Новая технология и оборудование для радиальной

ковки заготовок из благородных металлов с высокими обжатиями и дополнительными макросдвигами / Б. П. Черный // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2005. – № 1/1(13). – С. 39–43. **5.** Пат. 2242322 Российская Федерация, МКИ В 21 J 13/02 К 7/16. Четырехбойковое ковочное устройство / Володин А. М., Конев Л. Г., Лазоркин В. А. – № 2003110915/02; заявл. 16.04.03; опубл. 20.12.04, Бюл. № 65. **6.** Каргин С. Б. Теоретический анализ напряженно-деформированного состояния слитка при ковке на трехлепестковую заготовку / С. Б. Каргин, О. Е. Марков, В. В. Кухарь // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. / ДГМА. – Краматорск, 2011. – № 1 (26). – С. 17–21. **7.** Пат. 63818 Україна, МПК (2011.01) В 21 J 5/00. Пристрій для протяжки злитків / Каргін С. Б., Каргін Б. С., Кухар В. В., Марков О. Є., Ковалькова Я. О., Левандовський В. Ф. – № u201102621; заявл. 09.03.11; опубл. 25.10.11, Бюл. № 20. **8.** Pat. JP3120591 Japan, МПК В 21 J 5/00; В 21 J 5/02; В 21 J 5/06; В 21 К 1/06. Method for forging round bar / Toshihiko Obata; Ishikawajima Harima Heavy Ind. Co. Ltd. – № JP1992000253849; заяв. 28.08.1992; опубл. 20.10.2000. **9.** Banaszek G. A comprehensive numerical analysis of the effect of relative feed during the operation of stretch forging of large ingot in profiled anvils / G. Banaszek, P. Szota // J. Mater. Process. Technol. – 2005. – № 169. – P. 437–444. **10.** Pat. JP02108429 Japan, МПК В 21 J 1/04; В 21 J 1/00. Cross forging method for ingot / Kiyomi Nanba; Nippon Stainless Steel Co. Ltd. – № JP1988000263282; заяв. 19.10.1988; опубл. 20.04.1990. **11.** Pat. JP2002102987 Japan, МПК В 21 J 5/00; В 21 J 1/04; В 21 J 13/02; В 21 J 13/06; В 21 J 1/00; В 21 J 13/00. Heat forging method for billet / Junpei Tajima; Sumitomo Metal Ind. Ltd. – № JP2000000297348; заяв. 28.09.2000; опубл. 09.04.2002. **12.** Василевский О. В. Исследование деформированного состояния поковок типа валов при ковке в комбинированных бойках / О. В. Василевский, А. В. Грушко, В. В. Кухарь // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2011. – № 3(28). – С. 78–82. **13.** Василевский О. В. Исследование влияния величины обжатия на кинематические и энергосиловые характеристики при ковке цилиндрических заготовок в комбинированных бойках / О. В. Василевский, А. В. Грушко, В. В. Кухарь // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. / ДГМА. – Краматорск, 2012. – № 3 (32). – С. 44–48.

Надійшла до редколегії 21. 10. 2013

УДК 621.73

Экспериментальные исследования режимов кузнечной протяжки заготовок с обкаткой в комбинированных бойках / Кухарь В. В., Василевский О. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 139–148. Бібліогр.: 13 назв.

Розроблено та реалізовано методику експериментальних досліджень формозміни і силових параметрів при протягуванні заготовок з обкатуванням по діаметру в комбінованих бойках. Установлено закономірності зміни силових параметрів, геометричних характеристик та оптимальні режими деформування заготовок при протягуванні обкатуванням у комбінованих бойках з різними величинами обтискань і кутів кантувань заготовок навколо поздовжньої осі.

Ключові слова: ковальське протягування, комбіновані бойки, режими деформації, силові параметри, геометричні характеристики, експериментальні дослідження.

The methodic of experimental research of form-changing and force parameters during stretch forging of billets with rolling to diameter by combined anvils is worked and realized out. The depends of changing of force parameters, geometric characteristics and optimal modes of deformation of billets during stretch forging by rolling in combined anvils with different values of press upsetting and angles of rotation of billets around far axe are determinates.

Keywords: stretch forging, combined anvils, modes of deformation, force parameters, geometric characteristics, experimental research.

УДК 612.431.75

А. Д. ЛАВРИНЕНКОВ, ассистент, НТУУ «КПИ», Киев

ВЫГЛАЖИВАНИЕ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЕТАЛЛОСОДЕРЖАЩЕЙ СМАЗКИ

В статье приведены результаты использования металлосодержащих смазок при выглаживании с наложением ультразвука деталей из титановых сплавов ВТ22 и ВТ23. Установлено, что их

применение расширяет технологические возможности процесса при управлении скоростью и усилием обработки, а также обеспечивает параметры качества поверхностного слоя.

Ключевые слова: ультразвуковое выглаживание, металлосодержащие смазки, титановые сплавы, поверхностно-пластическое деформирование

Введение. Управление условиями взаимодействия инструмента и детали для уменьшения коэффициента трения при поверхностно-пластическом деформировании (ППД) имеет решающее значение для получения поверхности с высокими параметрами качества. Особенно остро вопрос «трения» возникает при ППД труднообрабатываемых материалов, а именно, алмазном выглаживании титановых сплавов. Титан и сплавы на его основе, ввиду малой теплопроводности, склонности к холодному свариванию, практически не поддаются обработке алмазным выглаживанием.

Анализ последних исследований и литературы. Для улучшения условия взаимодействия инструмента и детали при выглаживании титановых сплавов создают поверхностный газонасыщенный слой или используют твердые смазки [1, 2]. Однако, как создание газонасыщенного слоя, так и удаление твердых смазок сопряжено с нагревом детали, что приводит к изменению физико-механических свойств сплава, что в ряде случаев является недопустимым.

Применение металлосодержащих смазок, в состав которых входят нано- или субмикродисперсные порошки мягких металлов, позволяет повысить срок службы трущихся деталей и узлов машин, понизить коэффициент трения, повысить КПД механизмов [3, 4]. Объемное содержание металлического порошка колеблется в пределах 0,5-3,0%, применяются данные смазки, как правило, в моторных маслах, а также в тяжело нагруженных парах трения, как пример – в зубчатых передачах. Ввиду этого, эффект от применения данных смазок проявляется при длительной эксплуатации.

Эффективным способом интенсификации процесса алмазного выглаживания труднообрабатываемых материалов, в частности титана и его сплавов, является наложение на рабочий инструмент ультразвуковых (УЗ) колебаний [5, 6].

Цель исследования. В работе проводится оценка влияния использования субмикродисперсных порошков мягких металлов в смазке на состояние поверхности и приповерхностного слоя титановых образцов при выглаживании, в том числе с ультразвуковым (УЗ) нагружением.

Материалы исследований. В данной работе основой металлосодержащей смазки было выбрано индустриальное масло И20. В качестве порошков были выбраны порошки меди и алюминия со средним размером частиц 5-10 мкм. Объемное содержание порошка составляло 32% от объема масла.

Исследования проводились на токарном станке 16К20, образцы из титанового сплава ВТ22 и ВТ23 диаметром 22 мм обрабатывались с установкой в центрах, волновод ультразвуковых колебаний с пьезоэлектрическим преобразователем закреплялся в суппорте станка [2, 6]. Материалом

выглаживателя был выбран твердый сплав ВК8 с рабочей поверхностью радиусом $r=3$ мм.

Технологические режимы процесса обработки представлены в таблице.

Исследования параметров качества поверхности и приповерхностного слоя образцов (шероховатость поверхности, фактура и химический состав поверхности, микроструктура и химический состав исходной структуры и приповерхностного слоя, микротвердость приповерхностного слоя) проводились при различных скоростях обработки.

Таблица. Режимы УЗ выглаживания

Усилие, Н	200
Количество оборотов – n, об/мин	63; 150; 315
Подача – s, мм/об	0,05
Линейная скорость образца – V, м/мин	4.4; 10.4; 21.8
Частота колебаний, кГц	22

Результаты исследования. После УЗ выглаживания при различных скоростях обработки и с различными смазками (И20, И20+медь (Cu), И20+алюминий (Al)) можно говорить об уменьшении высоты неровностей поверхности в 5-6 раз по сравнению с чистовым точением.

Шероховатость поверхности после чистового точения составила $R_a=1,58$ мкм. Максимальное уменьшение шероховатости, до $R_a=0,12-0,15$ мкм, наблюдается при всех типах смазки на минимальных скоростях обработки поверхности $V=4,4$ м/мин. При максимальной скорости обработки $V=21,8$ м/мин шероховатость увеличивается до $R_a=0,17-0,22$ мкм в зависимости от типа смазки.

Поверхность, обработанная при скорости $V=21,8$ м/мин с маслом И20, имеет более грубую фактуру, следы от внедрения выглаживателя в поверхность образца видны более отчетливо в сравнении с обработкой со смазкой с порошками (рис. 1, а). При скоростях обработки $V=21,8$ м/мин наиболее равномерный рельеф поверхности, с полным деформированием следов обработки от чистового точения и без видимых следов внедрения выглаживателя в поверхность соответствует обработке со смазкой И20+Al (рис. 1, в).

При химическом анализе поверхностей также было установлено, что доля Al увеличивается с 0,6-0,5% (присутствует в химическом составе сплава ВТ22) до 1%, а доля Cu с 0% до 3% (рис. 1, б-в). Увеличение алюминия и меди в химическом составе поверхностей, говорит о том, что при ультразвуковом выглаживании между выглаживателем и поверхностью присутствует смазочная среда, которая уменьшает адгезионную составляющую трения детали с инструментом.

В результате обработки УЗ выглаживанием при всех типах смазки происходит дробление исходной структуры (рис. 2, а) на глубину до 100 мкм (рис. 3, б). На глубине 5-6 мкм происходит максимальное дробление зерна, с формированием наноструктурного поверхностного слоя (рис. 3, в-г).

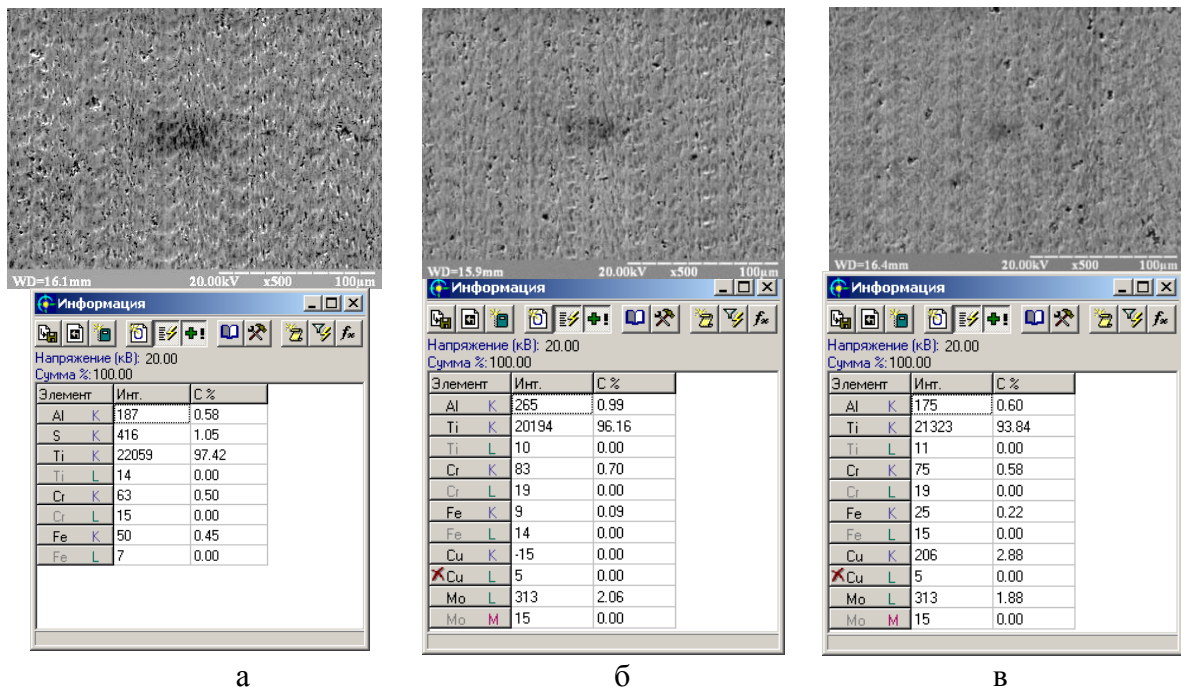


Рис. 1. – Микрорельеф (x500) и химический состав поверхности при скорости обработки 21,8 м/мин (315 об/мин): а – при масле И20; б – при смазке И20+Cu; в – при смазке И20+Al

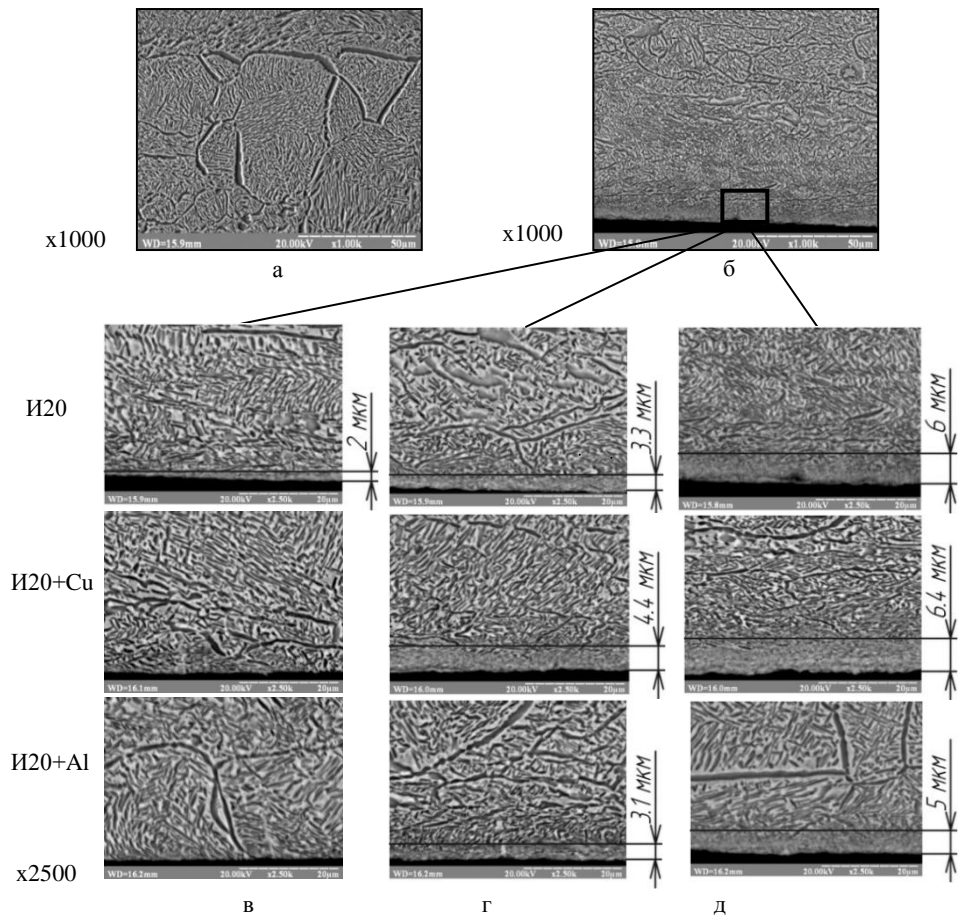


Рис. 2. – Микроструктура поверхностного слоя металла образцов: а – исходная структура; б – структура после УЗ выглаживания; в, г, д – тонкий поверхностный слой после обработки с различными смазками и при скоростях обработки 4,4 м/мин, 10,4 м/мин и 21,8 м/мин соответственно

При химическом анализе тонкого поверхностного слоя (1-10 мкм) соответствующего максимальному дроблению зерна (рис. 3, в) при скорости обработки $V = 21,8$ м/мин установлено, что на глубине 1-2 мкм увеличение доли Al происходит с 0,5-0,6% до 1% (после обработки) и увеличение доли Cu с 0% до 0,65% (после обработки) на образцах, обработанных со смазкой И20+Al и И20+Cu соответственно.

Глубина слоя деформационного упрочнения при обработке со всеми типами смазки составила 0,4-0,6 мм. Исходная микротвердость до УЗ выглаживания составляет 250-255 HV. Максимальное увеличение микротвердости в 1,42-1,45 раза соответствует обработке со смазкой И20+Al. Увеличение микротвердости при обработке как с маслом И20, так и со смазкой И20+Cu происходит в 1,30-1,32 раза.

Также установлено, что при УЗ выглаживании титановых сплавов происходит увеличение усталостной прочности. Коэффициент упрочнения составил 1,15-1,30.

Выводы. Применение металлосодержащих смазок расширяет технологические режимы обработки титановых сплавов УЗ выглаживанием, за счет увеличения скорости обработки и удельных усилий деформирования, при которых не происходит адгезионного схватывания обрабатываемой поверхности с выглаживателем. После обработки шероховатость поверхности соответствует 10-11 классу, дробление зерна происходит на глубине до 100 мкм с формированием тонкого наноструктурного слоя – до 6 мкм, усталостная прочность увеличивается до 30%. При достижении определенной скорости обработки происходит увеличение процентной доли металла порошков в химическом составе поверхности и тонкого приповерхностного слоя образца, что свидетельствует о наличии слоя металлосодержащей смазки между выглаживателем и поверхностью образца при УЗ выглаживании.

Список литературы: 1. Розенберг О. А. К вопросу разработки технологических смазок для деформирующего протягивания деталей из сплава ВТ1-0 / О. А. Розенберг, Е. А. Пащенко, С. Е. Шейкин, И. Ю. Росточкин. // Технологические системы. – 2007.- №2(38). – С. 27-32. 2. Титов А. В. Особенности алмазного выглаживания сплава ВТ-23 с использованием твердой смазки / А. В. Титов, Т. М. Лабур, А. Л. Пузырёв // Вестник НТУУ «КПИ». Машиностроение. – К.: НТУУ «КПИ». – 2008. – № 53. – С. 202–207. 3. Кужаров А. А. Триботехнические свойства нанометрических кластеров меди. Диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук. Ростов-на-Дону. – 2004 г. 4. Andrzej Kotnarowsky. Searching for Possibilities of Lubricating and Cutting Fluids Modification with Copper Micro- and Nanopowders // Materials science (MEDŽIAGOTYRA) / – Vol. 12. – No. 3. – 2006. – р.р. 202-208. 5. Осипенкова Г. А. Повышение износостойкости деталей поверхностным пластическим деформированием с помощью ультразвуковых крутильных колебаний / Г. А. Осипенкова, В. Ф. Пегашкин, И. Е. Филимонов // Вестник машиностроения. – 2009. – №2. – С. 74-76. 6. Титов В. А. Особенности алмазного выглаживания сплава ВТ-22 с дополнительным ультразвуковым воздействием на инструмент / В. А. Титов, В. А. Никитенко, А. В. Титов, А. А. Пливак, А. Д. Лавриненков. // Обработка материалов давлением. – 2009. – №1(20). – С. 166-172.

Надійшла до редколегії 30,10,2013

УДК 612.431.75

Выглаживание деталей из титановых сплавов с использованием металлосодержащей смазки / Лавриненков А. Д. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 43 (1016). – С. 148–153. Бібліогр.: 6 назв.

У статті наведені результати використання металовмісних мастил при вигладжуванні з накладенням ультразвуку деталей з титанових сплавів ВТ22 і ВТ23. Встановлено, що їх застосування

розширює технологічні можливості процесу при управлінні швидкістю і зусиллям обробки, а також забезпечує параметри якості поверхневого шару.

Ключові слова: ультразвукове випрасовування, металлосодержащие мастила, титанові сплави, поверхнево-пластичне деформування.

The article presents the results of the use of metal-containing lubricants in burnishing process with application of an ultrasound of details made of titanium alloy VT22 and VT23. It was found that their use expands the technological capabilities of the process by controlling the speed and processing effort, and also provides quality parameters of the surface layer.

Keywords: ultrasound burnishing, metal-containing lubrication, titanium alloys, surface plastic deformation

УДК: 21.983.3.001 – 621. 983.7.004

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

П. Ю. ПРОЦЕНКО, аспірант, НТУУ «КПІ».

ОСОБЛИВОСТІ ПРОФІЛЮВАННЯ ОДНО-ТА ТРЬОХЗАХІДНИХ ГВИНТОПОДІБНИХ ТРУБ

Проведено моделювання декількох варіантів обкочування роликом одно- та трьохзахідних канавок на трубі з використанням програмного пакета Deform 3D. В якості профілюючих елементів для отримання канавок використовували ролики та оправку. Досліджено вплив різних параметрів (діаметра ролика D_p , кроку гвинта k , глибини канавки h , частоти обертів оправки n) на напружено-деформований стан труби. Запропоновано технологію та конструкцію обкатної головки для отримання трьохзахідної гвинтової канавки на трубі.

Ключові слова: роликове обкочування, одно- та трьохзахідні гвинтоподібні труби, напружено-деформований стан, трьохроликів обкочувальна головка

Вступ. Інтенсифікація теплообміну в каналах є ефективним способом зменшення габаритних розмірів та металоемкості 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 з рівнорозвиненою поверхнею [1, 2]. Масового виробництва їх у теперішній час не існує.

Аналіз останніх досліджень і літератури. Відомим способом виготовлення гвинтоподібних труб є роликове обкочування на оправці [3], але дослідження процесу виготовлення відсутнє. Технологія виробництва однороликовим обкочуванням однозахідних гвинтоподібних труб описана в роботі [4]. Дослідне виробництво таких труб виконувалось на токарно-гвинторізному верстаті 16К20 із застосуванням обкатної головки, що кріпилась в різцетримачі, та оправки, яка встановлювалась в середину труби та закріплювалась з одного боку разом з трубою в трьохкулачковому патроні верстату, а з іншого – підпиралась центром задньої бабки верстата.

Недоліком наведених способів є відсутність досліджень по встановленню оптимальних параметрів процесу обкочування гвинтових канавок на трубах та впливу їх на якість виробів. Крім того виникає необхідність інтенсифікації технології виготовлення гвинтоподібних труб з рівнорозвиненою поверхнею. Це можливо при профілюванні трьохзахідних гвинтоподібних труб.

Ціль дослідження, постановка проблеми. Метою роботи є розробка технології отримання трьохзахідних гвинтоподібних труб з використанням оправки, дослідження впливу параметрів обкочування (діаметра ролика D_p , кроку гвинтової оправки k , частоти обертів оправки n). Для оцінки впливу проводили моделювання обкочування труби роликками різних діаметрів, з різною частотою обертів труби-заготовки та різним кроком гвинтової оправки. При цьому досліджували можливість отримання максимальної глибини гвинтових канавок без руйнування.

Результати моделювання обкочування роликками. Попередньо було змодельовано процес отримання деталі однозахідним та трьохзахідним способом, після чого проводилось порівняння цих процесів. Моделювання виконувалось в програмному пакеті Deform 3D, який був тимчасово наданий для використання компанією «Тесис» м. Москва.

Модель процесу обкочування однозахідної гвинтоподібної труби в програмі Deform 3D показана на рис. 1, а. Трубчаста заготовка 1 була розбита на сітку тетраєдричних скінчених елементів. На рис. 1, б показана модель процесу трьохроликового обкочування в програмі Deform 3D. В обох процесах використовувалась труба з зовнішнім діаметром $d = 38$ мм та товщиною стінки $S = 1$ мм. Коефіцієнт тертя задавався – 0,1. Задавалась крива течії сталі AISI 304 (рис. 2).

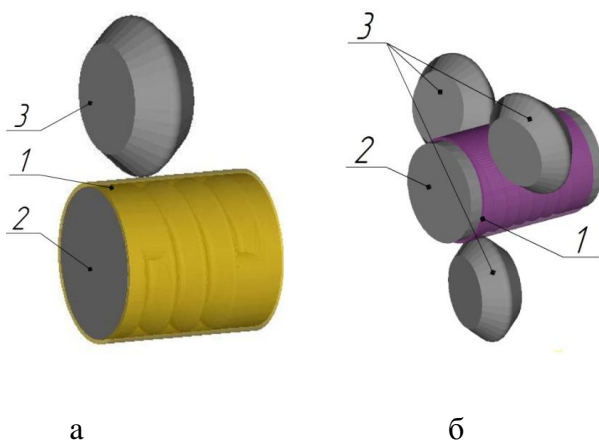


Рис. 1 – Моделі процесів, що створені в програмі Deform 3D: а – процес обкочування однозахідної гвинтоподібної труби (1 – труба заготовка, 2 – оправка з гвинтовою канавкою, 3 – ролик); б – процес обкочування трьохзахідної гвинтоподібної труби (1 – труба-заготовка, 2– трьохзахідна оправка, 3 – ролики)

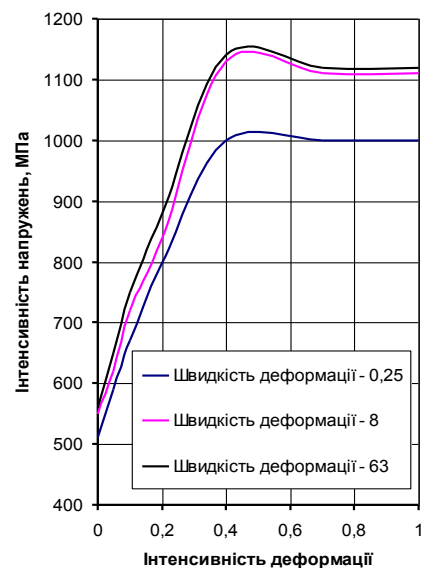


Рис. 2 – Крива течії сталі AISI 304

Процес моделювання в обох випадках проходив в 2 етапи [5] :

На першому етапі моделювання обкочування гвинтоподібної труби ролик або ролики вдавлювали в трубу на глибину $h = 2$ мм, в подальшому – на 3,5 мм та 4,3 мм. Причому формування канавки глибиною 3,5 мм на трубці відбувалось після отримання канавки глибиною 2 мм, а формування канавки глибиною 4,3 мм – після отримання канавки глибиною 3,5 мм.

Далі відбувалось моделювання обкочування однозахідної з кроком 8 мм або трьохзахідної з кроком 24 мм гвинтоподібних труб для отримання

гвинтових канавок на трубі. Оправка в кожному випадку моделювання оберталась в напрямку протилежному обертанню роликів з частотою обертів $n=160$ об/хв..

Етапи моделювання гвинтоподібної труби наведені в роботі [5]. Аналіз першого етапу моделювання показує, що в даному випадку в локальному осередку деформації реалізується напружено-деформований стан (НДС) з двома напруженнями та деформаціями розтягу і напруженням та деформацією стиску. Вже на даному етапі створюється несприятлива схема НДС, що не дозволяє формувати труби з глибокими канавками. При початковому вдавлюванні ролика в гладку циліндричну трубу на глибину $h=2$ мм в залежності від геометрії роликів може виникати скачок головних напружень у від'ємну сторону, що може бути викликано локальним зминанням труби на початкових кроках вдавлювання ролика без потоншення стінки. Розподіл інтенсивності напружень σ_i та деформацій ε_i на етапі втискування ролика в заготовку в залежності від положення точок в повздовжньому розрізі канавки на трубі дає можливість виділити дві зони інтенсивної течії металу [5, 6]. Перша зона знаходиться біля скруглених виступів оправки, друга – біля скруглених країв ролика, де відбувається інтенсивна течія матеріалу. У цих двох криволінійних зонах труби напружений стан, як було сказано, близький до двоосного розтягу. Напруження, що виникають в цих зонах, залежать від радіусів кривизни цих зон. Тому чим менше ці радіуса, тим більші значення головних напружень.

Для оцінки можливості руйнування труби в процесі її обкочування в програмі застосовувався енергетичний критерій руйнування Брзо оснований на визначенні питомої роботи формозмінювання:

$$\int_0^{\varepsilon_k} \frac{\sigma_1}{\sigma_1 - \sigma} d\varepsilon_i = const = \psi \quad (1)$$

де σ_i – максимальне головне напруження;

ε_i – інтенсивність напружень;

σ – гідростатичний тиск, $\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$;

ε_k – критична деформація, значення якої для даного процесу знаходиться в межах 1,4...1,5.

При моделюванні обкочування гвинтоподібної канавки на трубі був зроблений розріз відповідно до рис. 3. В перерізах А-А однозахідної та трьохзахідної гвинтоподібних труб було вибрано точки відповідно до рис. 4.

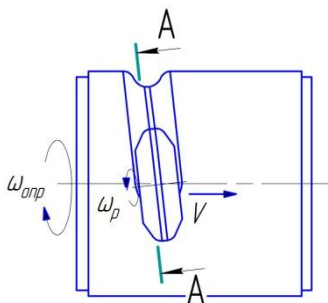


Рис. 3– Положення розрізу А-А

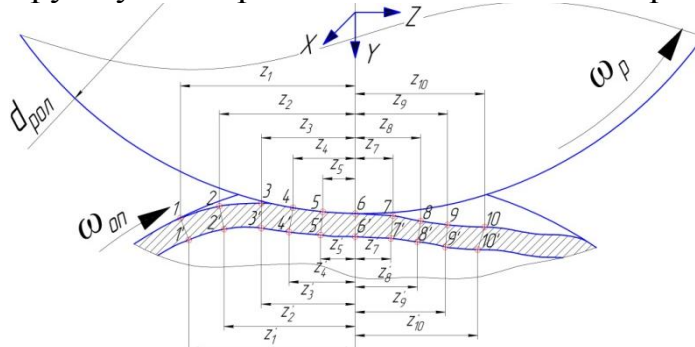


Рис. 4 – Координати точок по осі z (в розрізі А-А)

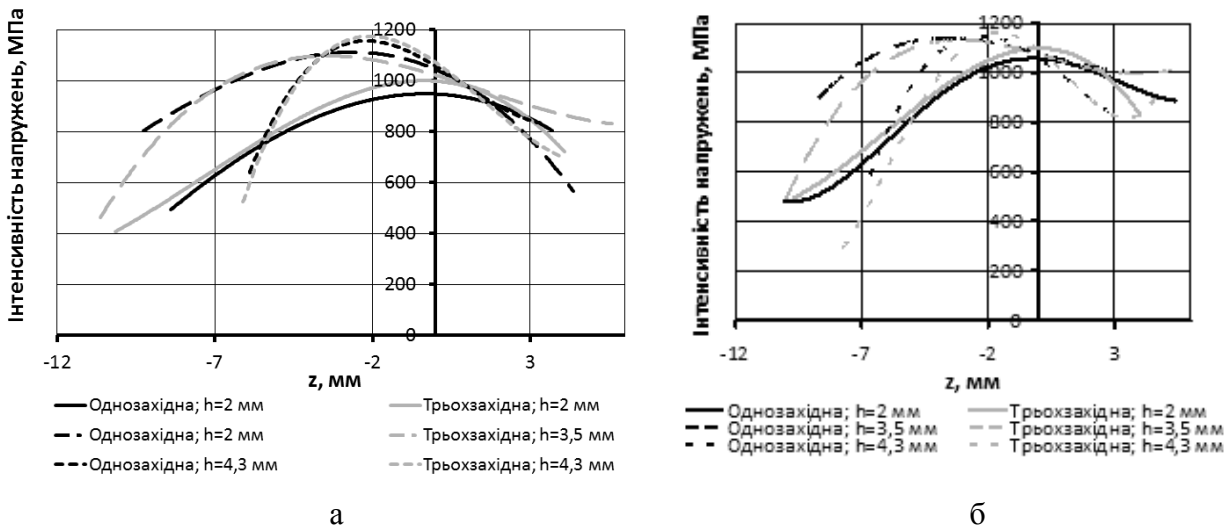


Рис. 5 – Залежності інтенсивності напружень в поперечному розрізі труби: а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

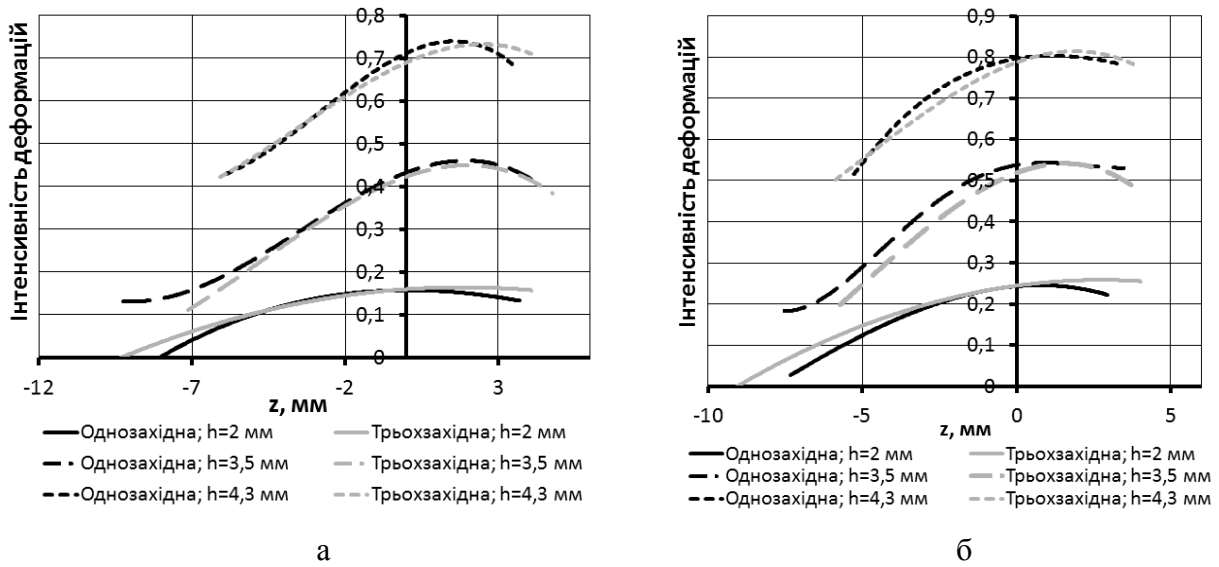


Рис. 6. – Залежності інтенсивності деформацій в поперечному розрізі труби: а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

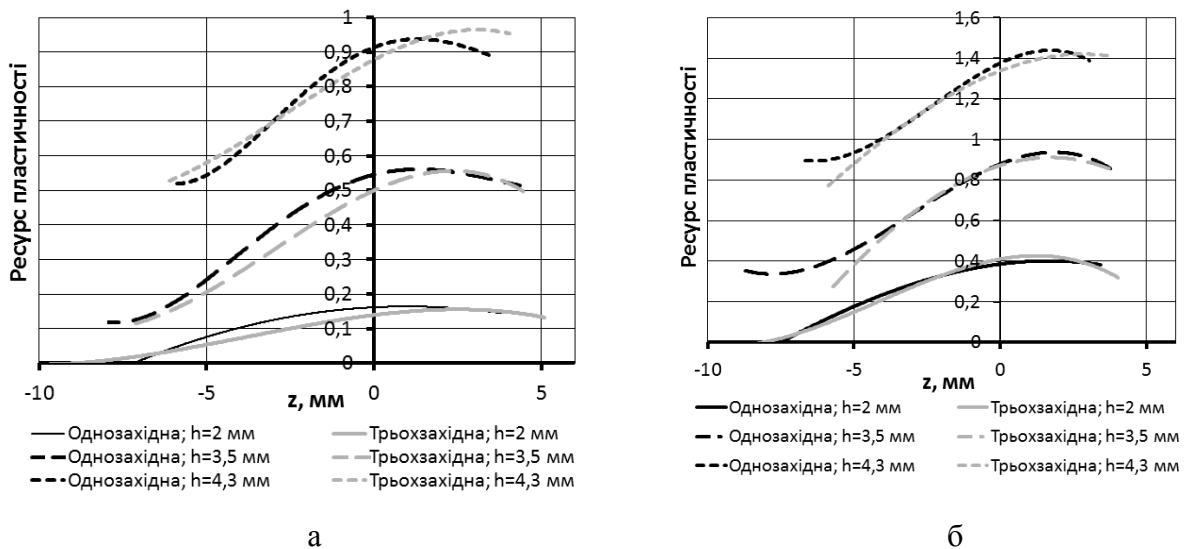


Рис. 7. – Залежності ресурсу пластичності в поперечному розрізі труби: а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

Отримані при моделюванні розподіли інтенсивності напружень σ (рис. 5), деформацій ϵ (рис. 6) та ресурсу пластичності (рис. 7) однозахідної та трьохзахідної гвинтоподібних труб в залежності від положення точок по вісі z (див. рис. 4) показують, що значної різниці в НДС при виготовленні таких виробів немає.

Крім цього для оцінки впливу параметрів обкочування (діаметра ролика, кроку гвинтової оправки, частоти обертів оправки з надітою на неї заготовкою) проведено моделювання обкочування труби роликками різних діаметрів ($D_p = 25, 30, 38, 40, 45$ мм), з різною частотою обертів труби-заготовки ($n = 50, 100, 160, 200, 250$ об/хв) та різним кроком гвинтової оправки ($k = 6, 8, 12, 20$ мм). На основі отриманих результатів побудовано графіки впливу вказаних параметрів на максимальну величину інтенсивності напружень, величину інтенсивності деформації, ресурсу пластичності, що показані на рис. 8–16.

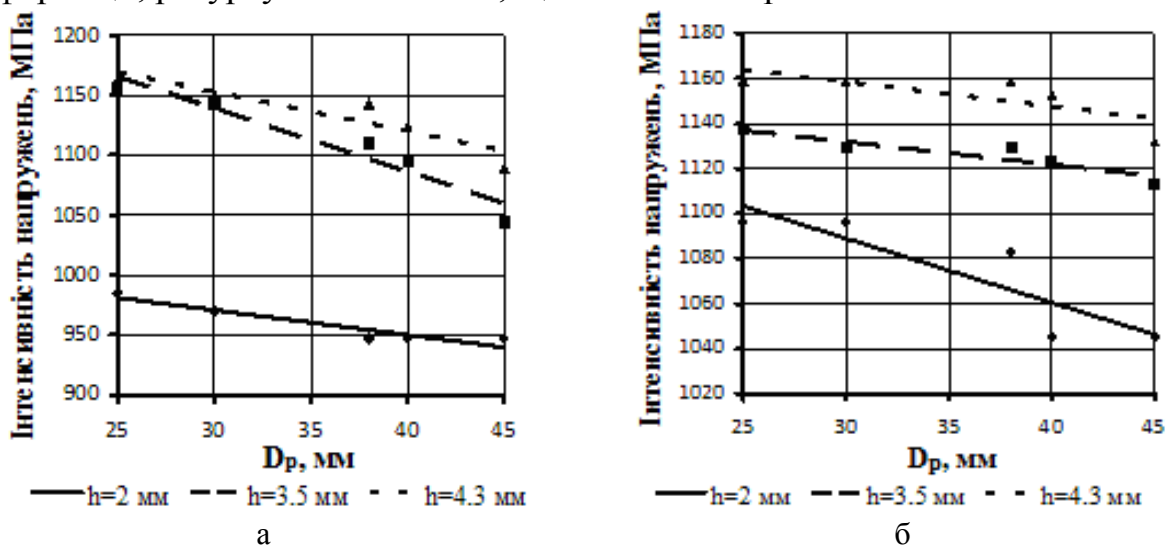


Рис. 8 – Вплив діаметра ролика D_p на максимальну величину інтенсивності напружень при формуванні канавок різної глибини h : а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

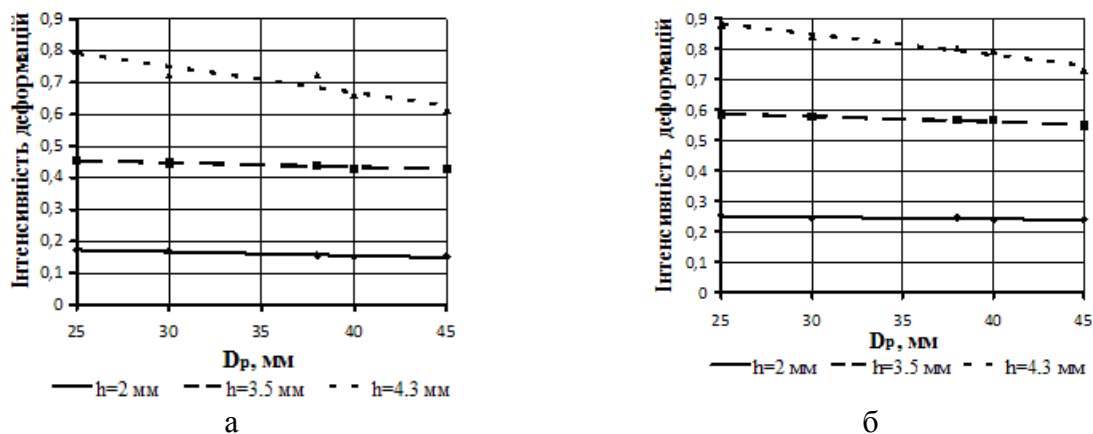
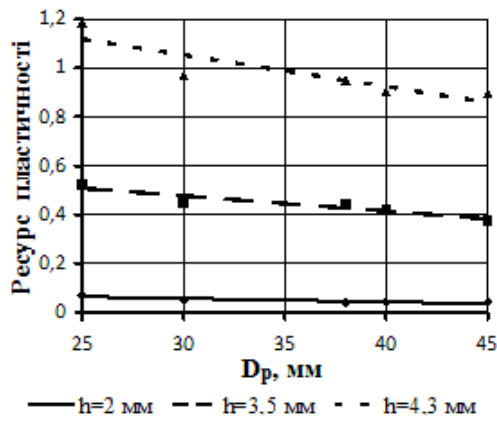
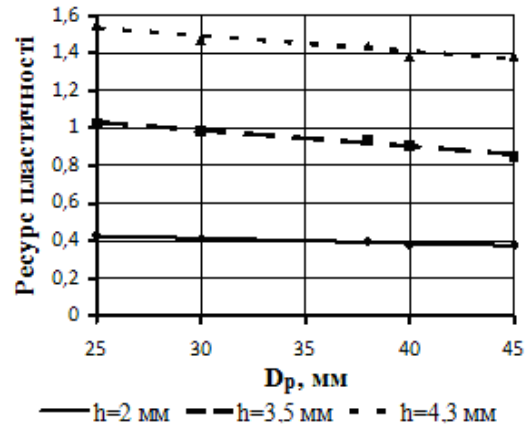


Рис. 9 – Вплив діаметра ролика D_p на максимальну величину інтенсивності деформації при формуванні канавок різної глибини h : а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

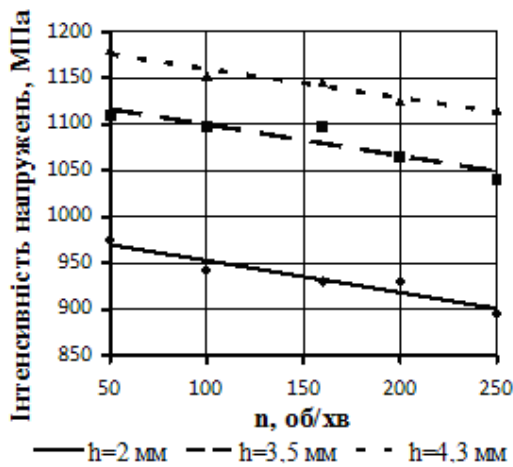


а

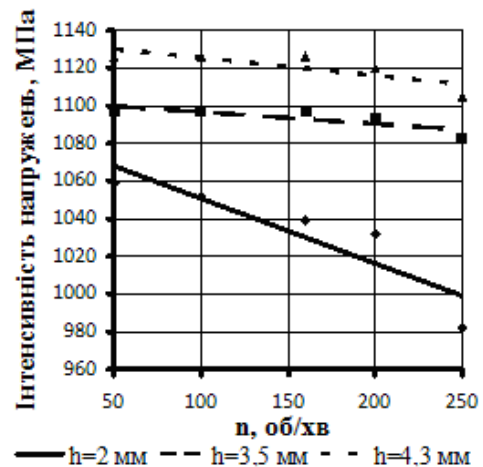


б

Рис. 10 – Вплив діаметра ролика D_p на максимальну величину ресурсу пластичності при формуванні канавок різної глибини h : а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

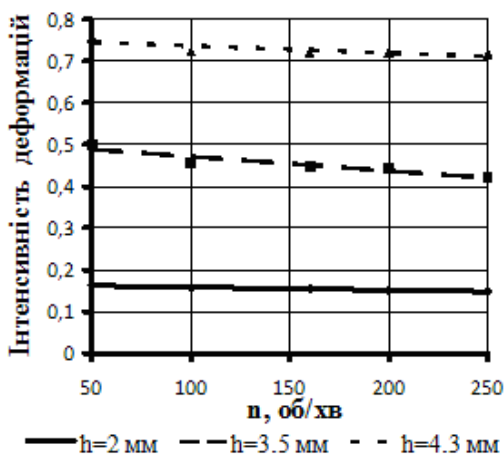


а

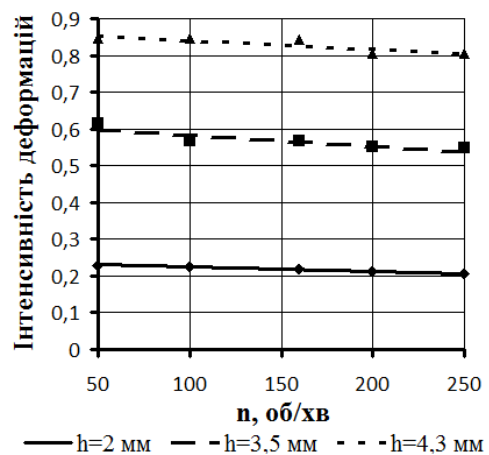


б

Рис. 11 – Вплив частоти обертів n на максимальну величину інтенсивності напружень при формуванні канавок різної глибини h : а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

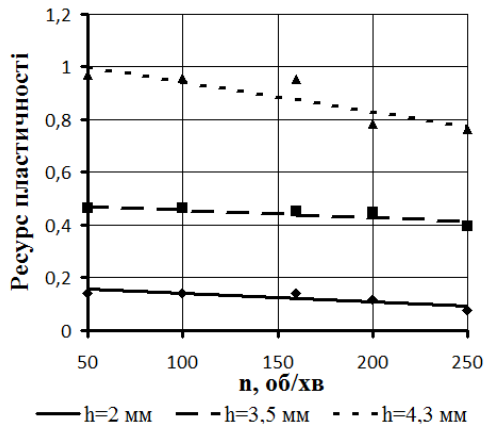


а

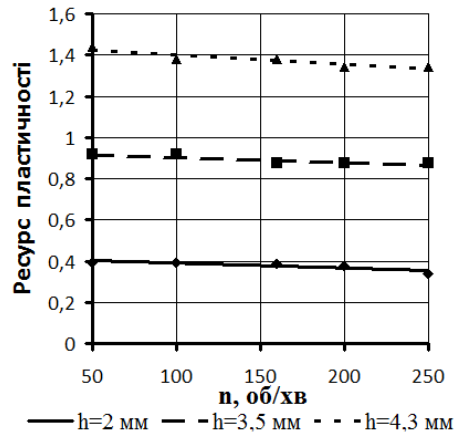


б

Рис. 12 – Вплив частоти обертів n на максимальну величину інтенсивності деформацій при формуванні канавок різної глибини h : а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

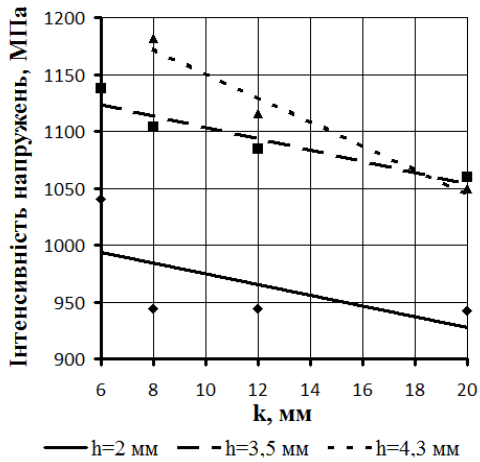


а

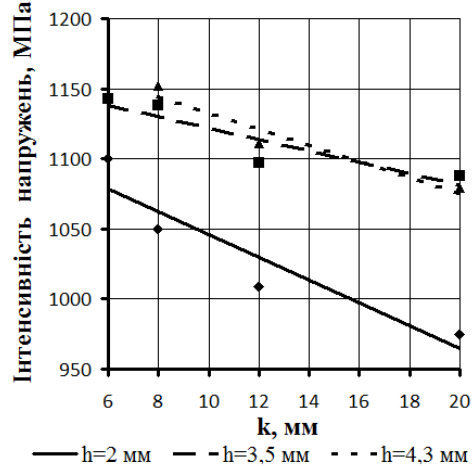


б

Рис. 13 – Вплив частоти обертів n на максимальну величину ресурсу пластичності при формуванні канавок різної глибини h : а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

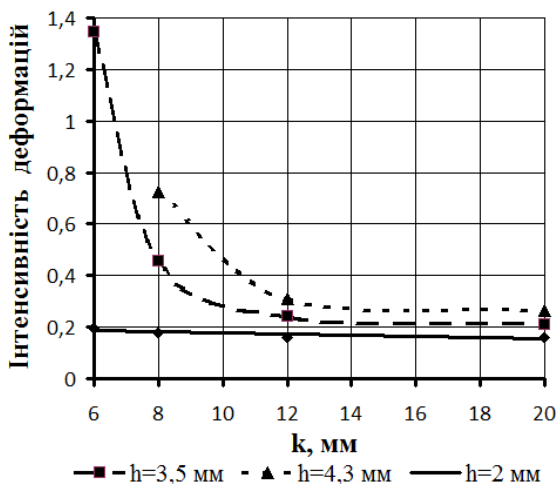


а

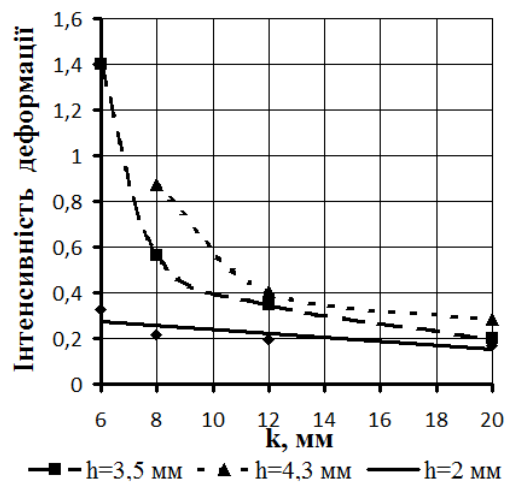


б

Рис. 14. – Вплив кроку гвинтової канавки k на максимальну величину інтенсивності напружень при формуванні канавок різної глибини h : а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби



а



б

Рис. 15 – Вплив кроку гвинтової канавки k на максимальну величину інтенсивності деформацій при формуванні канавок різної глибини h : а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

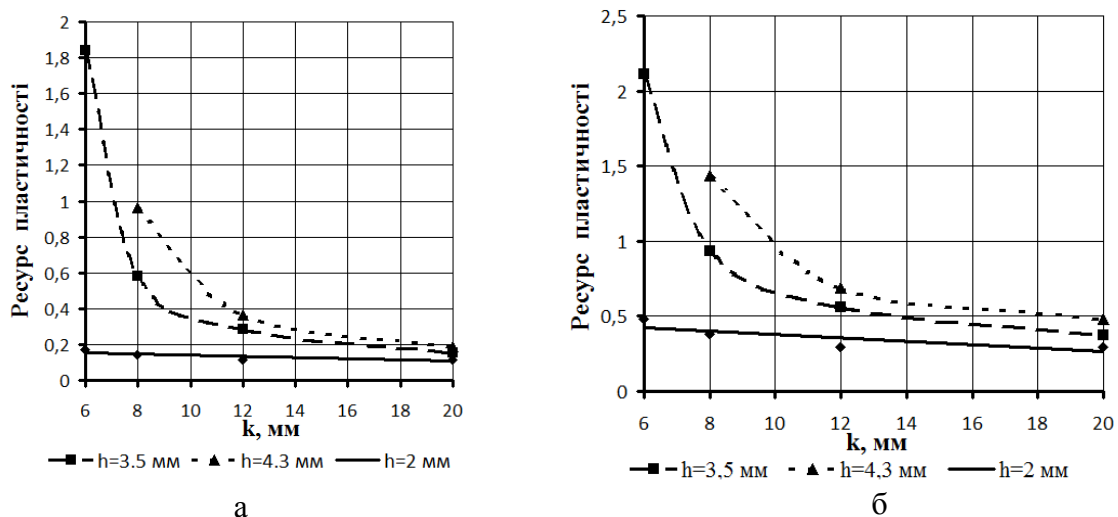


Рис. 16 – Вплив кроку гвинтової канавки k на максимальну величину ресурсу пластичності для канавок різної глибини h : а – на зовнішній поверхні труби, б – на внутрішній поверхні труби

Технологія та оснащення для виготовлення трьохзахідних гвинтоподібних труб. Для отримання трьохзахідних гвинтоподібних труб був спроектований та виготовлений експериментальний варіант трьохроликової обкочувальної головки на базі трьохкулачкового токарного патрону, на кулачках якого закріплені ролики. Обкочувальна головка кріпилася на супорті токарно-гвинторізного верстату.

Технологія виготовлення трьохзахідних гвинтоподібних труб включає: закріплення гвинтоподібної оправки з надітою трубою в патроні верстату, підпирання її центром, який встановлений в задній бабці, виставлення трьох роликів по різьбі оправки, втискання одночасно їх в трубу на глибину 1,5 ... 2 мм та обкочування з переміщенням супорта з головкою вздовж труби до патрону. При цьому верстат включається в режим нарізання різьби. Після першого проходу верстат включається на зворотній хід і обкочувальна головка повертається в початкове положення. На наступному етапі ролики втискаються в трубу на 1...1,5 мм і процес обкочування повторюється. В подальшому відбувається декілька етапів обкочування до досягнення необхідної глибини канавки і оправка з трубою знімається з верстату та труба викручується з оправки.

3D модель із заготовкою, що одіта на трьохзахідну оправку, показана на рис. 17. На рис. 18 зображена фотографія трьохроликової обкочувальної головки, яка була встановлена на токарно-гвинторізний верстат.

Трьохроликова обкочувальна головка складається з трьохкулачкового патрону 1, що кріпиться до плити 2 за допомогою гвинтів, яка у свою чергу кріпиться до опори 3 теж за допомогою гвинтів. До кулачків 4 трьохкулачкового патрону 1 приєднані обкатні головки 5 з роликами 6. Жорсткість конструкції підвищує направляюча плита 7, яка містить пази за допомогою яких додатково направляються обкатні головки 5, що приєднані до кулачків 4. Направляюча плита 7 з'єднується з опорою 3 за допомогою гвинтів та плити 8. Труба 9 надіта на оправку 10 кріпиться в трьохкулачковому патроні

токарно-гвинторізного верстату з одного боку, а з іншого – підпирається центром.

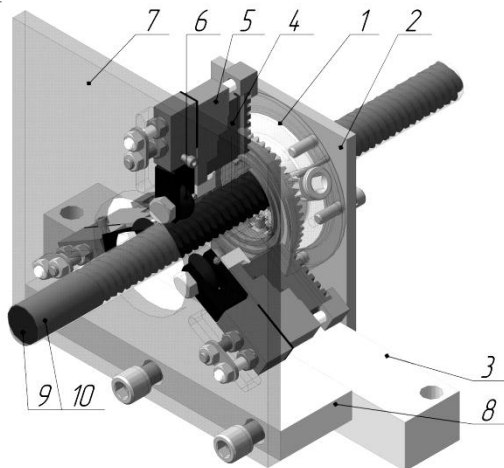


Рис. 17. – 3D модель трьохроlikової обkочувальної головки із трубчастою заготовкою, що надіта на оправку



Рис. 18. – Трьохроlikова обkочувальна головка, встановлена на токарно-гвинторізний верстат

Після отримання гвинтової канавки з кроком 8 мм вимірювали мікротвердість в перерізі труби та визначали по мікротвердості інтенсивність напружень (в дужках на рис. 19, а) [5].

Розподіл інтенсивності напружень в перерізі канавки гвинтоподібної труби з кроком 8 мм визначений шляхом моделювання показано на рис. 19, б.

Як видно з рис. 19 розподіли інтенсивності напружень визначені експериментально та через моделювання в програмі DEFORM 3D подібні. Отже створена модель у вказаній програмі досить точно (похибка складає близько 6...10%) відтворює процес обkочування гвинтоподібної труби.

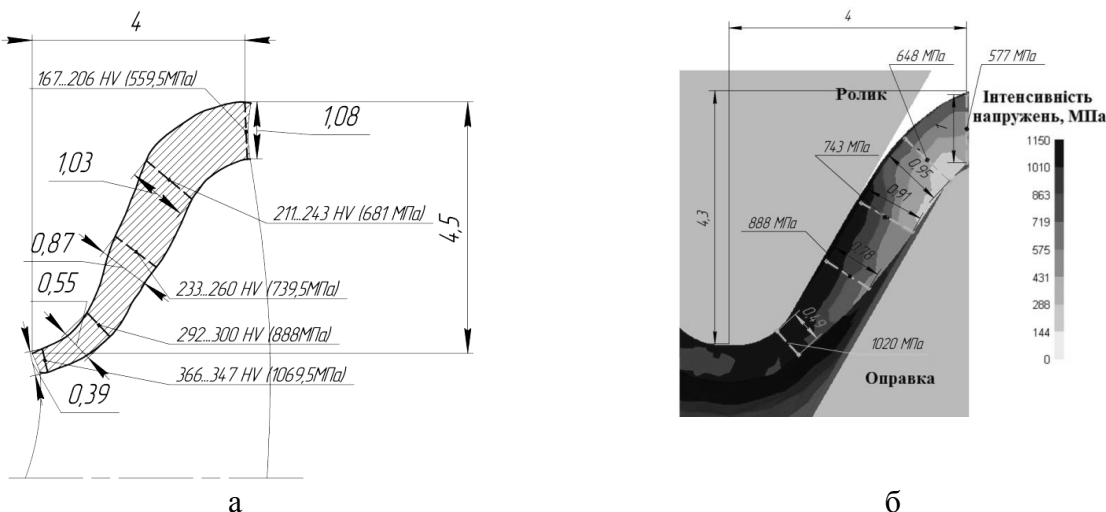


Рис. 19. – Порівняння розподілів інтенсивності напружень, визначених: а – експериментально (вказані в дужках), б – моделювання в DEFORM 3D

Висновки:

1. Створена чисельна модель обkочування гвинтоподібних труб з рівнорозвиненою поверхнею та змодельовано вплив основних технологічних параметрів на процес.

2. При обкочуванні труб найбільші значення інтенсивностей напружень, деформацій та ресурсу пластичності виникають при зменшенні кроку k обкочування (рис. 14-16).

3. Розроблено технології та оснащення для виготовлення трьохзахідних гвинтоподібних труб з використанням оправки з трьохзахідною різьбою та роликів.

4. Значної різниці в НДС при виготовленні одно- та трьохзахідних гвинтоподібних труб не спостерігається (див. рис. 5-7).

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. Пат. 2121405 РФ, МКИ В 21 D 15/04. Способ изготовления винтовых деталей и устройство для его осуществления. Заявл. 20.12.1995; Опубл. 10.11.1998, – 6 с. 4. 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. 5. 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. 6. 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.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК: 21.983.3.001 – 621.983.7.004

Особливості профілювання одно- та трьохзахідних гвинтоподібних труб / Маковей В. О., Проценко П. Ю. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 153–162. Бібліогр.: 6 назв.

Проведено моделювання декількох варіантів обкочування роликом одно- та трьохзахідних канавок на трубі з використанням програмного пакета Deform 3D. В якості профілюючих елементів для отримання канавок використовувалися ролик і оправка. Досліджено вплив різних параметрів (діаметра ролика D_p , шага винта труби k , глибини канавки h , частоти обертання оправки n) на напружено-деформоване стан труби. Предложена технологія і конструкція обкатної головки для отримання трьохзахідної винтової канавки на трубі.

Ключові слова: роликівим обкочування, одно- та трьохзахідні гвинтоподібні труби, напружено-деформоване стан, трьохроликова обкатна головка.

The simulation of several options roller spinning one- and three-start helical groove on the tube using a software package Deform 3D was conducted. As profiling elements for obtaining grooves were used rollers and the mandrel. The effect of various parameters (diameter roller D_p , screw pitch of the tube k , groove depth h , frequency of rotation of the mandrel n) on the stress-strain state of the tube was investigated. Proposed technology and design spinning-head to obtain three-start helical groove on the tube.

Keywords: roller spinning, one- and three-start helical tube, stress-strain state, three-roll spinning-head

УДК 621.735.36

О. Е. МАРКОВ, докт. техн. наук, проф., ДГМА, Краматорск

РАЗРАБОТКА СХЕМЫ КОВКИ ВАЛОВ С ИНТЕНСИВНЫМИ ПЛАСТИЧЕСКИМИ ДЕФОРМАЦИЯМИ

В работе исследованы схемы ковки валов с применением предварительного профилирования заготовки клиновыми бойками. Для этой схемы установлена неравномерность распределения

деформаций по сечению поковки. Правка профилированной заготовки плоскими бойками обеспечивает равномерное распределение деформаций. Максимальное значение показателя жесткости схемы напряженного состояния обеспечивается при окончательной ковке плоскими бойками профилированной заготовки.

Ключевые слова: ковка; дефекты; бойки; МКЭ; деформации; напряжения.

Введение. В тяжелом машиностроении основное внимание уделяется качеству получаемых поковок. Ультразвуковой контроль (УЗК) крупных валов обнаруживают наличие внутренних дефектов, которые не соответствуют требованиям Европейского стандарта SEP 1921 по классу D/d. Зона ослабления отраженного сигнала в центральной части вала соответствует потокораспределению металла осевой зоны в процессе осадки [1–4]. Поэтому можно предположить, что причина снижения качества крупных валов – применение осадки, которая назначается для увеличения сечения заготовки и повышения коэффициента укова [5; 6]. Основной операцией для формирования валов является кузнечная протяжка, которая более интенсивно измельчает литую структуру и способствует заковыванию осевых дефектов [7]. Протяжкой без осадки сложно накопить высокий уровень пластических деформаций в теле поковки и получить из кузнечных слитков бочки вала. Не применять осадку с целью снижения затрат на ковку с сохранением качества поковок и обеспечить возможность получения заданных размеров вала возможно за счёт применения новых схем ковки с интенсивными пластическими деформациями укороченных слитков с $H/D = 0,7 \dots 1,2$ [8; 9].

Осесимметричные поковки с удлиненной осью относятся к простым по геометрической форме поковкам, но для их ковки часто требуется применение сложных схем деформирования и применение специального инструмента. Это связано с высокими требованиями, предъявляемыми к деталям ответственного назначения. Вследствие высокой неравномерности распределения деформаций в процессе ковки валов сложно обеспечить высокую проработку литой структуры [6]. Повысить уровень пластических деформаций в поковке и равномерность их распределения возможно за счёт ковки с профилированием слитка выпуклыми клиновыми бойками. Протяжка выпуклыми бойками уменьшает удлинение, что позволяет увеличить число проходов за счёт незначительного уменьшения площади поперечного сечения при протяжке и накопить высокий уровень деформаций в теле поковки [10].

Цель работы – определение схемы ковки с интенсивными пластическими деформациями при ковке укороченных слитков выпуклыми клиновыми бойками.

Исследование проблемы. Теоретическое исследование процессов ковки с учетом разупрочнения стали в горячем состоянии проводилось с использованием метода конечных элементов [11]. Материал заготовки 34ХНМ, диаметр $D = 2000$ мм, длина 1000 мм. Температура начала ковки 1200°C . Исследуемые углы клиновых бойков 140° , 160° и 180° (плоские). Ковка заготовок производилась по схемам (табл. 1) до круглого сечения диаметром $D_k = 1265$ мм, что обеспечивало уков равный 2,0. По результатам

моделирования определялась неравномерность распределения деформаций по сечению поковки ($\Delta e = e_{\max} - e_{\min}$).

Ковка выпуклыми клиновыми бойками исключает образование застойных зон под деформирующим инструментом, как в случае применения плоских бойков (см. табл. 2). Применение выпуклых бойков способствует проработке поверхностных и центральных слоёв заготовки. Для угла в 140° и обжатия 35 % максимальные деформации возникают под выпуклыми бойками (см. табл. 2), глубина зоны пластической деформации незначительна. Обратная закономерность характерна для ковки плоскими бойками. В этом случае на поверхности образуются застойные зоны, а зона пластической деформации проникает глубоко к центральным слоям заготовки. Чем больше угол клина бойка, тем выше уровень деформаций в центре и больше площадь прореформированной части заготовки.

После формирования четырёхлучевой заготовки выпуклыми бойками недеформированными зонами остаются углы (рёбра заготовки), а в случае ковки плоскими – зоны, контактирующие с инструментом (табл. 2). Меньшая неравномерность распределения деформаций характерна для формирования четырёхлучевой заготовки клиновыми бойками с углом 160° .

Формирование четырёхлучевой заготовки это вспомогательная операция, которая направлена на профилирование заготовки для обеспечения при дальнейшей её обкатке в вырезных или плоских бойках равномерного распределения деформаций в осевой дефектной зоне заготовки (слитка). Заготовка с вогнутой боковой поверхностью в поперечном сечении обеспечивает подпор центральной зоны при последующей обкатке четырёхлучевой заготовки, но при этом может произойти образование поверхностных зажимов. Для этого необходимо проанализировать конечные результаты деформированного состояния, выбрать схему, которая позволяет получить равномерное распределение деформаций в поперечном сечении заготовки (табл. 3). Рассмотрению не подлежат схемы, которые приводят к образованию зажимов и складок на боковой поверхности заготовки.

Таблица 1. Основные переходы получения четырёхлучевых заготовок и обкатки их на круглое сечение

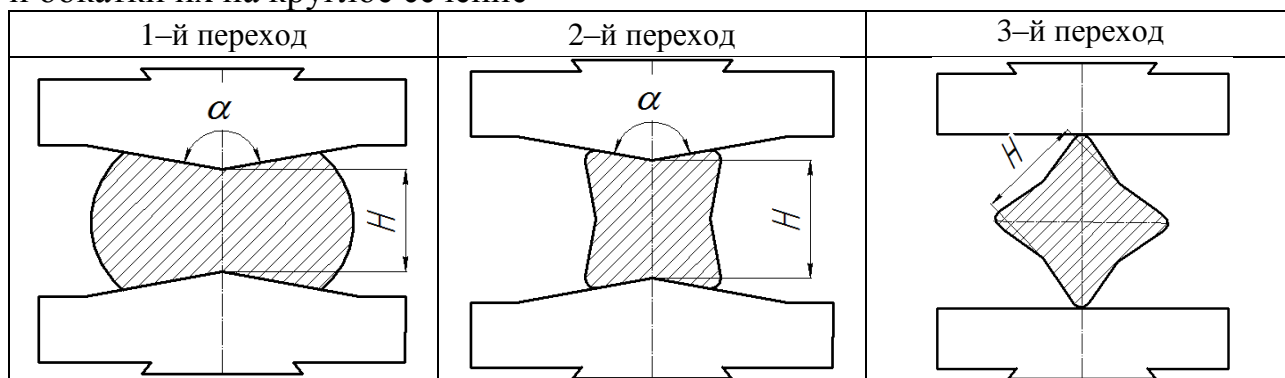
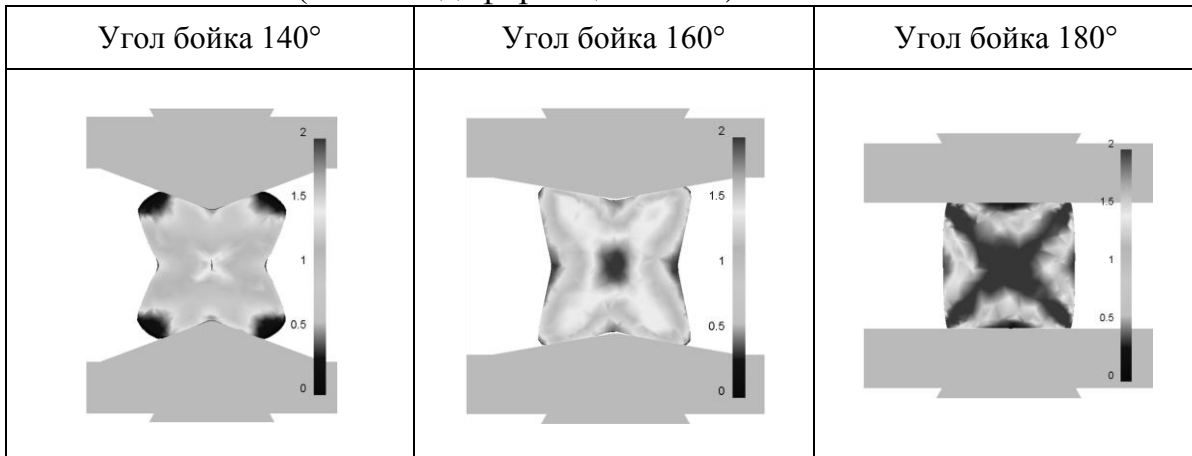


Таблица 2. Распределение интенсивности деформаций при ковке заготовок клиновыми бойками (степень деформации 35 %)

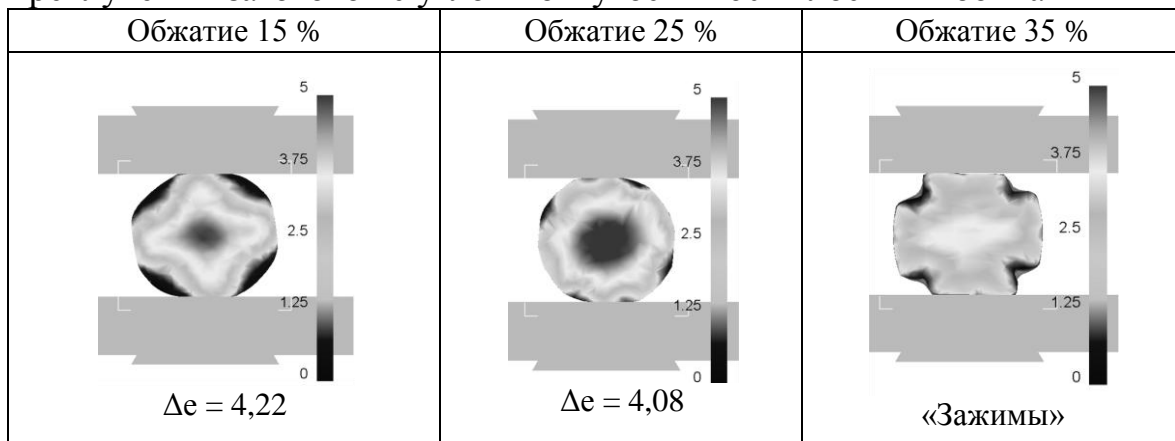


Результаты исследований. Анализ результатов моделирования позволил установить, что условию получения поверхности поковки без зажимов не отвечают схемыковки четырехлучевых заготовок выпуклыми клиновыми бойками с углом 140° для различных степеней обжатия и способов обкатки на круглое сечение (форма бойков и вариант укладки в бойках). Можно сделать вывод, что угол клина бойков в 140° не представляет интереса для получения четырехлучевых заготовок, так как в этом случае образуются поверхностные зажимы и далее эта схема не рассматривается.

Аналогичные дефекты были отмечены для схемы получения четырехлучевой заготовки с углом вогнутостей граней 160° при степенях обжатия более 25%. Это позволяет дать рекомендацию по предельным степеням обжатия ($\epsilon \leq 25\%$) цилиндрической заготовки выпуклыми клиновыми бойками с углом в 160°. Более того, можно отметить, что схема укладки четырехлучевой заготовки «плашмя» в вырезных и плоских бойках может также приводить к образованию зажимов.

Для угла клина выпуклых бойков в 160° рациональным является способ расположения четырехлучевой заготовки в бойках по схеме «на ребро» (табл. 1).

Таблица 3. Распределение интенсивности деформаций при обкатке четырехлучевых заготовок с углом вогнутости 160° плоскими бойками



После исключения нерациональных способов получения четырёхлучевой заготовки и их обкатки остаются 19 схем ковки из 36, которые не обеспечивают образование поверхностных дефектов формы на поковке. Из этих рациональных схем ковки профилированных заготовок: 7 схем с углом вогнутости граней 160° и 12 схем с углом 180° – заготовка с квадратным поперечным сечением. Эти заготовки были обкатаны вырезными и плоскими бойками. Для выбора эффективной схемы ковки провели количественное сравнение распределения деформаций по сечению поковки для схем деформирования, которые не приводят к образованию поверхностных зажимов. Распределение деформаций определялось по диаметру поковки в зоне максимальной её неравномерности на середине ширины бойка, где присутствуют застойные зоны, контактирующие с инструментом и максимальные деформации в осевой зоне. Для угла в 160° максимальные логарифмические деформации в центральной зоне с уровнем в 6,0 единиц обеспечивает схема обкатки плоскими бойками четырёхлучевой заготовки с обжатием $\varepsilon = 25\%$ (рис. 1, линия 2). Минимальные деформации для этой схемы около 2,0 единиц (неравномерность деформаций $\Delta e = 4,0$). Наименьший уровень накопленных деформаций для угла 160° обеспечивают схемы обкатки вырезными бойками с укладкой заготовки «на ребро» (рис. 1, линия 5 и 6). Минимальную неравномерность распределения деформаций для этого угла вогнутости $\Delta e = 2,73$ обеспечивает обкатка в вырезных бойках заготовок с вогнутостью $\varepsilon = 25\%$ с укладкой «плашмя» (рис. 1, линия 7).

Для угла в 180° и последующей обкатки вырезными бойками максимальные деформации, которые возникают в центральной осевой зоне с уровнем в $\approx 5,0$ единиц, обеспечивает схема протяжки с обжатием $\varepsilon = 35\%$ с укладкой «на ребро» (рис. 2, линия 3). Для этой схемы характерна высокая неравномерность распределения деформаций по диаметру поковки ($\Delta e = 4,49$) за счёт значительной зоны затруднённой деформации в периферийной части. Минимальную неравномерность распределения деформаций для этого угла вогнутости $\Delta e = 2,61$ при максимальном значении деформации в осевой зоне около 3,0 единицы обеспечивает укладка заготовки «плашмя» с вогнутостью $\varepsilon = 15\%$ (рис. 2, линия 4).

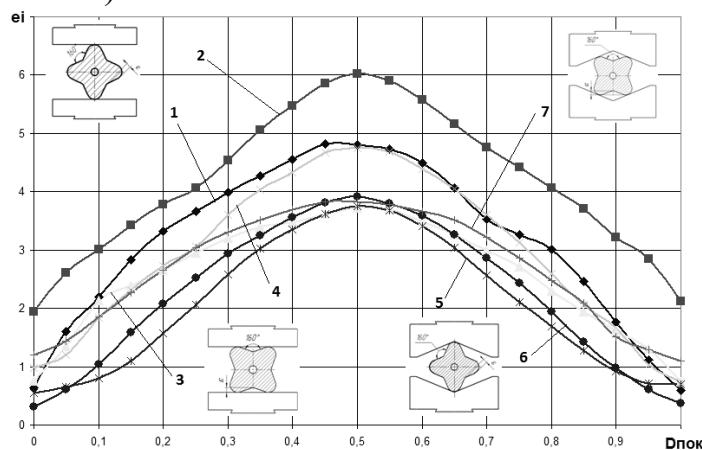


Рис. 1 – Неравномерность распределения деформаций после обкатки вырезными и плоскими бойками четырёхлучевых заготовок с вогнутостью 160° :

1, 2 – плоские бойки «на ребро», $\varepsilon = 15\%$ и 25% , соответственно;

3, 4 – плоские бойки «плашмя», $\varepsilon = 15\%$ и 25% , соответственно;

5, 6, 7 – вырезные: «на ребро» $\varepsilon = 15\%$ и 25% , «плашмя» $\varepsilon = 25\%$, соответственно

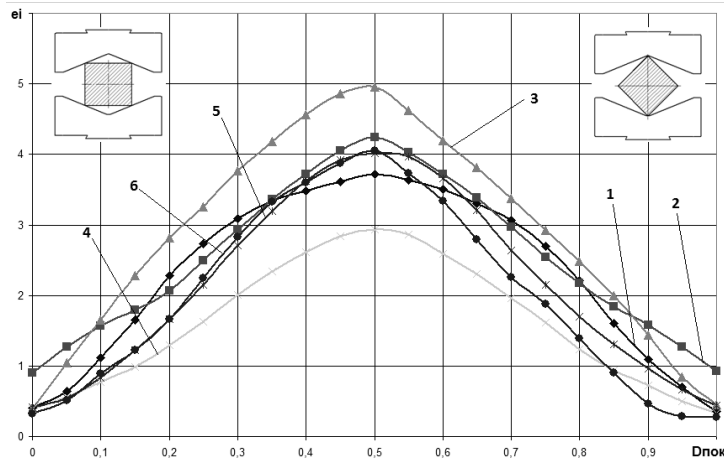


Рис. 2 – Неравномерность распределения деформаций после обкатки вырезными бойками заготовок с квадратным поперечным сечением (угол 180°):
 1, 2, 3 – укладка «на ребро», $\varepsilon = 15\%$, 25% и 35% , соответственно;
 4, 5, 6 – укладка «плашмя», $\varepsilon = 15\%$, 25% и 35% , соответственно

Для угла в 180° с последующей обкаткой плоскими бойками через квадратное и восьмигранное сечение максимальные деформации в центральной зоне с уровнем $\approx 5,5$ единиц обеспечивают две схемы с обжатием 15% и 35% с укладкой «плашмя» (рис. 3, линия 4 и 6). Минимальную неравномерность распределения деформаций ($\Delta e = 3,5$) с относительно высокой деформацией в осевой зоне обеспечивает схема обкатки с укладкой «на ребро» четырёхлучевой заготовки с обжатием $\varepsilon = 25\%$ (рис. 3, линия 2).

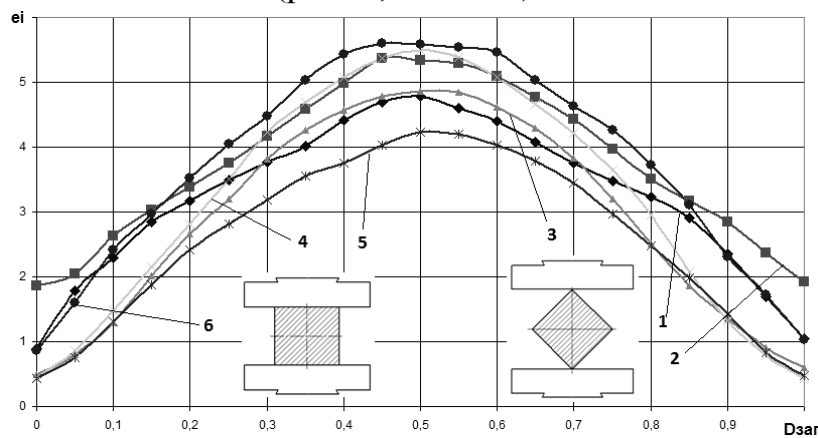


Рис. 3 – Неравномерность распределения деформаций после обкатки плоскими бойками заготовок с квадратным поперечным сечением (угол 180°):
 1, 2, 3 – укладка «на ребро», $\varepsilon = 15\%$, 25% и 35% , соответственно;
 4, 5, 6 – укладка «плашмя», $\varepsilon = 15\%$, 25% и 35% , соответственно

Из рассмотренных схем деформирования можно выделить схемуковки, которая обеспечивает равномерное распределение деформаций по сечению поковки, при этом зона интенсивной пластической деформации имеет округлую форму с максимальной площадью в поперечном сечении – четырёхлучевая заготовка с углом вогнутости и обжатием 160° и 25% , соответственно, которая обкатывается плоскими бойками, способ укладки заготовки «на ребро».

Выводы:

1. Ковка выпуклыми клиновыми бойками с углами α , равными 140° и 160° , исключает образование застойных зон под деформирующим инструментом, что способствует проработке поверхностных и центральных слоёв заготовки. Обратная закономерность характерна дляковки плоскими бойками ($\alpha = 180^\circ$), в этом случае зона пластической деформации сосредотачивается только в центральных слоях заготовки из-за наличия значительных зон затрудненной деформации со стороны действия инструмента. Профилирование заготовки выпуклыми клиновыми бойками с углом 160° на четырёхлучевую заготовку и последующая ее обкатка плоскими бойками с укладкой «на ребро» повышает уровень деформаций в центре и увеличивает площадь зоны пластической деформации за счет уменьшения размеров зоны затрудненной деформации.

2. В результате исследований установлена эффективная геометрия инструмента и технологические режимыковки, позволившие накопить высокий уровень пластических деформаций в поковке, которые послужили рекомендациями для проектирования инструмента и разработки новых технологических процессовковки укороченных слитков без осадки: угол клина бойков – $160^\circ \dots 170^\circ$, обжатие – 25 %, бойки для обкатки – плоские, способ укладки заготовки в плоских бойках – «на ребро».

Список литературы: 1. Каргин С.Б. Исследование протяжки вырезными бойками / С.Б. Каргин, Б.С. Каргин, В.В. Кухарь, О.Е. Марков // Обработка материалов давлением: сб. научн. трудов. – Краматорск: ДГМА, 2010. – № 1 (22). – С. 111-113. – ISSN 2076-2151. 2. Ковка крупных плит без осадки слитков / И. С. Алиев, О. Е. Марков, В. М. Олешко, И. Г. Савчинский // Металлург. – Москва, 2004. – Спецвыпуск – С. 35–37. 3. Соколов Л. Н. Ковка крупных поковок без осадки слитков / Л. Н. Соколов, О. Е. Марков, В. М. Олешко // Тяжелое машиностроение. – Москва, 2006. – № 3. – С. 19–21. 4. Марков О.Е. Изменение размеров осевых дефектов при осадке заготовок / Марков О.Е. // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2011. – № 4 (29). – С. 103-110. – ISSN 2076-2151. 5. Markov O. Investigation of the New Technological Process of Forging Large Shafts without Upsetting / O. Markov, V. Oleshko, V. Zligorev // METAL 2012: Proceedings on CD-ROM. – Brno, Czech Republic, 2012. – ISBN 978–80–87294–29–1. Available on Web site : <http://www.metal2012.com>. 6. Опытковки крупногабаритных плит большой толщины / Л.П. Белова, Б.М. Шлякман, Ю.И. Рыбин, Л.О. Комова // КШП. ОМД – Москва, 2001. – №10. – С.7 – 10. 7. Марков О. Е. Эффективная схемаковки крупных слитков с использованием кузнечной протяжки / О. Е. Марков // КШП. ОМД. – Москва, 2011. – № 8. – С. 44–48. 8. Марков О. Е. Исследование укороченных кузнечных слитков с направленной кристаллизацией / О. Е. Марков // Металл и литьё Украины. – Киев, 2012. – № 7. – С. 12–16. 9. Пат. 21205 Україна, МПК В 22 D 7/06. Виливниця для відливання зливків. / Марков О. Є. Заявл. 12.05.06.; Опубл. 15.03.07. Бюл. №3. 10. Марков О.Е. Внедрение энергосберегающего технологического процессаковки крупных слитков без осадки / О.Е. Марков, В.М. Олешко, В.Н. Злыгорев, И.А. Грачев // КШП ОМД. – Москва, 2011. – № 10. – С. 33–36. 11. Марков О.Е. Установление аналитической связи между напряжениями и скоростями деформаций для моделирования процессов горячего деформирования / О.Е. Марков // КШП ОМД. – Москва, 2012. – № 7. – С. 32–37.

Надійшла до редколегії 27.10.2013

УДК 621.735.36

Разработка схемыковки валов с интенсивными пластическими деформациями / Марков О. Е. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 162–169. Бібліогр.: 11 назв.

У роботі досліджено схеми кування валів з застосуванням попереднього профілювання заготовки клиновими бойками. Для цієї схеми встановлена нерівномірність розподілу деформаций по перерізу поковки. Правка профільованої заготовки плоскими бойками забезпечує рівномірний

розподіл деформацій. Максимальне значення показника жорсткості схеми напруженого стану забезпечується при остаточному куванні плоскими бойками профільованої заготовки.

Ключові слова: ковка; дефекти; бойки; МСЕ; деформації; напруги.

The schemes of forging shafts with preliminary of a profiling workpiece by wedge dies were investigated. The non-uniform of strain distribution in the transverse cross-section of the forgings was determined. The forging of the profiling workpiece by flat ensures the uniform strain distribution. The maximal value of the parameter of the stress state scheme was provided at the final forging the profiling workpiece by flat die.

Key words: forging; defects; dies; FEM; strain; stress.

УДК 621.771.26.001

В. С. МЕДВЕДЕВ, докт. техн. наук, гл. науч. сотруди́ник, ГП «УкрНТЦ «Енергосталь», Харків;

Е. В. БАЗАРОВА, асистент, ДонГТУ, Алчевск;

А. А. ЧИЧКАН, канд. техн. наук, зам. нач. сортопрокатного цеха, ПАО «АМК», Алчевск;

В. А. ШПАКОВ, канд. техн. наук, доц., ДонГТУ, Алчевск.

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ КАССЕТ С НЕПРИВОДНЫМИ ВЕРТИКАЛЬНЫМИ ВАЛКАМИ ДЛЯ ЧИСТОВЫХ КЛЕТЕЙ СОРТОВЫХ СТАНОВ

Представлен анализ результатов математического моделирования напряженно-деформированного состояния (НДС) кассеты с неприводными валками чистовой клетки 580 стана 600 с использованием метода конечных элементов и деформационной модели прочности металла. Определено влияние изменения диаметра неприводных вертикальных валков и температуры прокатываемой полосы на НДС кассеты. Отмечено, что по прочностным характеристикам конструкция кассеты удовлетворяет условию прочности. Однако в реальных условиях работы прокатного стана жесткость конструкции кассеты в горизонтальной плоскости недостаточна, что приводит к разнотолщинности готового проката. В результате моделирования НДС элементов кассеты разработаны мероприятия по ее модернизации.

Ключевые слова: кассета с неприводными вертикальными валками, напряженно-деформированное состояние, двутавровая балка, качество готовой прокатной продукции.

Введение. Повышение качества сортового проката, снижение материальных и энергетических затрат на его производство является одной из основных проблем повышения эффективности работы прокатных станков и обеспечения конкурентоспособности готовой продукции. Особенно остро эта проблема стоит при производстве двутавровых балок и швеллеров с параллельными полками на сортовых станах, в составе которых отсутствуют универсальные клетки. Прокатка профилей с параллельными полками на таких станах осуществляется в клетях дуо или трио с применением кассет с неприводными вертикальными валками [1].

В Украине по такой технологии производятся двутавровые балки на крупносортовых станах ПАО «АМК» и ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ». Повышение точности профилей на этих станах достигается стабилизацией температурно-

скоростного режима прокатки, рационализацией калибровки валков и режима обжатый, более качественной обработкой рабочих валков, применением роликовой арматуры.

Анализ последних исследований и литературы. Проведенные исследования разнотолщинности фланцевых профилей на крупносортом стане 600 ПАО «АМК» [2] показали, что при прокатке двутавровой балки № 20 размеры фланцев по толщине удовлетворяют требованиям стандарта, однако наблюдается большой разбег в размерах разных фланцев. Колебания средней толщины от номинального размера носят рассогласованный по всем фланцам скачкообразный характер. Максимальная разница толщины стенки на длине готового профиля достигает 0,24 мм. Колебания средней толщины фланцев больше в 1,5–2,0 раза, чем стенки. Наличие отрицательных значений отклонений толщин элементов профиля от номинального свидетельствует о невозможности прокатки двутавровых балок в поле минусовых допусков на имеющемся оборудовании.

Дальнейшее повышение точности прокатной продукции возможно путем совершенствования конструкции кассеты, увеличения радиальной и осевой жесткости рабочей клетки.

Для правильного решения этих вопросов необходимы подробные сведения о напряженно-деформированном состоянии (НДС) отдельных элементов конструкций кассеты, а также узлов их сопряжения при различных видах воздействий и уровнях напряжений.

В настоящей статье исследуется кассета с неприводными вертикальными валками, которая устанавливается на чистой клетке 580 крупносортового стана 600 ПАО «АМК». Неприводные вертикальные валки кассеты с горизонтальными валками клетки дуо образуют универсальный четырехвалковый калибр, используемый при прокатке двутавровых балок с минимальным уклоном внутренних поверхностей полок. Чистовая клетка 580 является последней в технологической линии прокатки, в которой можно отрегулировать и ликвидировать неточности всего процесса прокатки двутаврового профиля. От жесткостных характеристик как самой чистой клетки 580, так и смонтированной в ней кассеты, во многом зависит качество готовой прокатной продукции.

Существующие методы расчета упругой деформации кассеты с неприводными вертикальными валками [1–3] не позволяют учесть всех конструктивных и технологических особенностей процесса прокатки двутавровых профилей.

Ранее в работе [2] был предложен инженерный метод расчета упругой деформации кассеты с неприводными вертикальными валками, разработанный на основе применения теоремы Кастильяно и закона Гука. Основными технологическими узлами и деталями, составляющими конструкцию кассеты и воспринимающими усилие прокатки, являются узлы неприводных вертикальных валков и две плиты, между которыми они размещены. Однако, в описанном методе определение упругих деформаций предлагалось проводить с

некоторыми упрощениями, приводящими к получению приближенных результатов. Так, ось и неприводной валок рассматривались как одно целое и рассчитывались как двухопорная балка с распределенной нагрузкой по всей длине. Плиты рассчитывались как жесткие прямоугольные рамы, разрезанные в углах и образующие по четыре свободные двухопорные балки.

Необходимо отметить, что использованные в данном методе известные формулы (положения) теории упругости [4], применимы для случая двухопорной балки с отношением поперечного размера сечения балки к её длине $D/L=1/5$. Поскольку данное соотношение на практике не соблюдается вследствие геометрических особенностей конструкции, то для получения более точных сведений о картине напряженно-деформированного состояния узлов и деталей исследуемой кассеты более целесообразно использовать современные численные методы строительной механики, предназначенные для анализа напряженно-деформированного состояния, основным из которых является метод конечных элементов.

Цель работы – выполнить теоретический анализ на базе метода конечных элементов объемного напряженно-деформированного состояния (НДС) элементов кассеты с неприводными валками чистовой клетки 580 стана 600 ПАО «АМК».

Материалы исследования. В работе [5] выполнено исследование НДС элементов кассеты с вертикальными валками, установленной на предчистовой клетки стана 600 ПАО «АМК».

Однако большой интерес представляет картина напряженно-деформированного состояния аналогичной кассеты, которой оборудована чистовая двухвалковая клеть 580, поскольку она является завершающей в технологии прокатки двутаврового профиля и получении готовой продукции.

Для решения упругопластической задачи методом конечных элементов в объемной постановке использован многофункциональный программный комплекс ЛИРА.

Для упрощения расчетной модели используется допущение симметричности процесса прокатки относительно горизонтальной оси прокатываемой заготовки. Ввиду симметричности конструкции кассеты с неприводными валками относительно вертикальной плоскости, проходящей через ось прокатки, расчетная модель представляет собой половину кассеты.

Трёхмерная модель кассеты с неприводными валками чистовой клетки 580 с разбиением на конечные элементы представлена на рисунке 1, а. Деформированная в результате приложения усилия прокатки модель кассеты изображена на рисунке 1, б.

Для моделирования конструкции кассеты использованы 6-ти и 8-ми узловые объемные конечные элементы и тринадцать типов жесткости для задания жесткостных характеристик основных деталей.

В отличие от работы [5] опоры валкового узла (подшипники качения) кассеты были смоделированы более детально. Расчетная модель каждого

сферического роликподшипника включает в себя три типа деталей: наружное, внутреннее кольца и два ряда роликов по 18 в каждом.

При составлении расчетной схемы в местах предполагаемой концентрации напряжений (отверстия в плитах под цапфы осей неприводных вертикальных валков, область очага деформации вертикального валка) производилось сгущение сетки конечных элементов.

Напряженное состояние в деталях кассеты (горизонтальных и вертикальных валках, подшипниках качения, плитах, втулках) определялось от действия усилия прокатки и температурных напряжений.

Расчетное усилие прокатки на вертикальные валки кассеты $P_v = 151,26$ кН определено по методике [3] с учетом минимально допускаемой по технологии температуры металла $t_{\min} = 800$ °С.

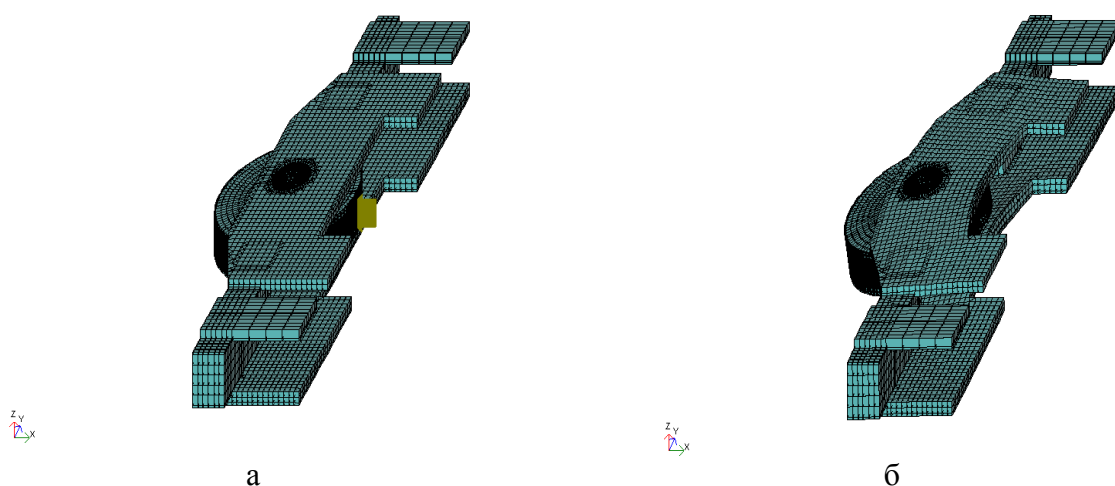


Рис. 1 – Трёхмерная модель кассеты с неприводными валками чистовой клетки 580 с разбиением на конечные элементы: а – исходная модель кассеты; б – деформированная в результате приложения усилия прокатки модель кассеты

Для моделирования передачи нагрузки используется упругая пластина, которая разбита на 33 сегмента. К каждому сегменту приложена равномерно распределенная сила $q = 210,781$ Н/мм². Закрепление моделируется с помощью наложения связей, запрещающих перемещения по оси X в секущей плоскости симметрии, проходящей через ось прокатки, по оси Y вдоль осей болтов крепления плит к брусам, и по осям X, Y, Z в местах жесткой заделки нижней плиты, а также повороты UX, UY, UZ для всей конструкции за исключением деталей валкового узла относительно оси Z.

Расчет НДС кассеты клетки 580 проводился для двух случаев: 1) с новыми вертикальными валками диаметром 515 мм; 2) с вертикальными валками, используемыми после конечной переточки, диаметром 495 мм.

Результаты исследования. После проведения расчетов были получены следующие результаты для системы в целом (табл. 1).

Установлено, что радиальные сжимающие напряжения в валках при минимально допустимой температуре металла 800 °С не превышают 79 МПа. В случае повышения температуры металла до 900 °С радиальные напряжения уменьшаются в 1,16 раза. Тангенциальные напряжения в области очага

деформации являются также сжимающими. Их уровень ниже радиальных напряжений примерно в три раза (25,4 МПа). Растягивающие тангенциальные напряжения в валках возникают в области выхода полосы с очага деформации и их уровень не превышает 26 МПа. В зонах, где валок не контактирует с металлом и охлаждается водой, напряжения близки к нулю, местами имеют растягивающий характер и достигают 4,32 МПа.

Результаты расчета показали, что напряжения в деталях конструкции кассеты в процессе прокатки в пределах допустимых. Наибольшие главные напряжения наблюдаются в направлении действия усилия прокатки.

Таблица 1. Результаты расчета пространственной системы кассеты с неприводными валками чистой клетки 580

Элемент, испытывающий наибольшие деформации/напряжения	Диаметр вертикального валка, мм	Максимальные перемещения, мм	Напряжения, Н/мм ²	
			Главные	Эквивалентные
Плита верхняя	515	$\Delta X_{\max}=0,0326$	$\sigma_1 = -12,5... +0,638$ $\sigma_2 = -0,651... +2,37$ $\sigma_3 = -0,099... +15,1$	$\sigma_e = +0,343... +14,5$
	495	$\Delta X_{\max}=0,0326$	$\sigma_1 = -12,6... +0,639$ $\sigma_2 = -0,652... +2,38$ $\sigma_3 = -0,0944... +15,2$	$\sigma_e = +0,279... +15,1$
Плита нижняя	515	$\Delta X_{\max}=0,0210$	$\sigma_1 = -13,6... +0,488$ $\sigma_2 = -2,31... +2,06$ $\sigma_3 = -0,662... +10,3$	$\sigma_e = +0,0232... +14,3$
	495	$\Delta X_{\max}=0,0212$	$\sigma_1 = -13,79... +0,493$ $\sigma_2 = -2,324... +2,083$ $\sigma_3 = -0,66... +10,36$	$\sigma_e = +0,0216... +13,15$
Валок	515	$\Delta X_{\max}=0,0682$	$\sigma_1 = -110... +0,0474$ $\sigma_2 = -44... +2,41$ $\sigma_3 = -31,65... +9,83$	$\sigma_e = +0,0553... +81,2$
	495	$\Delta X_{\max}=0,0645$	$\sigma_1 = -41,8... +0,463$ $\sigma_2 = -8,284... +2,7$ $\sigma_3 = -3,3... +10,37$	$\sigma_e = +0,206... +23,78$
Ось	515	$\Delta X_{\max}=0,0341$	$\sigma_1 = -28,2... +2,5$ $\sigma_2 = -14,8... +4,58$ $\sigma_3 = -11,55... +12$	$\sigma_e = +0,144... +20,11$
	495	$\Delta X_{\max}=0,0344$	$\sigma_1 = -27,78... +5,16$ $\sigma_2 = -11,1... +6,16$ $\sigma_3 = -5,96... +15,47$	$\sigma_e = +0,142... +14,51$
Роликовый сферический подшипник	515	$\Delta X_{\max}=0,0460$	$\sigma_1 = -119... +2,38$ $\sigma_2 = -34,2... +8$ $\sigma_3 = -11,5... +23,7$	$\sigma_e = +0,073... +109$
	495	$\Delta X_{\max}=0,0513$	$\sigma_1 = -68,77... +4,88$ $\sigma_2 = -15,7... +9,64$ $\sigma_3 = -9,423... +28,6$	$\sigma_e = +0,007... +43,79$

Максимальные значения напряжений ($\sigma_1 = -119$ МПа) характерны для тел качения сферических роликоподшипников вертикальных валков в области

приложения нагрузки. Повышенные напряжения наблюдаются и на вертикальных валках в зоне очага деформации (зона контакта металла с валком). Площадь области максимальных напряжений ($\sigma_1 = -110,2 \dots -73,46$ МПа) на поверхности валка составляет 1067 мм^2 , глубина около 11 мм. Отрицательные значения свидетельствуют о наличии сжимающих напряжений в области воздействия усилия прокатки.

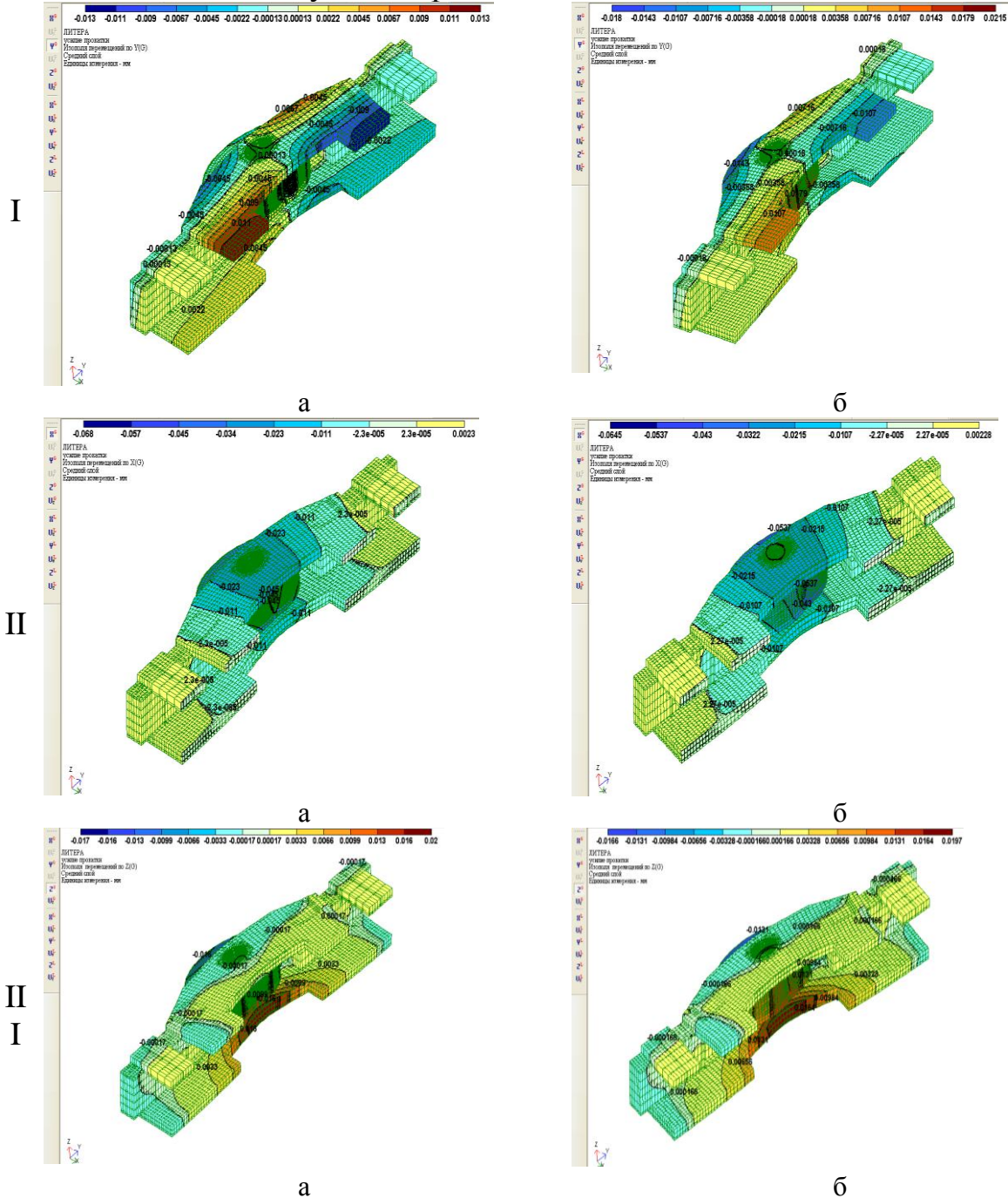


Рис. 2 – Изополя перемещений в элементах деталей кассеты с неприводными вертикальными валками чистой клетки 580: а – кассета клетки 580 с новыми валками, б – кассета клетки 580 с валками после конечной переточки; I – вдоль оси прокатки (оси Y), II – в направлении действия усилия прокатки (оси X), III – вдоль вертикальной оси Z

Таблица 2 Максимальные перемещения ΔX_{max} (мм) пространственной системы кассеты с неприводными валками чистой клетки 580

Элемент, испытывающий деформации	Температура прокатываемого металла (полосы), °C											
	800				850				900			
	515		495		515		495		515		495	
d												
va												
l, м												
м												
м												
t												
va												
l, °C												
°C												
Плита верхняя	0,0326	0,0326	0,0326	0,0324	0,0302	0,0303	0,0305	0,0307	0,0280	0,0280	0,0280	0,0279
Плита нижняя	0,0210	0,0214	0,0212	0,0211	0,0198	0,0199	0,0198	0,0200	0,0184	0,0184	0,0182	0,0181
Валок	0,0682	0,0629	0,0645	0,0606	0,0634	0,0535	0,0605	0,0576	0,0586	0,0486	0,0553	0,0519
Ось	0,0341	0,0341	0,0344	0,0341	0,0316	0,0317	0,0322	0,0324	0,0293	0,0293	0,0295	0,0294
Ролико- вый сфериче- ский подшип- ник	0,046	0,0458	0,0513	0,0512	0,0425	0,0425	0,048	0,0487	0,0394	0,0391	0,0439	0,0439

Изменение диаметра валка практически не оказывает влияния на деформацию плит и оси кассеты, однако уменьшение данного параметра приводит к увеличению, как значения, так и площади деформации подшипника качения. Наибольшая деформация характерна для наружного кольца подшипника, при этом с уменьшением диаметра валка область наибольшего деформирования смещается в сторону выхода полосы. Это обстоятельство объясняется изменением положения эксцентриситета оси валкового узла. Установлено, что в случае использования переточенных валков с минимально возможным диаметром главные напряжения $\sigma_{1в}$ в валках уменьшаются в 2,63 раза, в роликподшипниках – в 1,7 раза.

В процессе моделирования напряженно-деформированного состояния кассеты учитывались температурные колебания прокатываемой полосы. Деформации и напряжения рассчитывались при различных усилиях прокатки, определенных ранее в исследовании [2].

Расчеты показали, что с ростом температуры прокатываемой полосы на 50 °С деформации уменьшаются на 6,5–7 %, с увеличением на 100 °С – на 14 %.

Максимальные перемещения ΔX_{max} (мм) пространственной системы кассеты с неприводными валками чистой клетки 580, рассчитанные при различной температуре прокатываемой полосы и диаметре валков представлены в табл. 2.

На рис. 2 представлены деформации кассеты в целом в различных направлениях. Из рис. 2, I видно, что максимальное значение перемещений в узлах кассеты вдоль оси прокатки составляет 0,013 (0,0215) мм. В основном деформации в данном направлении подвержены верхняя и нижняя плиты кассеты и валки с минимально возможным диаметром 495 мм.

Максимальное значение перемещений в узлах кассеты вдоль действия усилия прокатки составляет 0,068 мм (0,0645) (рис. 2, II). Такую деформацию испытывают валки кассеты в области соприкосновения с прокатываемым металлом.

В вертикальной плоскости перемещения в узлах кассеты достигают значения 0,02 мм (0,0197) (рис. 2, III). Максимальная деформация в данной плоскости характерна для нижней плиты вдоль длинной стороны кромок окон для прохождения рабочих буртов приводных горизонтальных валков.

Очевидно, что наибольшими для всех деталей кассеты являются перемещения вдоль приложения усилия прокатки.

Определяющей является деформация вертикального валка. Максимальными являются перемещения вдоль оси X, т.е. в направлении действия усилия прокатки. Перемещения вдоль осей Y и Z практически равнозначны. Для верхней плиты существенны деформации вдоль оси X и оси Y, для нижней плиты, оси, подшипников качения – вдоль оси X и оси Z.

В результате анализа выявлено, основные технологические детали – вертикальные валки, которые представляют собой массивное тело кольцеобразной формы малой длины, в основном испытывают деформацию смятия поверхности в зоне пятна контакта с металлом. Величина деформации

смятия в направлении действия усилия прокатки достигает порядка 0,07 мм. Согласно результатам расчета, выполненного по энергетической теории прочности (Губера-Генки-Мизеса) расчетное эквивалентное напряжение $\sigma_{\text{экв}} = 81 \text{ МПа}$. Допустимое напряжение для чугуновых валков $[\sigma] = 70 \div 80 \text{ МПа}$. Таким образом, полученное расчетное значение $\sigma_{\text{экв}}$ незначительно превышает верхнюю границу допускаемых контактно-усталостных напряжений. Это обстоятельство в совокупности с небольшими отклонениями от технологического процесса, может способствовать преждевременному появлению дефектов на поверхности валков: трещин, выкрашивания, отколов. Незначительный изгиб в плоскости, перпендикулярной оси прокатки, присущ неподвижной оси валкового узла и в зависимости от температуры прокатки и диаметра вертикальных валков колеблется в интервале $0,0344 \div 0,0293 \text{ мм}$. Деформация подшипникового узла может достигать $0,046 \div 0,0513 \text{ мм}$. Поперечины плит, в отверстиях которых устанавливаются валковые узлы, подвержены изгибу в горизонтальной плоскости и повороту относительно оси прокатки. Перемещения в направлении действия усилия прокатки для верхней плиты в 1,5 раза больше, чем для нижней плиты. Максимальные значения ΔX_{max} в плитах соответственно составляют 0,0326 мм и 0,0212 мм.

Согласно методике [6] было определено максимальное значение рабочего радиального зазора ($e_p = 0,075 \text{ мм}$), возникающего в сферических роликподшипниках в процессе прокатки. С учетом e_p , средняя суммарная деформация кассеты в растворе составляет 0,5 мм (0,25 мм на сторону).

По прочностным характеристикам конструкция кассеты удовлетворяет условию прочности. Однако в реальных условиях работы прокатного стана жесткость конструкции кассеты в горизонтальной плоскости недостаточна, что приводит к разнотолщинности готового проката.

На основании проведенных исследований разработаны мероприятия по модернизации кассеты. Предлагается заменить нажимное устройство для регулирования раствора валков с эксцентрикового на гидравлическое. Валки устанавливать в свободно плавающие подушки, которые обеспечат корректное распределение нагрузки для увеличения срока службы подшипников. В валковом узле осуществить замену двух сферических роликподшипников на один конический роликподшипник большей грузоподъемностью. Предлагаемые мероприятия обеспечат более низкий уровень деформации кассеты.

Выводы. По результатам моделирования установлено, что напряжения в деталях конструкции кассеты в процессе прокатки в пределах допустимых. Наибольшие главные напряжения наблюдаются в направлении действия усилия прокатки. Максимальные значения напряжений характерны для тел качения сферических роликподшипников вертикальных валков в области приложения нагрузки. Повышенные значения напряжений наблюдаются и на вертикальных валках в зоне контакта металла с валком.

Результаты расчета показали, что изменение диаметра валка практически не оказывает влияния на деформацию плит и оси кассеты, однако уменьшение данного параметра приводит к увеличению, как значения, так и площади деформации подшипника качения. Отмечено, что в случае использования переточенных валков с минимально возможным диаметром главные напряжения σ_{1B} в валках уменьшаются в 2,63 раза, в роликподшипниках – в 1,7 раза

Выявлено, что определяющей для всей конструкции кассеты является деформация вертикального валка в зоне контакта с металлом.

Определено, что с ростом температуры прокатываемой полосы на 50° деформации уменьшаются на 6,5–7 %, с увеличением на 100° – на 14 %.

Отмечено, что по прочностным характеристикам конструкция кассеты удовлетворяет условию прочности. Однако в реальных условиях работы жесткость конструкции кассеты в горизонтальной плоскости недостаточна, что приводит к разнотолщинности конечного прокатного продукта. В результате моделирования напряженно-деформированного состояния элементов кассеты разработаны мероприятия по ее модернизации.

Список литературы: 1. Лиханский В. С. Технология производства фасонных профилей с применением кассет / В. С. Лиханский, В. Н. Гринавцев. – М. : Металлургия, 1986. – 232 с. 2. Шпаков В.А., Базарова Е.В., Чичкан А.А. Исследование разнотолщинности фланцевых профилей на крупносортом стане 600 // Черная металлургия : Бюл. ин-та «Черметинформация». – 2012. – Вып. 1 (1345). – С. 53–60. 3. Базарова Е.В., Шпаков В.А., Чичкан А.А. Моделирование упругой деформации кассеты с неприводными вертикальными валками: Материалы VIII междунар. науч.-практ. конф. «Литье. Металлургия 2012» / Запорожская торгово-промышленная палата, 2012. – С. 287-288. 4. Королев А.А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов: Учеб. Пособие для вузов. / А.А. Королев. – М. : Металлургия, 1985. – 376 с. 5. Базарова Е.В., Шпаков В.А. Исследование напряженно-деформированного состояния кассеты вертикальных валков. / Сб. науч. тр. ДонГТУ. – 2010. – Вып. № 31. – С. 140–145. 6. Подшипники качения: Справочное пособие / под ред. Н.А. Стицына, А.И. Сприншевского. – М.: Гос. н. т. изд-во машиностроительной литературы, 1961. – 828 с.

Надійшла до редколегії 20.10.2013

УДК 621.771.26.001

Моделирование напряженно-деформированного состояния элементов кассет с неприводными вертикальными валками для чистовых клетей сортовых станов / Медведев В.С., Базарова Е.В., Чичкан А.А., Шпаков В.А. // Вестник НТУ «ХПІ». Серия: Новые решения в современных технологиях. – Харьков: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 169–179. Библиогр.: 6 наим.

Приведений аналіз результатів математичного моделювання напружено-деформованого стану (НДС) касети з неприводними валками чистової кліті 580 стану 600, проведеного з допомогою використання апарату методу кінцевих елементів і варіанти деформаційної моделі міцності металу. Визначено вплив зміни діаметра неприводних вертикальних валків і температури смуги, що прокатується на НДС касети. Відзначено, що за характеристиками міцності конструкція касети задовольняє умові міцності. Однак у реальних умовах роботи недостатня жорсткість конструкції касети в горизонтальній площині, що призводить до різнотолщинності кінцевого прокатного продукту. В результаті моделювання НДС елементів касети розроблені заходи щодо її модернізації.

Ключові слова: касета з неприводними вертикальними валками, напружено-деформований стан, двотаврова балка, якість готової прокатної продукції.

An analysis of the results of mathematical modeling of the stress-strain state (SSS) of the cassette with the non-driven rolls of the finishing stands 580 600 mill conducted through the use of the apparatus of finite elements method and option deformation model of metal strength. The influence of changes in the diameter of not power-driven vertical rolls and temperature rolled strip on VAT cassettes. It is noted that the strength characteristics of the cartridge design satisfies the condition of strength. However, in real working conditions is not sufficient rigidity cartridge in a horizontal plane, which leads to the crown of the end-

product rolling. The result of simulation of VAT elements cassette developed measures for its modernization.

Keywords: cassette with non-driven vertical rolls, deflected mode, I-beam, the quality of the finished rolled products.

УДК 621.753

А. Я. МОВШОВИЧ, докт .техн. наук, проф., Украинская инженерно-педагогическая академия, Харьков;

Н. К. РЕЗНИЧЕНКО, докт .техн. наук, зав. каф., Украинская инженерно-педагогическая академия, Харьков;

Ю. А. КОЧЕРГИН, канд .техн. наук, зам. директора ГП «Харьковский региональный научно-производственный центр стандартизации, метрологии и сертификации»

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РАЗВИТИЯ ВЫСОКИХ ТЕХНОЛОГИЙ В МАШИНОСТРОЕНИИ В СВЕТЕ РЕСУРСОСБЕРЕЖЕНИЯ И ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ.

В статье затронуты вопросы совершенствования высоких технологий, требующие разработки и исследования на современном этапе развития машиностроения. Показана область их рационального применения и пути реализации в действующем производстве.

Ключевые слова: высокие технологии, область применения, пути реализации.

Введение. Современное передовое промышленное производство характеризуется как гибкое рыночно ориентированное, обладающие совокупностью следующих основных признаков: целостное рассмотрение и оптимизация потоков материалов, исключение расточительных затрат ресурсов любого вида, непрерывная оптимизация производства, применение передовых технологий с ориентацией на человека, минимизация расходов при эксплуатации готовой продукции.

Анализ проблемы. Высокими следует считать технологии, которые обладают совокупностью следующих основных признаков: наукоемкость, системность, физическое и математическое моделирование с целью структурно-параметрической оптимизации, высокоэффективный рабочий процесс размерной обработки, компьютерная технологическая среда, автоматизация всех этапов разработки и реализации при соответствующем технологическом (оснастка, оборудование, инструмент) и кадровом обеспечении, устойчивость, надежность, экологическая чистота.

Столь же очевидно, что необходимо создавать новые производства «высокой технологии» особенно по тем направлениям и видам продукции, где мы, образно говоря, пока занимаем передовые позиции. По этим направлениям нам не надо покупать лицензии. А это экономит очень значительные средства, не говоря уже о престиже государства.

Цель исследования. Среди вопросов, требующих исследования, разработки и интенсивного решения опережающими темпами, первоочередными являются следующие:

- создание быстроперестраиваемых комплексов различного технологического назначения, оснащенных автоматизированной и механизированной технологической оснасткой второго поколения;
- широкое применение систем автоматизированного проектирования, технологической подготовки производства и интегральных систем управления производством;
- применение принципиально новых видов материалов, обладающих по сравнению с традиционными материалами высокими физико-механическими свойствами, устойчивостью к износу и изменению геометрической формы;
- создание и совершенствование промышленной технологии и оборудования для получения широкой номенклатуры высокопрочных, коррозионно-стойких, жаростойких композиционных покрытий на основе вакуумно-плазменного и детонационно-газового методов;
- широкое применение при конструировании и применении новых видов технологической оснастки композиционных материалов и пластических масс, способных заменить черные и цветные металлы и сплавы и существенно улучшить эксплуатационные свойства, качество и долговечность оснастки;
- разработка технологий и оборудования с применением высоких давлений и вакуума для формирования и калибровки изделий сложной формы, синтеза инструмента.

Результаты исследования. Результирующая задача – совершенствование и дальнейшее развитие автоматизированной системы технологической подготовки и контроля производства в области управления предприятием, экономного использования материалов и решения производственных заданий.

Основными компонентами данного комплекса является:

- гибкие системы проектирования, изготовления и сборки, управляемые ЭВМ;
- высокоэффективные рабочие процессы;
- широкая кооперация и поставка деталей строго по графику;
- системы снабжения и обеспечения производственных процессов;
- компьютерные автоматизированные системы (CAD- проектирование; CAP-планирование; CAM – производство; CAO – обеспечение качества; САА – сборки).

Наиболее перспективным путем повышения производительности труда на стадии технологической подготовки производства является автоматизация на базе широкого использования средств вычислительной техники. При этом необходимо работать над разработкой единого математического и программного обеспечения, автоматизированных систем проектирования, технологической подготовки, планирования и организации производства. Говоря об экономической стороне автоматизации необходимо подчеркнуть, что только комплексная автоматизация дает возможность создания структуры промышленного предприятия, отвечающую требованиям эффективного использования прогрессивного оборудования. [2].

Надежность работы машин непосредственно связана с качеством поверхностного слоя деталей, которое характеризуется геометрическими и

физико-механическими параметрами. От качества поверхностного слоя зависят эксплуатационные свойства: сопротивление усталости, износостойкость, коррозионная и жаростойкость, сопротивление контактной усталости и др.

Оптимальная поверхность должна быть достаточно твердой, иметь остаточные сжимающие напряжения, мелкодисперсную структуру, сглаженную форму микронеровностей с большой площадью опорной поверхности. Физико-механические параметры поверхности достигаются нанесением на них соответствующих покрытий вакуумно-плазменным, детонационно-газовым, лазерным и др. методами.

В зависимости от назначения изделия, условий его работы, материала и теплостойкости должен быть решен комплекс задач по выбору состава и конструкции покрытия, оптимизации параметров его нанесения. Так при упрочнении режущего инструмента наибольшее распространение получили покрытия на основе соединений титана – нитрид титана (TiN), карбид титана (TiC), карбонитрид-титана (TiCN).

Для эффективной обработки трудно обрабатываемых материалов разработан ряд покрытий для режущих инструментов применительно к определенным группам жаропрочных и высоколегированных сталей и сплавов. Эффективные покрытия:

- для жаропрочных деформируемых сплавов и высоколегированных сталей – композиционное покрытие нитридов титан-хром (Ti/CrN), состоящее из 30% хрома и 70% титана (по массе);
- для хромистых нержавеющей и хромо-никелиевых сталей и сплавов – композиционное покрытие нитридов цирконий-гафний (Zr/Hf-N), состоящее из 80% циркония и 20% гафния (по массе);
- для титановых сплавов – нитрид циркония (ZrN).

Нанесение этих покрытий на рекомендуемой справочной литературой режущий инструмент позволяет увеличить его стойкость в 1,6-2 раза.

Повышение надежности и работоспособности наиболее ответственных и тяжело нагруженных деталей машин, работающих в условиях длительного трения, эрозионного воздействия, значительных механических и тепловых нагрузок, определяющих в связи с этим ресурс изделия, достигается методом детонационно-газового упрочнения путем нанесения на рабочие поверхности деталей упрочняющих и защитных покрытий импульсным высокоэнергетическим напылением порошкообразного материала с заданными технологическими характеристиками.

Основными преимуществами метода детонационно-газового напыления в сравнении с другими методами газо-термического высокотемпературного напыления (электродуговая металлизация, газопламенное и плазменное напыление) являются:

- возможность нанесения покрытий на холодную деталь (без необходимости предварительного, сопутствующего либо последующего ее нагрева);
- высокая прочность сцепления (когезия) покрытия с материалом детали (до 250 МПа);

- незначительный нагрев детали при напылении (до 200°C), что позволяет наносить покрытия на окончательно обработанные детали;
- возможность нанесения чрезвычайно широкого круга материалов (металлов и сплавов, различных видов керамики – оксидов, карбидов и т.д., металлокерамики, а также их смесей).

Эффективность применения детонационных покрытий связана, прежде всего, с повышением срока службы упрочненных деталей. Причем, увеличение затрат на их изготовление значительно ниже по сравнению с экономией от увеличения срока их службы. Кроме того, детонационное напыление в целом ряде случаев позволяет заменить дорогостоящие стали и цветные металлы на более дешевые недефицитные материалы за счет придания необходимых эксплуатационных свойств только рабочим поверхностям, непосредственно подверженным влиянию неблагоприятных факторов, вместо упрочнения детали в целом. Все вместе это обуславливает получение значительной экономии материальных и энергетических ресурсов, а также улучшение экологической ситуации.

С помощью широко применяемых технологий окончательной обработки (шлифование, хонингование, доводка) создается необходимая форма поверхности с заданной точностью. Однако в ряде случаев традиционные технологии не обеспечивают оптимальное качество и точность рабочих поверхностей.

В этих случаях целесообразно использовать технологии поверхностного пластического деформирования (обкатывание и раскатывание шаровым и роликовым инструментом, алмазное выглаживание, ударная обработка специальным инструментом).

В результате упрочняется поверхностный слой, повышается износостойкость, работающих при переменных нагрузках в 1,5-2 раза.

Другим перспективным направлением при изготовлении и ремонте деталей является отделочно-зачистная обработка и одна из ее разновидностей – виброобработка. Широкие технологические возможности этого метода в сочетании с высокой производительностью на очистных, доделочных, шлифовально-полировальных и упрочняющих операциях поставили его в число наиболее приемлемых и перспективных способов обработки деталей.

Особый интерес представляет дальнейшее развитие и широкое применение технологии быстрого изготовления заготовок деталей, получаемых точным литьем в оболочковые формы на базе систем быстрого прототипирования.

Система быстрого прототипирования позволяет получать физическую копию трехмерной компьютерной модели детали любой сложности, запроектированной с помощью различных систем САПР. В основе этой технологии лежит процесс выращивания физической копии компьютерной модели последовательно отверждением полимерной жидкости (метод стериолитографии) или из слоев ламинированной бумаги, фольги путем ее послойного раскроя лучом лазера с последующим термопрессованием слоев

(метод тонких пленок). При использовании традиционной технологии нужны две металлические пресс-формы: модельная и стержневая, очень дорогостоящие и трудоемкие. Применение же систем быстрого прототипирования позволяют сократить до 70% время и трудоемкость создания прототипа изделия; создается полная индивидуализация прототипа, а сам технологический процесс является экологически чистым и безотходным.

Технологическая ниша данных технологий – изготовление опытных образцов и первых комплектов деталей, обработка конструктивных вариантов изделий сложной формы.

Размерная обработка является определяющей в цепочке технологических переделов, так как она в основном обеспечивает реализацию замысла конструктора по созданию деталей с заданными служебными свойствами. Кроме этого, совершенствование технологии размерной обработки, на долю которой приходится не менее 40% общей трудоемкости изготовления машин (около 80% их деталей подвергаются размерной обработке), определяет технический прогресс в машиностроении.

Основные направления развития технологии размерной обработки, учитывающие как организационные технические факторы, так и рабочие процессы размерной обработки:

- разработка новых принципов организации технологии, дающих возможность управлять ее параметрами и структурой в цикле проектирования и изготовления;
- интенсификация и повышение качества за счет новейших и синтеза существующих рабочих процессов;
- создание новых прогрессивных средств технологического оснащения (оборудование, оснастка, инструмент), в том числе гибких модулей.

Основные направления развития обработки резанием связаны с ее интенсификацией за счет новейших и синтеза существующих методов обработки.

В области технологической оснащенности перспективы технического совершенствования автоматизированных производств требуют создания гибких средств технологического оснащения. Материальной базой в данном случае является система переналаживаемой технологической оснастки.

В ряде изделий применяются сложнорельефные детали из высокопрочных и трудно деформируемых материалов и сплавов, изготавливаемые методами глубокой вытяжки и рельефной формовки в несколько переходов с последующим выполнением различных разделительных операций: вырубки, пробивки, обрезки по контуру и т.д.

В настоящее время при производстве сложнопрофильных деталей все шире применяются высокоэнергетические методы штамповки, наиболее перспективным из которых является метод ударной импульсной штамповки, осуществляемый с энергией до 40 кДж. Отличительной особенностью метода является осуществление деформирования материала импульсом высокого давления.

Наиболее перспективными направлениями в области технологии и оборудования для ударной импульсной штамповки являются:

- разработка гидроударного и пневмоударного оборудования с энергией импульса 75-100 кДж, работающего в автоматическом и полуавтоматическом режиме (габаритные размеры штампуемых деталей 750x1000 мм);

- разработка технологии получения сложно профильных деталей за один переход в одной матрице с доведением толщины штампуемого металла для трудно деформируемых малопластичных материалов до 3,0 мм, а легированных – до 6,0 мм;

- интенсификация процессов ударной импульсной штамповки за счет использования пластифицирующих покрытий;

Путем реализации предложенных решений предусматривается радикально повысить технический и технологический уровень производства, существенно повысить надежность и долговечность деталей машин и оборудования, снизить металлоемкость и трудоемкость изготовления технологической оснастки, обеспечить экономию конструкционных, быстрорежущих и инструментальных сталей, сократить сроки технологической подготовки производства, создать технологические заделы для разработки техники нового поколения [2].

Выводы. Для реализации указанных выше направлений целесообразно создать на базе существующих промышленных предприятий и научно-исследовательских институтов бизнес-инновационные центры высоких технологий.

Они могут включать в себя «мозговые» центры научных подразделений, сеть совместных и малых предприятий по реализации научной и промышленной продукции, системы, обеспечивающей материально-техническое снабжение и финансирование проводимых мероприятий, выставочные комплексы.

В дальнейшем эти структуры могут стать составной частью технопарков региона.

Список литературы: 1. Мовшович А. Я., Жолткевич Н. Д., Горбулин В. П., др. Обратимая технологическая оснастка для ГПС. К.: Техника, 1992.- 216 стр. 2. Мовшович А. Я., Жолткевич Н. Д. Основные тенденции развития высоких технологий в машиностроении. Вестник национального технического университета «ХПИ». Х.: НТУ «ХПИ», вып.11.- 2001, с.3-13. 3. Мовшович А. Я., Горелик Б. В. К вопросу влияния ионной бомбардировки на механические свойства стали. Вестник национального технического университета «ХПИ». Х.: НТУ «ХПИ», вып.27.- 2008, с.42-47.

Надійшла до редколегії 25.10.2013

УДК 621.753

Совершенствование развития высоких технологий в машиностроении в свете ресурсосбережения и энергоэффективности / Мовшович А. Я., Резниченко Н. К., Кочергин Ю. А. // Вестник НТУ «ХПИ». Серия: Новые решения в современных технологиях. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 179–185. Библиогр.: 6 назв.

У статті порушені питання вдосконалення високих технологій, що вимагають розробки і дослідження на сучасному етапі розвитку машинобудування. Показана область їх раціонального застосування та шляхи реалізації в діючому виробництві.

Ключові слова: високі технології, область застосування, шляхи реалізації.

The questions of perfection of high-tech are affected in the article, requiring developments and research on the modern stage of development of engineer. A their rational application and way of realization domain is shown in an operating production.

Keywords: high technology, application, ways of implementation.

УДК 621.923

Ф. В. НОВИКОВ, докт. техн. наук, ХНЭУ, Харьков;

И. А. РЯБЕНКОВ, канд. техн. наук, ГП ХМЗ «ФЭД», Харьков;

А. Г. КРЮК, канд. техн. наук, ХНЭУ, Харьков.

ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА ОПТИМАЛЬНЫХ ВАРИАНТОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ВЫСОКОТОЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ

В статье обоснован выбор оптимальных вариантов механической обработки высокоточных деталей гидроаппаратуры, включая рациональные режимы резания, характеристики лезвийных и абразивных инструментов и другие условия обработки. В результате исследований установлено, что применение современных режущих инструментов и высокооборотных станков с ЧПУ позволяет кардинально решить проблему повышения эффективности обработки деталей гидроаппаратуры по улучшению качества, снижения себестоимости и повышения производительности обработки.

Ключевые слова: механическая обработка, высокооборотные станки, абразивные инструменты, долбяк, быстрорежущая сталь, режимы резания, качество обработки.

Введение. Изготовление деталей гидро- и топливорегулирующей аппаратуры требует обеспечения высоких показателей точности и качества обрабатываемых поверхностей при одновременном обеспечении высокой производительности обработки. Однако, выполнить стабильно эти требования весьма сложно в силу повышенных физико-механических свойств обрабатываемых материалов и значительных силы и температуры резания, возникающих при механической (лезвийной и абразивной) обработке. Поэтому поиск путей снижения силовой и тепловой напряженностей процесса резания является актуальной задачей, требующей применения новых прогрессивных износостойких и производительных режущих инструментов и современных высокооборотных станков с ЧПУ.

Анализ последних достижений и литературы. В работах [1, 2] обоснованы основные направления повышения эффективности технологий механической обработки высокоточных деталей. Важнейшим из них является применение новых прогрессивных лезвийных и абразивных инструментов и современных высокооборотных станков типа «обрабатывающий центр» с ЧПУ. Однако, для их эффективной эксплуатации необходимо правильно выбирать рациональные режимы резания, характеристики инструментов и другие условия обработки, что требует проведения специальных экспериментальных и теоретических исследований.

Цель работы, постановка проблемы. Целью работы является обоснованный выбор оптимальных вариантов механической обработки высокоточных деталей гидроаппаратуры, включая рациональные режимы

резания, характеристики лезвийных и абразивных инструментов и другие условия обработки.

Материалы исследования. Как показывает практика, добиться высоких показателей точности и качества обрабатываемых поверхностей деталей гидроаппаратуры при одновременном повышении производительности обработки весьма сложно [3, 4]. Операции механической обработки данных деталей, как правило, характеризуются высокой трудоемкостью и требуют применения новых более совершенных технологий. В особой мере это относится, например, к операции нарезания зубьев на корпусной детали привода генератора, изготовленной из стали 16ХЗНВФМБ-Ш твердостью HRC 24–30. К точности нарезания зубьев детали предъявляются высокие требования: допуск на профиль – 0,018 мм; допуск на погрешность направления зуба – 0,009 мм. Процесс нарезания зубьев осуществляется методом обката на зубодолбежном станке «LORENZ» с применением долбяка из быстрорежущей стали P18. Основным недостатком действующей технологии обработки – высокий расход инструментов. Так, на обработку одной детали расходуется в среднем один долбяк. С целью повышения стойкости инструментов на их рабочие поверхности на установке Булат-6 наносились износостойкие покрытия различных типов. Как показали проведенные экспериментальные исследования, наибольший эффект достигался при использовании покрытия на основе нитрида молибдена. Стойкость долбяка с износостойким покрытием увеличилась в 5 – 7 раз, а время нарезания зубьев на детали уменьшилось с 120 до 90 минут. Требуемые параметры точности обработки обеспечивались в процессе последующей притирки чугуном притиром на токарном станке. Контроль параметров точности обработки осуществлялся на современной измерительной машине «WENZEL». Таким образом, нанесение на рабочие поверхности долбяка износостойкого покрытия позволило многократно повысить его стойкость, а также увеличить производительность обработки, что резко сократило затраты на инструмент.

Несовершенной при механической обработке деталей гидроаппаратуры также является технология круглого наружного шлифования вал-шестерни, изготовленной из стали 16ХЗНВФМБ-Ш твердостью HRC₃ 26–34, поскольку требуется стабильно обеспечить достаточно высокие показатели шероховатости обработки: цилиндрической поверхности – $R_a=0,63$ мкм и торцовой поверхности – $R_a=0,16$ мкм. Однако шлифование абразивным кругом ПП 600x80x305 14А 25С не обеспечивало требуемые показатели, что приводило к значительным потерям от брака. С целью повышения эффективности обработки на данной операции было предложено использовать высокоскоростное шлифование на современном станке «Studer» (производства Швейцарии) при одновременной обработке наружной цилиндрической и торцовой поверхностей с частотой вращения круга – 1300 об/мин и подачей – 0,15 мм/мин. В результате проведенных экспериментальных исследований установлено, что наилучшие результаты были получены при шлифовании абразивным кругом ПП 500x50x203 54А 120 Н8 (белый электрокорунд высокого качества)

производства Швейцарии. При этом стабильно обеспечивалась шероховатость поверхности $R_a=0,16$ мкм и конусность – 0,002 мм (на диаметре обрабатываемой детали 14,3 мм).

Применение современного шлифовального станка «Studer» позволило также решить сложную задачу повышения качества обработки при внутреннем шлифовании деталей типа шестерня, изготовленных из стали 16ХЗНВФМБ-Ш, после цементации обрабатываемых поверхностей (твердость HRC 59-61). К точности обработки отверстий предъявляются высокие требования: допуск на овальность и конусообразность поверхностей составляет 0,002 мм, а допуск на выпуклость образующих – 0,003 мм. Традиционно данная операция внутреннего шлифования выполняется с применением абразивных кругов ЧК 50x25x13 25А 25СМ и ПП 40x10x13 25А 25СМ. Обеспечивается шероховатость поверхности на уровне 7-8 классов чистоты. Режим шлифования: частоты вращения обрабатываемой детали и шлифовального круга соответственно равны 600 об/мин и 7000 об/мин. Производится съем припуска 0,2–0,3 мм на сторону. Для достижения требуемого 10 класса чистоты используется последующая трудоемкая операция притирки алмазной пастой АСМ НОМГ 14/10, затем зернистостью 10/7.

При осуществлении данной операции внутреннего шлифования на станке «Studer» был применен абразивный круг ЧК 50x25x13 92А 25СМ (производство Словении). Он обеспечивал стабильное получение шероховатости поверхности на уровне 9 класса чистоты. Это значительно снизило трудоемкость последующей операции притирки алмазной пастой до получения шероховатости поверхности $R_a=0,16$ мкм (10 класс чистоты). Применяемый режим шлифования: скорость детали – 0,6 м/с, частота вращения круга – 8000 об/мин, подача (скорость врезания) – 0,11 мм/мин и глубина врезания – 0,005...0,02 мм. В процессе шлифования производилась автоматическая правка абразивного круга.

Значительные успехи достигнуты при обработке высокоточных отверстий, трудоемкость изготовления которых в общем технологическом цикле изготовления данного класса деталей составляет более 50 %. Благодаря применению прогрессивного метода высокоскоростного расфрезерования отверстий удалось многократно повысить производительность при обеспечении высокой точности и качества обрабатываемых поверхностей, исключить традиционно применявшиеся менее эффективные операции растачивания и последующей абразивной обработки и тем самым снизить трудоемкость. Этот метод обработки подобен внутреннему шлифованию, т.к. диаметр фрезы меньше диаметра обрабатываемого отверстия. Однако, в отличие от внутреннего шлифования выделяющееся при резании тепло в основном уходит в образующиеся стружки, в обрабатываемую деталь поступает небольшое количество тепла, что обеспечивает высокое качество обработки. Эффект обеспечивается как при обработке отверстий в деталях из высокопрочных сталей, так и в деталях из высокотвердых магнитных сплавов АНКО-3А и ЮНКД-18, характеризующихся высокой хрупкостью и

образованием значительных сколов при традиционной лезвийной обработке. Так, установлено, что при использовании высокоскоростной твердосплавной борфрезы образующиеся в процессе обработки микросколы (на входе и выходе из отверстия) становятся значительно меньше, чем при растачивании твердосплавным резцом, а это позволяет обеспечить требования по качеству обработки, чего ранее не достигалось на операции растачивания. Необходимо отметить, что применение внутреннего шлифования, позволяющего уменьшить величину микросколов до требуемого уровня, в этом случае не эффективно, поскольку приходится удалять значительные припуски – 0,8 мм на сторону, а это ведет к резкому снижению производительности обработки.

Результаты исследований. Применение новых конструкций сверл и метчиков (изготовленных из новых марок твердых сплавов, в том числе зарубежного производства, характеризующихся повышенными значениями твердости, прочности и износостойкости) позволило успешно решить сложные проблемы глубокого сверления отверстий небольшого диаметра (4 мм и менее) и нарезания в них качественной резьбы. При этом достигнуто увеличение в 2 – 3 раза скорости резания и более чем в 10 раз стойкости инструментов. Так, применение сверла диаметром 4 мм, изготовленного из нового твердого сплава взамен традиционного твердосплавного сверла, при глубоком сверлении сплава ВКМ (твердостью HRC₃ 39 – 42) позволило обработку производить с частотой вращения шпинделя станка 1100 – 1200 об/мин, тогда как по действующей технологии – 500 – 600 об/мин. При этом одним сверлом можно обработать 50 – 60 отверстий, тогда как по действующей технологии – не более 10 отверстий.

Применение метчика М6, изготовленного из твердого сплава с новыми характеристиками, позволило увеличить с 40 – 50 до 500 – 600 количество обработанных деталей (из нержавеющей стали 14X17H2 твердостью HRC₃ 26 – 34) с качественно нарезанной внутренней резьбой. Применявшиеся ранее на этой операции метчики из быстрорежущей стали P18 преждевременно выходили из строя в результате поломок. При этом обеспечено увеличение частоты вращения шпинделя станка с 53 до 111 об/мин.

Установлено, что значительными резервами повышения эффективности изготовления высокоточных деталей располагает электроэрозионная обработка. Так, по действующей технологии фрезерование пазов и лысок с их последующим шлифованием на плоскошлифовальном станке не обеспечивались стабильно требования по точности обработки. Применение современного электроэрозионного станка модели AQ327L позволило все указанные операции фрезерования и шлифования выполнить в одну операцию за 4 прохода с обеспечением требований по точности обработки. Таким образом, лишь кардинально решая проблему обработки высокоточных деталей, можно в ряде случаев обеспечить выполнение высоких требований на обработку.

Выводы. В результате проведенных исследований установлено, что применение современных режущих инструментов и высокооборотных станков с ЧПУ позволяет кардинально решить проблему повышения эффективности

обработки деталей гидроаппаратуры в плане улучшения качества обрабатываемых поверхностей, снижения себестоимости и повышения производительности обработки.

Список литературы: 1. *Фадеев В.А.* Наукові основи вибору структури та параметрів технологічних систем механічної обробки високоточних деталей: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук: спец. 05.02.08 «Технологія машинобудування» / В.А. Фадеев. – Харків, 2008. – 36 с. 2. *Лурье Г.Б.* Шлифование металлов / Г.Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с. 3. 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. 4. *Рябенков І.О.* Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 «Технологія машинобудування» / І.О. Рябенков. – Одеса, 2009. – 21 с.

Надійшла до редколегії 29.10.2013р.

УДК 621.923

Обоснование выбора оптимальных вариантов механической обработки высокоточных деталей / Новиков Ф. В., Рябенков И. А., Крюк А. Г. // Вісник НТУ «ХП». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХП». – 2013. – № 43 (1016). – С. 185-189. Бібліогр.: 4 назв.

У статті обґрунтований вибір оптимальних варіантів механічної обробки високоточних деталей гідроапаратури, включаючи раціональні режими різання, характеристики лезових і абразивних інструментів та інші умови обробки. У результаті досліджень встановлено, що застосування сучасних різальних інструментів і високооборотних верстатів зі ЧПУ дозволяє кардинально вирішити проблему підвищення ефективності обробки деталей гідроапаратури по поліпшенню якості, зниженню собівартості й підвищенню продуктивності обробки.

Ключові слова: механічна обробка, високооборотні верстати, абразивні інструменти, довбляк, швидкорізальна сталь, режими різання, якість обробки.

The article chosen are the best options machining of precision parts hydraulic equipment , including the rational cutting conditions , the characteristics of blade and grinding tools and other processing conditions . The studies found that the use of modern cutting tools and high-speed CNC machines can fundamentally solve the problem of efficiency machining of hydraulic equipment to improve quality, reduce production costs and increasing productivity.

Keywords : machining , vysokoobrotnye tools, abrasive tools , ram , high speed steel , cutting conditions , the quality of treatment.

УДК 621. 9. 048. 4

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

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

РОЗМІРНА ОБРОБКА ЕЛЕКТРИЧНОЮ ДУГОЮ В ШТАМПОВО-ІНСТРУМЕНТАЛЬНОМУ ВИРОБНИЦТВІ

В статті наведено основні переваги і можливості способу розмірної обробки електричною дугою (РОД) в порівнянні з методами механічної обробки та традиційних методів електроерозійної обробки. Описано умови використання способу РОД при отриманні інструменту для штампування і кування. Наведені типові схеми реалізації способу РОД для отримання робочих деталей розділових штампів, фасонних порожнин кувальних штампів. Показано, що в умовах РОД можливо отримувати робочий інструмент штампів з необхідними якістю та точністю виготовлення.

Ключові слова: пуансон, матриця, кувальний штамп, матриці для видавлювання, прес-форма, струм дуги, тиск потоку робочої рідини.

Вступ. Виготовлення штампового інструменту (пуансонів, матриць, пуансон-матриць, матриць-пуансонів, знімачів, виштовхувачів) порівняно трудомісткий, тривалий процес, який повинен забезпечити необхідну якість обробленої поверхні та точність виготовлення таких деталей, оскільки якість обробленої поверхні і точність виготовлення робочих деталей штампів значно впливає на стійкість штампів.

Традиційними технологіями виготовлення таких деталей штампів є обробка різанням. За таких умов виготовлення цих деталей займає значний час, адже потребує використання великої кількості переходів, операцій та обладнання. Окрім того після обробки на металорізальних верстатах слюсар-інструментальник витрачає багато часу для забезпечення рівномірного зазору між спряженими парами робочих деталей штампів.

Сучасний стан проблеми. Зменшити час виготовлення таких деталей, а отже підвищити продуктивність їх виготовлення можливо використовуючи електроерозійну обробку (ЕЕО). ЕЕО дозволяє отримувати робочі деталі штампів забезпечуючи необхідні якість та точність обробки. Найбільшого розповсюдження набули такі методи ЕЕО як електроерозійне відрізання деталей електродом-дротиною та електроімпульсна обробка методами об'ємного копіювання електрод-інструмента (ЕІ).

Суттєвими перевагами ЕЕО порівняно з механічною обробкою є:

- використання електроенергії в зоні обробки безпосередньо, без перетворення її в силову, внаслідок чого зникають двигун і відповідні ланки кінематичного ланцюга верстата, сам він значно спрощується та здешевлюється, а процес стає більш мобільним;
- продуктивність обробки змінюється простим регулюванням струму обробки;
- обробка здійснюється без помітних механічних зусиль на інструмент та без силової дії на заготовку;
- ЕІ помітно простіший та дешевший, ніж інструменти, які застосовуються при традиційних способах металообробки (різець, свердло, протяжка, штамп);
- не потрібно застосовувати спеціальні інструменти, більш тверді, ніж метал, що обробляється;
- продуктивність обробки не залежить від твердості та в'язкості металу, який обробляється, що важливо в умовах зростаючого застосування важкооброблюваних матеріалів.

Проте традиційні процеси ЕЕО забезпечують порівняно невисоку продуктивність обробки.

Наступним етапом розвитку ЕЕО є спосіб розмірної обробки електричною дугою (РОД) [1]. Технологічні можливості РОД, досягнутий рівень розробок, простота реалізації і наявність відповідної техніки (джерел живлення дуги) роблять РОД високоефективною альтернативою процесам металообробки, який має широкі технологічні можливості і забезпечує високу економічну

ефективність, перш за все вищу продуктивність і ресурсозбереження, і тому має свою область раціонального застосування, а саме:

- обробка різноманітних фасонних порожнин кувальних штампів, прес-форм і т.д.;
- прошивка різноманітних глухих і наскрізних круглих та фасонних отворів;
- багато електродна прошивка отворів, яка дозволяє значно збільшити продуктивність процесу;
- прошивка глибоких отворів;
- обробка зовнішніх поверхонь деталей типу «фасонний пуансон»;
- обробка листових деталей будь-якої товщини з будь-яких металів і сплавів по зовнішньому і внутрішньому контурах;
- обробка спряжених пар робочих деталей штампів;
- РОД може виконуватися як один з операційних переходів на модернізованих верстатах ЧПУ фрезерної, свердлувальної і токарної груп;
- обробка зовнішніх і внутрішніх різьб в загартованих і високоміцних сталях і сплавах;
- формоутворення, а значить і відбір проб в визначених місцях, перш за все, важкооброблюваних металів і сплавів;
- різноманітні спеціалізовані процеси.

В порівнянні з відомими способами ЕЕО спосіб РОД забезпечує такі переваги [1]:

- значно більш високу продуктивність (в 5-10 разів і більше);
- зниження питомих витрат електроенергії (приблизно в двічі), що істотно підвищує економічну ефективність процесу;
- можливість використання значно більш дешевших (в 3-5 разів), широко розповсюджених джерел живлення технологічним струмом (стандартні джерела живлення зварювальної дуги);
- застосування розроблених порівняно простих і дешевих верстатів РОД та електроерозійних головок, що дозволяє:
 - реалізувати локальний підвід робочої рідини в зону обробки виключивши необхідність використання робочої ванни з рідиною, що характерно для традиційних електроерозійних верстатів;
 - ефективно виконувати обробку як профільованим, так і непрофільованим електродом;
 - використовувати універсальні і спеціальні верстати РОД, а також будь-які металорізальні верстати без втрати ними основних функцій;
 - виконання робіт як в умовах найбільш сучасного інструментального цеху, так і будь-якою ремонтною майстернею.

Зазначені переваги способу РОД дозволяють ефективно використовувати його в інструментально-штамповому виробництві. А саме, для виготовлення робочих деталей штампів, зокрема спряжених пар робочих деталей штампів [2],

можливо також виготовляти фасонні порожнини кувальних штампів, матриці для видавлювання, прес-форми.

Шляхи вирішення проблеми. Для отримання пуансона 1 розділового штампу (рис. 1) застосовують метод зворотного копіювання профілю графітового електрод-інструмента (ЕІ) 2, при цьому робочу рідину прокачують від центра ЕІ до його периферії. Для забезпечення прямолінійності торцевої поверхні пуансона висота робочого пояса ЕІ повинна бути більше 4 мм [2].

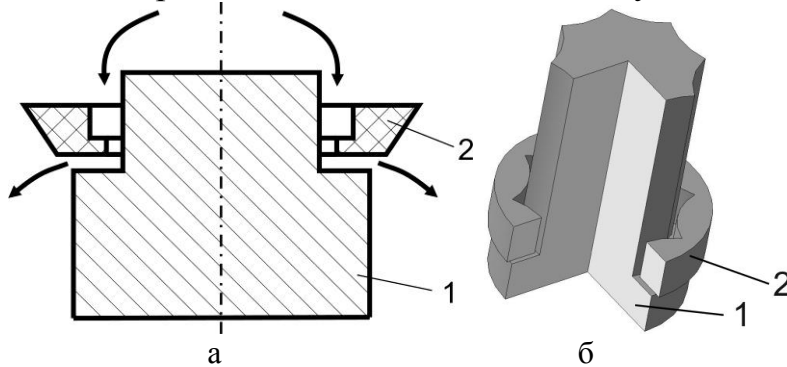


Рис. 1 – Отримання пуансона розділового штампу: а – схема отримання пуансона, б – 3D модель отримання пуансона

Для отримання матриці 1 розділового штампу (рис. 2) застосовують метод прямого копіювання профілю графітового ЕІ 2, при цьому робочу рідину прокачують від периферії ЕІ до його центра.

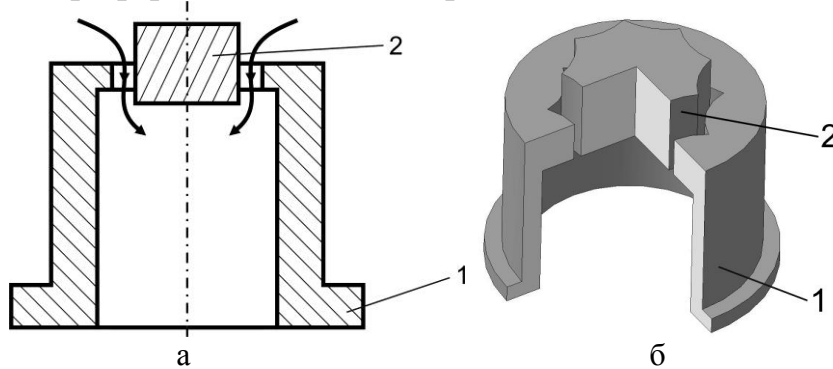


Рис. 2 – Отримання матриці розділового штампу: а – схема матриці, б – 3D модель отримання матриці

Для отримання спряжених пар, наприклад пуансона і матриці розділового штампу, виготовлення здійснюють в такій послідовності: 1 перехід – виготовлення пуансона 1 графітовим ЕІ 2 при прокачуванні робочої рідини від центра ЕІ до його периферії; 2 перехід – виготовлення металевого ЕІ 3, для виготовлення матриці 4, графітовим ЕІ 2 при прокачуванні робочої рідини від центра ЕІ до його периферії; 3 перехід – виготовлення матриці 4 металевим ЕІ 3 при прокачуванні робочої рідини від периферії ЕІ до його центра.

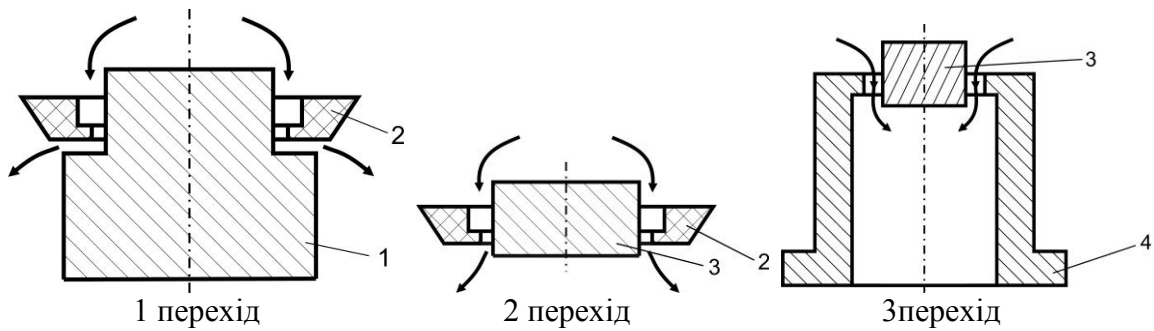


Рис. 3 – Схема отримання спряженої пари пуансона і матриці

При виготовленні фасонних порожнин кувальних штамів (рис. 4) обробку матриці 1 виконують графітовим ЕІ 2, при цьому робочу рідину подають від периферії ЕІ, а відводять через спеціальні отвори в ЕІ.

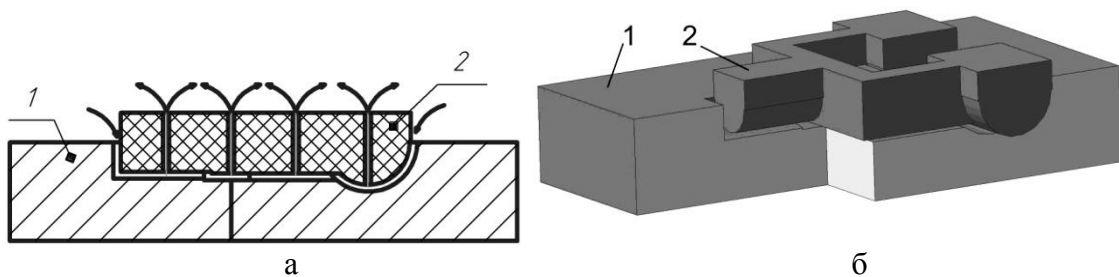


Рис. 4 – а – Схема отримання фасонного отвору кувального штаму, б – 3D модель отримання фасонного отвору кувального штаму

Основними технологічними характеристиками, що впливають на якість обробленої поверхні, при виготовленні зазначених деталей, є сила технологічного струму та тиск робочої рідини [1]. Причому при збільшенні сили струму якість поверхні знижується, а при збільшенні тиску робочої рідини якість обробки покращується.

На рис. 5 показано вплив основних технологічних характеристик процесу РОД на якість обробленої поверхні.

Шорсткість обробленої поверхні при силі струму $I = 50 \dots 150 \text{ A}$ та статичному тиску $P_s = 1 \dots 1,4 \text{ МПа}$ знаходиться в межах $Ra = 3,1 \dots 4,7 \text{ мкм}$, що як відомо є достатньою для забезпечення необхідної стійкості робочих деталей розділових штамів.

Продуктивність обробки M при силі струму $I = 50 \dots 200 \text{ A}$ та статичному тиску $P_s = 1 \dots 1,4 \text{ МПа}$ знаходиться в межах $M = 75 \dots 1900 \text{ мм}^3/\text{хв}$.

Висновки. Таким чином, спосіб РОД – це високоефективний альтернативний процес металообробки, який забезпечує високу економічну ефективність, широкі технологічні можливості і має визначену область раціонального застосування і тому отримує значне практичне застосування.

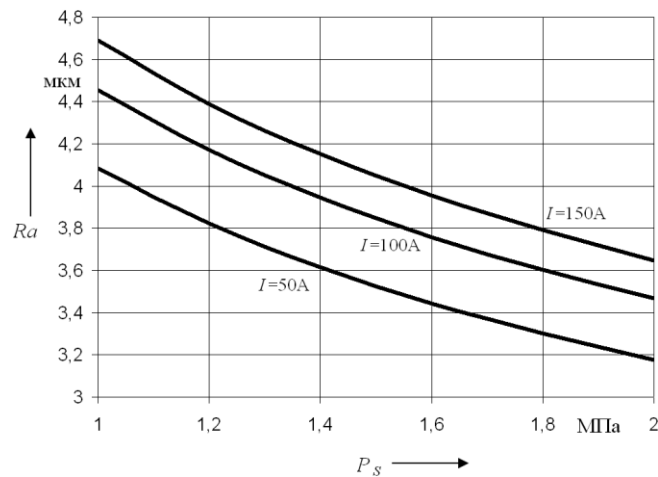


Рис. 5 – Залежність шорсткості поверхні Ra від статичного тиску робочої рідини P_s та сили технологічного струму I

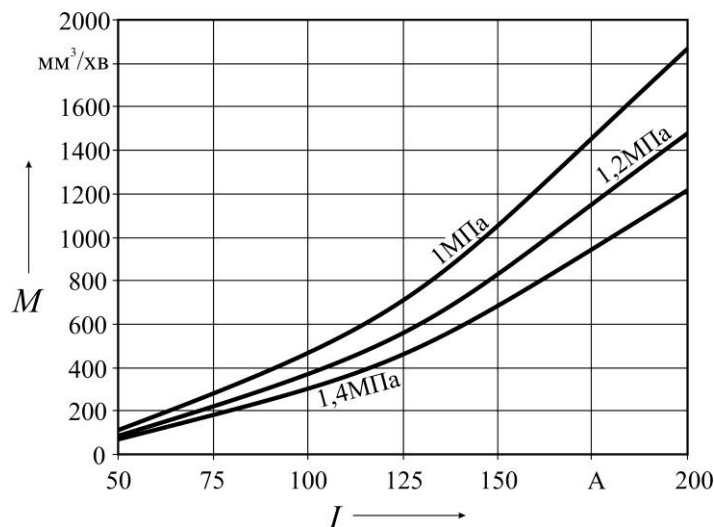


Рис. 6 – Залежність продуктивності M від статичного тиску робочої рідини P_s та сили технологічного струму I

Зазначені переваги способу РОД, наведені схеми для реалізації цього способу, показники якості обробленої поверхні дозволяють використовувати його в умовах штампово-інструментального виробництва.

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. Шмельов В.М. Розмірна обробка електричною дугою спряжених робочих деталей розділових штампів / В. М. Шмельов// Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.03.07. /НТУУ «ХПІ» – К., 2013. – 20 с.

Надійшла до редколегії 27.10.2013

УДК 621.9.048.4

Розмірна обробка електричною дугою в штампово-інструментальному виробництві / Носуленко В.І., Шмельов В.М. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 189-195. Библиогр.:2 назв.

В статье приведены основные преимущества и возможности способа размерной обработки электрической дугой (РОД) в сравнении с методами механической обработки и традиционными методами электроэрозионной обработки. Описано условия использования способа РОД при изготовлении инструмента для штамповки иковки. Приведены типовые схемы реализации способа РОД для изготовления рабочих деталей разделительных штампов, фасонных полостей ковочных

штампов. Показано, что в условиях РОД возможно изготовлять рабочий инструмент штампов с необходимыми качеством точностью.

Ключевые слова: пуансон, матрица, ковочный штамп, матрица для выдавливания, пресс-форма, ток дуги, давление потока рабочей жидкостей.

In article directories are advantages and possibilities of a way of dimensional machining by an electric arc in comparison with a machining method and traditional methods of electric charge machining are resulted. It is presented conditions of use of a way of dimensional machining by an electric arc at manufacturing of the tool for punching and forging. Typical circuit designs of implementation of a way of dimensional machining by an electric arc for manufacturing of working details of dividing press tools, shaped cavities of forging dies are resulted. It is shown that in the conditions of dimensional machining by an electric arc was possibly to produce the working tool of press tools with inoffensive quality accuracy.

Keywords: the puncheon, matrix, forging die, matrix for expression, a mould, an arch current, pressure of a stream of the worker of liquids.

УДК 621.974.4

Л. В. ПОПИВНЕНКО, ст. преп., ДГМА, Краматорск;

Е. А. ЕРЁМКИН, канд. техн. наук, ст. преп., ДГМА, Краматорск;

П. А. БОЧАНОВ, ст. преп., ДГМА, Краматорск;

Н. А. РУДЕНКО, канд. техн. наук, ассистент, ДГМА, Краматорск.

ПУТИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ПАРОВОЗДУШНЫХ ШТАМПОВОЧНЫХ МОЛОТОВ

В статье рассмотрен ряд перспективных схем конструктивного исполнения системы задающего воздействия, являющейся составной частью механизма управления работой паровоздушных штамповочных молотов. Применение таких систем задающего воздействия в современных паровоздушных штамповочных молотах позволит сократить время перенастройки с одного удара на другой (с минимальной энергией на максимальную), повысить точность регулирования энергии удара, а, следовательно, и надежность работы наиболее нагруженных узлов и деталей молотов.

Ключевые слова: паровоздушный штамповочный молот, система задающего воздействия, механизм управления рабочим цилиндром, энергия удара.

Введение. В условиях интенсивного производства оператору штамповочного молота приходится совершать корпусом тела и руками несколько тысяч движений за смену, преодолевая при перемещении рукоятки золотника сопротивление порядка 50–150 Н. Это крайне утомительно, особенно на молотах без автоматической связи золотника с бабой, где размах рукоятки достигает 400 мм. Для облегчения труда оператора в качестве промежуточных усилителей применяют сервоприводы различных конструкций, которые нашли широкое распространение для управления мощными гидравлическими прессами [1–2].

Постановка проблемы. Сервопривод должен обеспечить [2]:

- возможность качания рукоятки золотника с заданным числом качаний в единицу времени и полной амплитудой;
- возможность разового изменения положения рукоятки золотника.

Выполнение первого требования необходимо для того, чтобы осуществить последовательные хода падающих частей штамповочного молота,

а второго – для того, чтобы изменять начальное положение золотника, регулируя тем самым энергию удара [2].

Однако применение сервоприводов для перемещения золотника не обеспечивает необходимой точности регулирования энергии удара, а также необходимой частоты ударов падающих частей молота [3 – 4]. Кроме того устройства дозирования энергии удара, выполненные на основе сервоприводов различных конструкций, имеют сложную кинематическую схему, а также крайне низкую надежность работы в условиях высоких вибраций, вызванных характером работы молота [5].

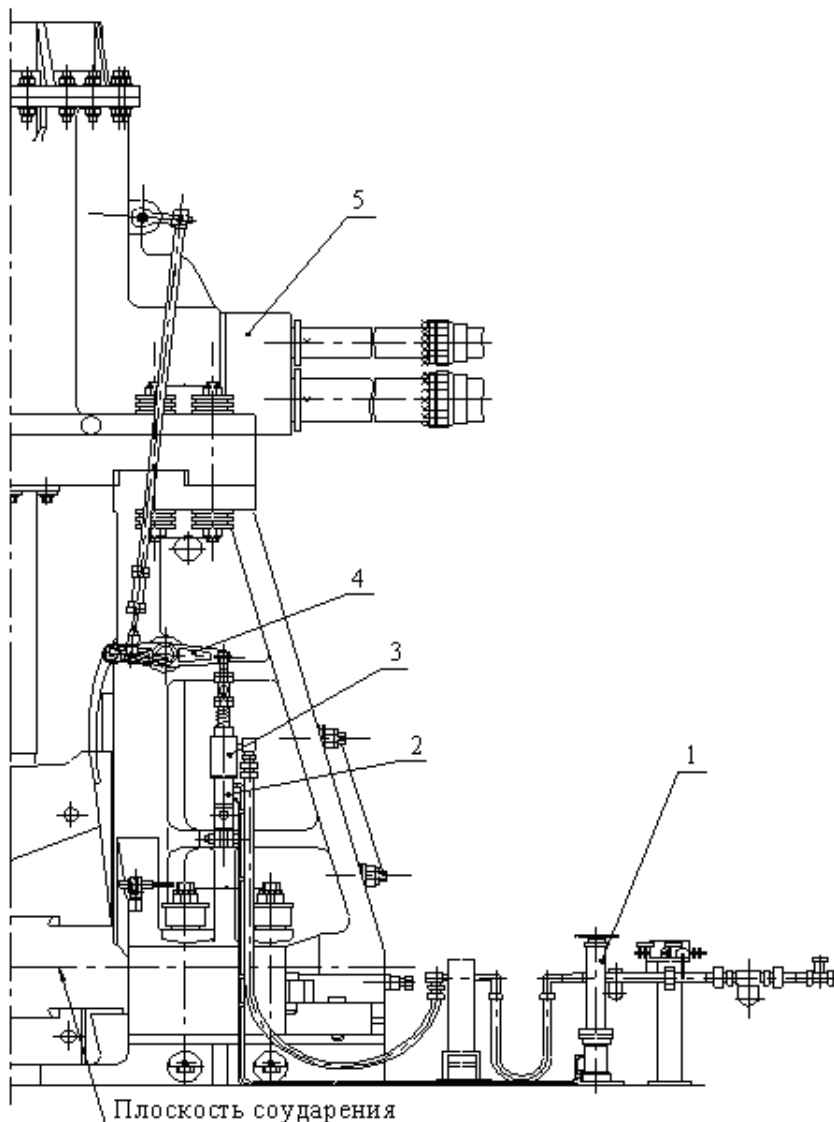
Одним из основных недостатков большинства существующих систем управления перемещением золотника является крайне неудачное расположение элемента системы управления молота, с помощью которого осуществляется задающее воздействие, передаваемое впоследствии через систему рычагов, тяг и усилителей на золотник [5]. Чаще всего у тяжелых штамповочных паровоздушных молотов в роли задающего элемента выступает пневмоцилиндр, шток которого жестко связан с тягово-рычажной системой механизма управления молотом, а сам пневмоцилиндр шарнирно закреплен на станине молота. При такой компоновке задающий элемент находится в зоне высоких ударных и вибрационных нагрузок, что крайне негативно сказывается на точности регулирования энергии удара, т.к. в момент удара происходит изменение настройки системы управления на определенный уровень энергии удара. Кроме того, как показал опыт эксплуатации паровоздушных штамповочных молотов, точность регулирования энергии удара практически полностью зависит от квалификации рабочего штамповщика [6]. Следовательно, при низкой квалификации рабочего штамповщика гарантированно возникнет перегрузка базовых деталей молота, что существенно уменьшит их стойкость и, как следствие, приведет к преждевременному выходу их из строя, т.е. снижается надежность работы молотовой установки в целом.

На предприятии ПАО «НКМЗ» (Украина, г. Краматорск) для устранения перечисленных выше недостатков была разработана новая система передачи задающего воздействия на золотник управления работой рабочего цилиндра молота [7]. Для этого систему задающего воздействия вынесли за зону высоких ударных и вибрационных нагрузок (рис. 1). Такое конструкторское решение позволило обеспечить устойчивое положение привода регулирования энергии удара, т.е. подвижных элементов задающей системы, что значительно повысило надежность и точность регулирования энергии удара.

Анализ предложенной разработки. Суть новшества, предлагаемого предприятием ПАО «НКМЗ», поясним с помощью принципиальной схемы системы управления паровоздушным штамповочным молотом, представленной на рис. 2.

Как видно из рис. 2, система управления молотом содержит распределительный золотник 1, кинематически связанный с саблеобразным рычагом 2 и шток-поршнем 3 пневмосервоцилиндра 4, корпус которого

соединен с исполнительным цилиндром 5, установленным на станине 6. Штоковая полость 7 цилиндра 5 посредством трубопровода 8 соединена со штоковой полостью 9 задающего цилиндра 10, а поршневая полость 11 цилиндра 5 посредством трубопровода 12 соединена с поршневой полостью 13 цилиндра 10. Шток-поршень 14 цилиндра 10 соединен с приводом регулирования энергии удара, выполненным в виде ходового винта 15, который приводится в движение гайкой 16, соединенной с маховиком 17. Шток-поршень 18 цилиндра 5 снабжен упором 19, расположенным в поршневой полости сервоцилиндра 4, а на корпусе сервоцилиндра 4 установлен фиксатор 20 перемещения штока-поршня 18 исполнительного цилиндра 5. Управляющее воздействие в пневмосервоцилиндр 4 подается от педали управления (на рис. 2 не показана) по трубопроводу 21. В задающий цилиндр 10 рабочая жидкость подается по трубопроводам 22, 23 через вентили 24, 25 соответственно.



- 1 – цилиндр задающий; 2 – цилиндр исполнительный;
 3 – цилиндр пневматический; 4 – тягово-рычажная система;
 5 – золотниково-дрессельная парораспределительная коробка

Рис. 1 – Система управления тяжелыми паровоздушными штамповочными молотами, предложенная предприятием ПАО «НКМЗ»

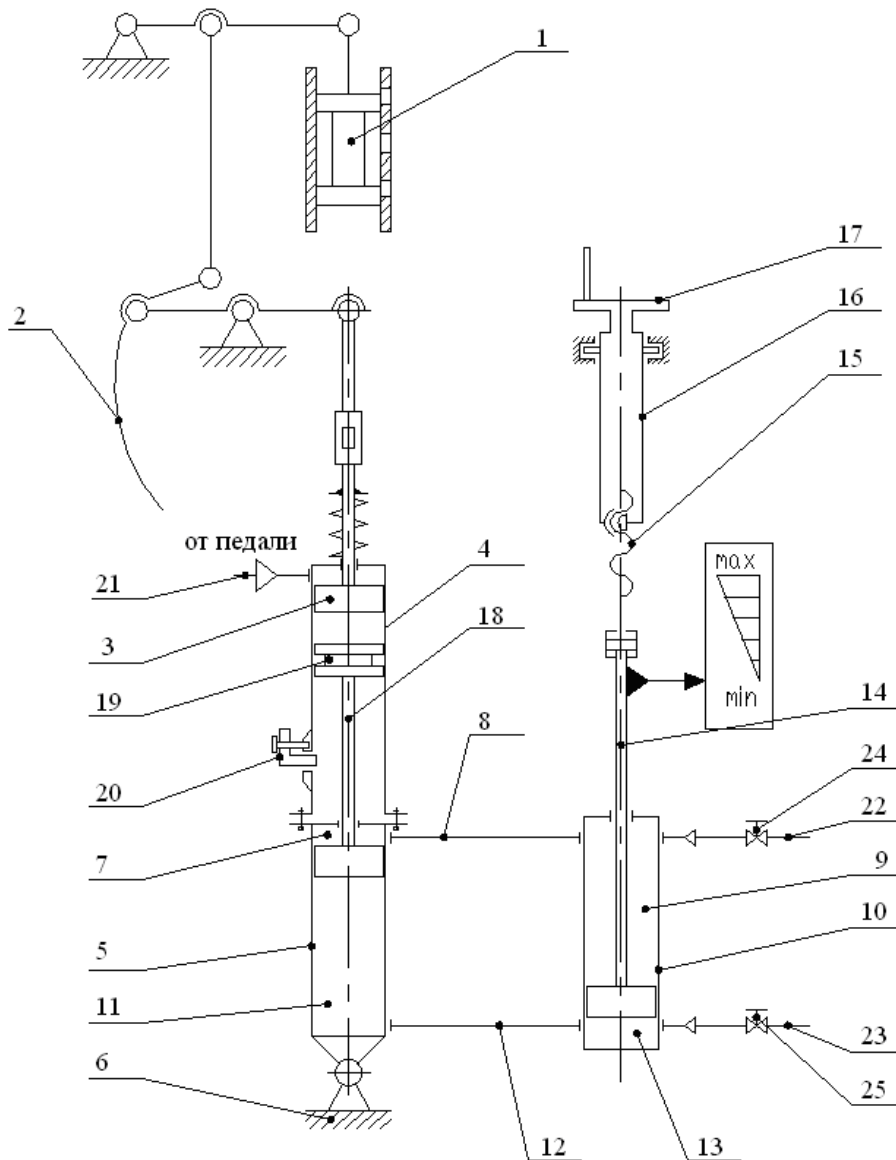


Рис. 2 – Схема системы управления паровоздушным штамповочным молотом, предложенная предприятием ПАО «НКМЗ»

Работа системы управления штамповочным молотом, показанная на рис. 2, осуществляется следующим образом. Для совершения рабочего хода подвижными частями молота управляющий сигнал от педали по трубопроводу 21 подается в пневмосервоцилиндр 4. Шток-поршень 3 перемещается вниз до контакта с упором 19, перемещая через систему тяг золотник 1. Величина перемещения золотника 1, а, следовательно, и величина открытия впускных окон, а также величина энергии удара определяется величиной перемещения штока-поршня 3. После завершения рабочего хода пневмосервоцилиндр 4 соединяется с атмосферой, шток-поршень 3 и золотник 1 возвращаются в исходное положение. Для оперативного изменения (например, увеличения) энергии удара посредством маховика 17 приводится в движение гайка 16, перемещающая вверх ходовой винт 15 и шток-поршень 14 цилиндра 10. Рабочая жидкость (преимущественно густая), находящаяся в полости 9 цилиндра 10 по трубопроводу 8 перетекает в полость 7 цилиндра 5.

Одновременно из полости 11 цилиндра 5 рабочая жидкость по трубопроводу 12 поступает в полость 13 цилиндра 10. Шток-поршень 18 перемещается вниз, занимая новое положение, соответствующее большей величине энергии удара, поскольку во время рабочего хода шток-поршень 3 перемещается на большую величину, соответственно смещая на большую величину золотник 1. Для уменьшения энергии удара шток-поршень 14 необходимо переместить вниз.

Результат проведенных исследований. В рамках данной статьи предлагается новое конструктивное исполнение системы задающего воздействия, которое отличается от выше описанного большей надежностью и более простотой конструкцией. На данное конструкторское решение получен патент Украины [8].

Предлагается из системы задающего воздействия убрать задающий и исполнительный цилиндры, а вместо них установить механическую систему, показанную на рис. 3.

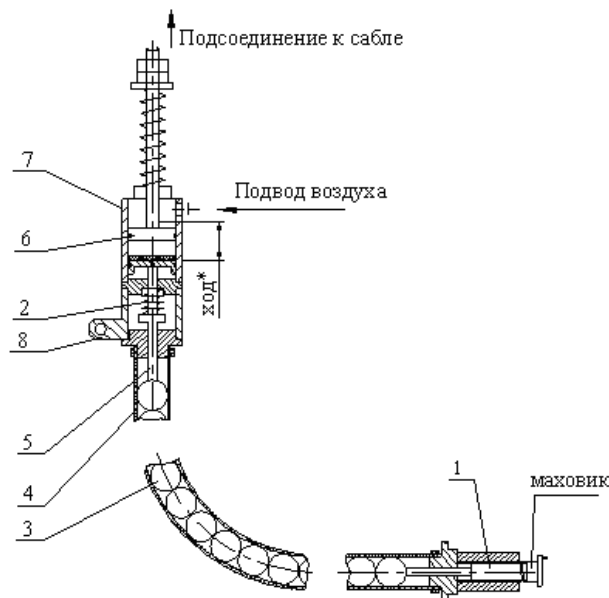


Рис. 3 – Схема новой системы управления штамповочным молотом

Как видно из рис. 3 передача механической энергии от винтового механизма 1 с маховиком и регулировочным винтом осуществляется через промежуточное звено – плотно пригнанные друг к другу с помощью пружины 2 набор шариков 3, которые находятся в пластиковой трубе 4 немного большего диаметра. Так как маховик жестко посажен на регулировочный винт, то его поворот обеспечивает перемещения толкателя 5, а значит, вызывает потребное изменение хода поршня 6 пневмосервоцилиндра 7, что обеспечивает регулирование энергия удара. Пружина 2, установленная в исполнительном цилиндре 8, обеспечивает не только постоянство контакта шаров 3, но и их перемещение по трубе 4 при вывинчивании регулировочного винта механизма 1.

Выводы. Таким образом, рассмотренные в рамках данной статьи конструктивные исполнения системы задающего воздействия, являющейся составной частью механизма управления работой молота, позволяют практически исключить влияние ударных и вибрационных нагрузок на

устойчивое положение привода регулирования энергии удара. Это обеспечивается благодаря монтажу элементов системы задающего воздействия вне зоны действия высоких ударных и вибрационных нагрузок, возникающих при работе молота. Такое конструктивное исполнение позволит сократить время перенастройки молота с одного удара на другой (с минимальной энергией на максимальную), повысить точность регулирования энергии удара, а, следовательно, и надежность работы молота в целом.

Список литературы: 1. Зорчев С.Н. Общая технология кузнечно-штамповочного производства: учебник для сред. ПТУ, 2-е изд., перераб. и доп. / С.Н. Зорчев, В.Н. Кузьминцев. – М.: Высшая школа, 1986. – 87 с. 2. Банкетов А.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование / А.Н. Банкетов, Ю.А. Бочаров, Е.Н. Ланской. – М.: Машиностроение, 1982. – 549 с. 3. Модернизация кузнечно-штамповочного оборудования / Под ред. А.П. Иванова, В.Д. Лисицына. – М.: Машгиз, 1961. – 228 с. 4. Технология машиностроения. В 2 кн. Кн. 1. Основы технологии машиностроения: учеб. Пособие для вузов / Э.Л. Жуков, И.Н. Козарь, С.Л. Мурашкин и др. / Под ред. С.Л. Мурашкина. – М.: Высшая школа, 2005. – 664 с. 5. Таловеров В.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование: Курс лекций / В.Н. Таловеров, И.Н. Гудков, А.В. Таловеров. – Ульяновск: УлГТУ, 2005. – 145 с. 6. Никитенко В.М. История машиностроения в процессах ОМД: учебное пособие / В.М. Никитенко. – Ульяновск: УлГТУ, 2013. – 55 с. 7. Пат. 1795943 АЗ, МПК В 21 J 7/24. Устройство управления молотом / Бугаев С.П., Карпенко Ю.Н., Рубанов А.И.; заявитель и патентообладатель ЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод». – № 5000707; Заявл. 09.09.1991; Опубл. 08.10.1992, Бюл. № 10 (II ч.). 8. Пат. u201114205 Україна, В21J 7/24, В21J 7/46. Розподільний механізм пароповітряних штампувальних молотів подвійної дії // Л.В. Попівненко; заявник і патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 71192; Заявл. 01.12.2011; Опубл. 10.07.2012, Бюл. № 13/2012.

Надійшла до редколегії 27.10.2013

УДК 621.974.4

Пути совершенствования системы управления паровоздушных штамповочных молотов // Попівненко Л. В., Ерёмкин Е. А., Бочанов П. А., Руденко Н. А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – №43 (1016). – С. 195–200. Библиогр.:8 назв.

У статті розглянутий ряд перспективних схем конструктивного виконання системи задаючої дії, яка є складовою частиною механізму управління роботою пароповітряних штампувальних молотів. Вживання таких систем задаючої дії в сучасних пароповітряних штампувальних молотах дозволить скоротити час перенастроювання з одного удару на інший (з мінімальною енергією на максимальну), підвищити точність регулювання енергії удару, а, відповідно, і надійність роботи найбільш навантажених вузлів і деталей молотів.

Ключові слова: пароповітряний штампувальний молот, система задаючої дії, механізм управління робочим циліндром, енергія удару.

The article deals with a number of advanced schemes of design of system of applied action, which is part of the system of controlling the steam-air stamping hammers. The use of such systems of applied action in modern steam-air stamping hammers would reduce the changeover from one impact to another (from minimum to maximum energy), improve the control accuracy of impact energy and, consequently, the reliability of the most loaded parts and components of hammers.

Keywords: steam-air stamping hammer, system of applied action, system of controlling the working cylinder, impact energy.

УДК 621.77.06 : 621.771.07

А. Г. ПРИСЯЖНЫЙ, ст. преподаватель, ГВУЗ «ПГТУ», Мариуполь;
М. Г. КОРЕНКО, канд. техн. наук, доц., ГВУЗ «КНУ», Кривой Рог;
В. С. СОТСКОВ, магистрант, ГВУЗ «КНУ», Кривой Рог.

УТОЧНЕННЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА СИЛ, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА ПОДШИПНИКИ РАБОЧИХ ВАЛКОВ СТАНОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ТОНКОЛИСТОВОЙ СТАЛИ

В статье разработан уточненный метод расчета сил, действующих на подшипниковые узлы рабочих валков станов холодной прокатки тонколистовой стали. Этот метод позволяет определять долговечность подшипников рабочих валков с учетом влияния одновременно действующих на них радиальных и осевых сил, значения которых устанавливаются в зависимости от всех основных технологических факторов процесса холодной тонколистовой прокатки. Анализ результатов расчета, полученных по разработанному методу, подтверждает целесообразность его дальнейшего применения.

Ключевые слова: рабочие валки, подшипники, сила прокатки, сила противоизгиба, натяжение, осевые силы, радиальные силы, угол перекося валков, долговечность.

Введение. Расширение сортамента и повышение требований к основным показателям качества холоднокатаной тонколистовой стали, характерные для последних лет, обусловили изменение режимов работы оборудования непрерывных и реверсивных станов холодной прокатки [1, 2]. В частности, существенно возросли силы, действующие на подшипники рабочих валков указанных станов, что делает актуальной решение задачи по уточнению методов расчета значений этих сил с учетом влияния всего комплекса технологических факторов. Более надежное определение рассматриваемых сил позволит оптимизировать режим холодной прокатки тонких полос с точки зрения повышения долговечности подшипниковых узлов рабочих клеток.

Анализ последних исследований и литературы; постановка проблемы. Разработке методов расчета действующих на подшипники рабочих валков сил посвящены работы [3, 4] и другие. В частности, авторы работы [3] исследовали осевые силы, возникающие из-за взаимного перекося осей рабочего и опорного валков в процессе прокатки, с учетом влияния коэффициента трения в контакте между валками, а также угла перекося их осей; при этом влияние силы сжатия между валками исключалось, а радиальные силы, действующие на подшипниковые узлы, вообще не рассматривались. Авторами работы [4], наоборот, основное внимание уделено не осевым, а радиальным силам, значение которых определялось через разность сил заднего и переднего натяжения прокатываемой полосы и горизонтальную проекцию силы, возникающей в контакте между валками; при этом влияние силы противоизгиба рабочих валков во внимание не принималось. Вместе с тем, неизбежность погрешностей монтажа валковых узлов в рабочих клетях, необходимость регулирования степени плоскостности холоднокатаных полос, в том числе и за счет использования устройств противоизгиба рабочих валков, а

также связанное с расширением сортамента холоднокатаной тонколистовой стали значительное увеличение силы прокатки обуславливают необходимость в дальнейшем уточнении методов расчета подшипниковых узлов рабочих валков с учетом влияния не только радиальных, но и осевых сил.

Цель исследования. Целью исследования является разработка и апробация уточненного метода расчета осевых и радиальных сил, действующих на подшипники рабочих валков станов холодной прокатки тонколистовой стали.

Материалы исследований. В основу расчета осевых сил, действующих на подшипниковые узлы непрерывных и реверсивных станов холодной прокатки, положена теория фрикционных передач для пар качения из цилиндрических тел, изложенная в работе [5] и позволяющая получить наиболее полное представление о силовом взаимодействии рабочего и опорного валков при взаимном перекосе их осей в процессе прокатки. В соответствии с этой теорией расчет осевой силы производили по формуле:

$$F_{ос} = \mu \cdot P_{МВ} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{F_{ок}}{\mu \cdot P_{МВ}} \right)^2} \cdot \left(2 \cdot \frac{\alpha}{A} - \frac{\alpha^2}{A^2} \right), \quad (1)$$

где μ – коэффициент трения в контакте между рабочим и опорными валками;

$P_{МВ} = P + Q_{пр}$ – сила сжатия, действующая в контакте между рабочим и опорным валками и равная сумме сил прокатки P и противоизгиба рабочих валков $Q_{пр}$;

$F_{ок}$ – сила, обеспечивающая вращение опорного валка;

α – угол взаимного перекоса осей рабочего и опорного валков;

A – параметр.

Параметр A (см. формулу (1)) определяется значением коэффициента трения в контакте между рабочим и опорным валками, значениями их радиусов и нормальных напряжений, действующих в межвалковом контакте [5]:

$$A = \mu \cdot b \cdot \left(\frac{1}{R_p} + \frac{1}{R_{оп}} \right), \quad (2)$$

где μ – коэффициент трения;

$R_p, R_{оп}$ – соответственно радиус рабочего и опорного валков;

b – полуширина площадки контакта между рабочим и опорным валками, определяемая с использованием формулы Герца [2].

Полуширина площадки контакта между валками (см. формулу (2)) зависит от силы сжатия рабочего и опорного валков, а также их геометрических размеров и механических свойств:

$$b = 1,128 \sqrt{\frac{P_{МВ}}{L_b} \cdot \frac{R_p R_{оп}}{R_p + R_{оп}} \cdot \left(\frac{1 - \omega_{в.р}^2}{E_{в.р}} + \frac{1 - \omega_{в.оп}^2}{E_{в.оп}} \right)}, \quad (3)$$

где L_b – длина бочки валков;

$\omega_{в.р}, \omega_{в.оп}$ – соответственно коэффициенты Пуассона материала рабочих и опорных валков;

$E_{в.р}$, $E_{в.оп}$ – соответственно модули упругости материала рабочих и опорных валков.

Следует отметить, что в соответствии с работой [5] вся область силового взаимодействия рабочего и опорного валков, возникающего при перекосе их осей в процессе прокатки, разбивается на 2 зоны, в 1^{ой} из которых $\alpha < A$, а во 2^{ой} $\alpha \geq A$. При этом формула (1) справедлива в обеих зонах, но при $\alpha \geq A$ в указанную формулу нужно подставлять $\alpha = A$.

Пренебрегая нормальной деформацией опорного валка от действия контактных напряжений и принимая во внимание, что момент, обеспечивающий его вращение в процессе прокатки, равен $M_{оп} = F_{ок} \cdot R_{оп}$, значение силы $F_{ок}$ с учетом рекомендаций [2] определяли как:

$$F_{ок} = \frac{M_{оп}}{R_{оп}} = \frac{P_{мв}}{R_{оп}} \cdot (R_p \cdot \sin \beta + c \cdot b \cdot \cos \beta), \quad (4)$$

где β – угол между плоскостью действия межвалковой силы сжатия и плоскостью, в которой лежат оси рабочего и опорного валков;

c – коэффициент, учитывающий несимметричность распределения нормальных контактных напряжений.

Значение угла β (см. формулу (4)), зависящее от коэффициента трения качения в межвалковом контакте, а также радиуса опорного валка и радиуса круга трения в его подшипниках, определяли в соответствии с работами [2, 4]. При этом коэффициент c (см. формулу (4)) рассчитывали в зависимости от силы прокатки, а также окружной скорости рабочих валков и показателя шероховатости их поверхности по регрессионному уравнению, полученному авторами работы [6].

Радиальная нагрузка, действующая на подшипники рабочих валков, зависит от силы их противоизгиба, разности сил заднего и переднего натяжений прокатываемой полосы, а также горизонтальной проекции межвалковой силы сжатия и определяется по формуле:

$$F_{рад} = 0,5 \cdot \sqrt{\left(\frac{\Delta T}{2} - P_{мв} \cdot \sin(\beta + \gamma) \right)^2 + Q_{пр}^2}, \quad (5)$$

где $\Delta T = T_0 - T_1$ – разность соответственно сил заднего и переднего натяжения прокатываемой полосы;

γ – угол между вертикальной осевой плоскостью опорного валка и плоскостью, проходящей через оси рабочего и опорного валков.

Значение угла γ (см. формулу (5)) определяли в зависимости от горизонтального смещения оси рабочего валка относительно вертикальной осевой плоскости опорного валка и радиусов рабочего и опорного валков в соответствии с рекомендациями авторов работ [2, 4].

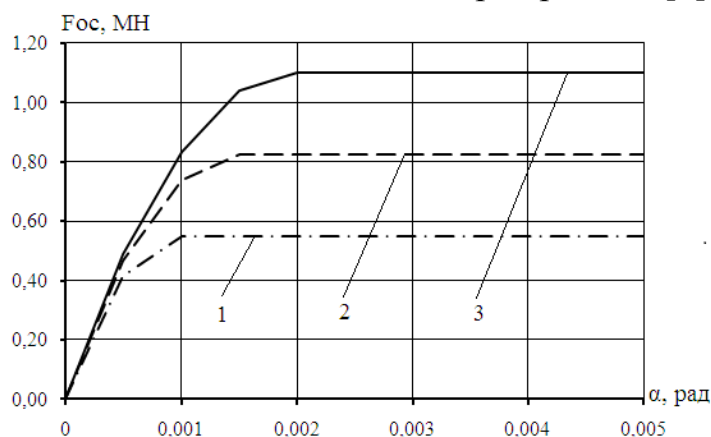
Значение суммарной силы, действующей на подшипниковые узлы рабочих валков, определяли как:

$$F_{сум} = \sqrt{F_{рад}^2 + F_{ос}^2}. \quad (6)$$

Кроме того, определив по формулам (1) и (5) значения радиальной и осевой сил, в соответствии с работой [7] можно также рассчитать зависящее от типа подшипника значение эквивалентной силы, действующей на подшипниковый узел рабочих валков и определяющей его долговечность. При этом расчетная долговечность подшипника зависит от его конструктивных характеристик и условий работы, определяемых параметрами режима деформации при холодной прокатке на непрерывных и реверсивных станах, и в случае оптимальных значений этих параметров должна находиться в пределах от 2000 до 3000 часов.

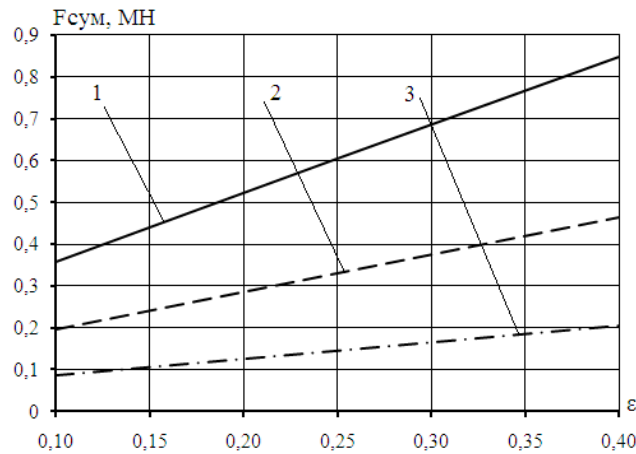
Как следует из представленных выше формул, для расчета осевых и радиальных сил, действующих на подшипники рабочих валков станов холодной прокатки, нужно знать, прежде всего, значение силы прокатки. Силу прокатки рекомендуется рассчитывать с использованием наиболее точной численной одномерной конечно-разностной математической модели, учитывающей реальный характер распределений по дине очага деформации механических свойств металла, а также геометрических параметров и коэффициентов внешнего контактного трения [8].

В качестве примеров численной реализации разработанного метода расчета сил, действующих на подшипники рабочих валков станов холодной прокатки, на рис. 1 и 2 соответственно представлены расчетные распределения осевой силы (см. формулу (1)) в зависимости от коэффициента трения в межвалковом контакте и угла взаимного перекося валков, а также суммарной силы (см. формулу (6)) в зависимости от относительного обжатия металла и силы противоизгиба рабочих валков. Указанные расчетные распределения получены применительно к условиям прокатки стальной полосы в одной из рабочих клеток непрерывного 4^х-клетевого стана 1700 цеха холодной прокатки ПАО «ММК им. Ильича». При этом для расчета силы прокатки (см. рис. 2) воспользовались математической моделью авторов работы [8].



$P=10$ МН; $Q_{np}=0,1 \cdot P$; $R_p=250$ мм; $R_{оп}=650$ мм; $L_b=1700$ мм; $\omega_{в,р}=\omega_{в,оп}=0,3$; $E_{в,р}=E_{в,оп}=215000$ МПа; 1 – $\mu=0,05$; 2 – $\mu=0,075$; 3 – $\mu=0,1$

Рис. 1 – Расчетные распределения осевой силы, действующей на подшипники рабочих валков, в зависимости от угла взаимного перекося валков и коэффициента трения в межвалковом контакте



сталь 08кп; $h_0 \times B = 1,23 \times 1020$ мм; $T_0 = 0,242$ МН; $T_1 = 0,168$ МН; $\mu = 0,025$; $\alpha = 0,001$ рад; $R_p = 250$ мм; $R_{оп} = 650$ мм; $L_B = 1700$ мм; $\omega_{в.р} = \omega_{в.оп} = 0,3$; $E_{в.р} = E_{в.оп} = 215000$ МПа; 1 – $Q_{пр} = 0,2 \cdot P$; 2 – $Q_{пр} = 0,1 \cdot P$; 3 – $Q_{пр} = 0$ (h_0 – товщина полоси до пропуску; B – ширина полоси)

Рис. 2 – Расчетные распределения суммарной силы, действующей на подшипники рабочих валков, в зависимости от относительного обжатия металла и силы противоизгиба рабочих валков

Результаты исследования. С использованием представленных выше формул исследовали зависимость осевых, радиальных и суммарных сил, действующих на подшипники рабочих валков, от основных технологических факторов. Некоторые из полученных результатов исследования представлены на рис. 1 и 2. При этом установлено, что осевые силы существенно зависят от коэффициента трения в межвалковом контакте (см. рис. 1), силы сжатия рабочего и опорного валков, а также угла взаимного перекоса осей рабочего и опорного валков при прокатке (см. рис. 1). Радиальные силы в основном зависят от применяемого на данном стане холодной прокатки режима межклетевых натяжений, а также силы противоизгиба рабочих валков. Кроме того, установлено, что с увеличением коэффициента трения в межвалковом контакте, силы сжатия рабочего и опорного валков, угла их взаимного перекоса в процессе прокатки, разности сил заднего и переднего натяжений прокатываемой полосы, а также силы противоизгиба рабочих валков суммарная нагрузка, действующая на подшипниковые узлы рабочих клеток станов холодной прокатки, возрастает. В частности, увеличение относительного обжатия при прокатке металла обуславливает повышение силы прокатки и, как следствие, увеличение суммарной силы, действующей на подшипники рабочих валков (см. рис. 2). При этом долговечность подшипниковых узлов снижается.

Выводы. Разработан уточненный метод расчета осевых и радиальных сил, действующих на подшипники рабочих валков станов холодной прокатки тонколистовой стали. Указанный метод расчета позволяет учесть влияние всех основных факторов: силы сжатия, действующей в контакте между рабочим и опорными валками и определяемой силами прокатки и противоизгиба рабочих валков; коэффициента трения в межвалковом контакте; угла взаимного перекоса осей рабочего и опорного валков; а также разности сил заднего и переднего натяжений прокатываемой полосы. Анализ результатов расчета, полученных с использованием разработанного метода, подтвердил целесообразность его дальнейшего использования.

Список литературы: 1. Коновалов Ю. В. Справочник прокатчика. Справочное издание в 2-х книгах. Книга 2. Производство холоднокатаных листов и полос / Ю. В. Коновалов. – М. : Теплотехник, 2008. – 669 с. 2. Гарбер Э.А. Производство проката : Справочное издание. Том I. Книга 1. Производство холоднокатаных полос и листов (сортамент, теория, технология, оборудование) / Э.А. Гарбер. – М. : Теплотехник, 2007. – 368 с. 3. Управление качеством тонколистового проката / В.Л. Мазур, А.М. Сафьян, И.Ю. Приходько, А.И. Яценко. – К. : Техника, 1997. – 384 с. 4. Гарбер Э. А. Математическое моделирование усилий в подшипниковых опорах рабочих валков широкополосных станов при переменных скоростях прокатки / Э. А. Гарбер, В. П. Наумченко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 2001. – № 3. – С. 43-46. 5. Хлопонин В. Н. Силовое и кинематическое взаимодействие рабочих и опорных валков при перекосе их осей / В. Н. Хлопонин // Сталь. – 1995. – № 5. – С. 54-57. 6. Гарбер Э. А. Моделирование трения качения в рабочих клетях широкополосных станов / Э. А. Гарбер, С. Н. Самарин, А. И. Трайно, В. В. Ермилов // Металлы. – 2007. – № 2. – С. 36-43. 7. Черменский О. Н., Федотов Н. Н. Подшипники качения : Справочник-каталог / О. Н. Черменский, Н. Н. Федотов. – М. : Машиностроение, 2003. – 576 с. 8. Сатонин А. В. Развитие численных одномерных математических моделей напряженно-деформированного состояния металла при холодной прокатке относительно тонких полос / А. В. Сатонин, А. Г. Присяжный, А. М. Спаская, А. С. Чуруканов // Обработка материалов давлением : сб. научн. тр. – Краматорск : ДГМА, 2012. – № 2(31). – С. 62-68.

Надійшла до редколегії 28.10.2013

УДК 621.77.06 : 621.771.07

Уточненный метод расчета сил, действующих на подшипники рабочих валков станов холодной прокатки тонколистовой стали / Присяжный А. Г., Коренко М. Г., Сотсков В.С. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 201-206. Бібліогр.: 8 назв.

У статті розроблений уточнений метод розрахунку сил, що діють на підшипникові вузли робочих валків станів холодного прокатування тонколистової сталі. Цей метод дозволяє визначити довговічність підшипників робочих валків з урахуванням впливу одночасно діючих на них радіальних і осьових сил, значення яких встановлюються залежно від всіх основних технологічних чинників процесу холодного тонколистового прокатування. Аналіз результатів розрахунку, отриманих по розробленому методу, підтверджує доцільність його подальшого застосування.

Ключові слова: робочі валки, підшипники, сила прокатування, сила противовигину, натягнення, осьові сили, радіальні сили, кут перекосу валків, довговічність.

The method of calculation of forces, which operate on bearings of workings rollers of the cold rolling mills, is developed in the article. This method allows to determine longevity of bearings of workings rollers taking into account influence of radial and axial forces, the values of which are set depending on all of basic technological factors of process of the cold rolling of thin sheets. Analysis of results of calculation, got on the developed method, expedience of his further application confirms.

Keywords: workings rollers, bearings, force of rolling, force of hydraulic bend, pull, axial forces, radial forces, corner of defect of rollers, longevity.

УДК 539

Э. А. СИМСОН, докт .техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»;
STEVEN SCICLUNA, BEug MBA, Corp. «Metro», Melburn, Australia;
В. Л. ХАВИН, канд. техн. наук, зав.каф.; НТУ «ХПІ»;
Л. В. АВТОНОМОВА, канд. техн. наук, вед. науч. сотр., НТУ «ХПІ».

ВЛИЯНИЕ ТРЕНИЯ НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ КОЛЬЦА ПРИ ХОЛОДНОЙ РАСКАТКЕ

.Рассмотрена задача численного моделирования процесса холодной раскатки подшипниковых колец. Приведена математическая постановка в виде разрешающей системы уравнений. В трехмерной постановке численно методом конечных элементов с помощью пакета DEFORM при различных коэффициентах трения решена контактная задача для операции раскатки кольца.

Ключевые слова: математическое моделирование, кольцо, контактная задача, трение, пластические деформации, конечный элемент.

Описание проблемы. Раскатка колец широко применяется в машиностроении, автомобильной, аэрокосмической промышленности и исследования этого технологического процесса активно проводилось последние 20 лет. В работах [1-8] изучалось влияние скорости подачи, скорости вращения и геометрии заготовки на усилия в контакте, температурное поле и качество изделия. Например, в работе [8], например, получено, что повышение коэффициента трения в контакте в 3-4 раза (с 0,15 до 0,8) повышает уровень однородности в распределении пластических деформаций по толщине изделия. В работе [9] при изменении коэффициента трения от 0,5 до 0,95 отмечается усиление неравномерности деформации и заметная неоднородность температурного поля при больших коэффициентах трения. Таким образом, влияние феномена трения носит комплексный характер и зависит от геометрии и материалов заготовки и инструмента, операционных параметров процесса, моделей трения в контакте, наличия смазочно-охлаждающей среды. Задача раскатки колец требует, как правило, 3-х мерной постановки и расчета в области больших пластических деформаций, поэтому цель настоящей работы – моделирование процесса холодной радиальной раскатки кольца в 3-х мерной постановке и изучение влияния трения в контакте на выходные параметры процесса.

Постановка и численная реализация задачи. Модель процесса холодной раскатки подшипникового кольца включает в себя деформируемую кольцевую заготовку прямоугольного поперечного сечения, абсолютно жесткие рабочие инструменты – ролик привода и оправку. Заготовка моделируется как 3-х мерное деформируемое твердое тело с линейно упругими свойствами в области упругих деформаций и жестко-вязко-пластическими свойствами при пластическом деформировании. Условия в контакте – проскальзывание с трением в рамках модели Треска. Процесс деформирования изотермический без учета термомеханической связи.

Математическая модель включает:

Уравнение равновесия в форме принципа виртуальной работы в динамической формулировке для материала, несжимаемого в области пластических деформаций в отсутствие объемных и поверхностных усилий (кроме контактных), и для виртуального поля материальных скоростей v^* имеет вид:

$$\int_V \sigma' : \dot{\varepsilon}^* dV - \int_V \rho \operatorname{div}(v^*) dV - \int_{S_c} \tau_f v^* dS = 0 \quad (1)$$

где σ' – тензор девиатора напряжений;

$\dot{\varepsilon}^*$ – тензор скоростей деформаций;

ρ – плотность материала;

$\rho \cdot \tau_f$ – касательные усилия в контакте;

$\rho \cdot V$ – объем деформируемого тела;

$\rho \cdot S_c$ – площадь контактной поверхности.

Закон сохранения массы представляется в форме:

$$\int_V (K \operatorname{div}(v^*) + \dot{\rho}) p^* = 0 \quad (2)$$

где p^* – давление в пластическом объеме.

Модель материала – упруго-вязко-пластическая, закон пластического деформирования – закон течения, подчиняющийся уравнению Леви – Мизеса:

$$D_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}}, \quad i, j = 1, 2, 3, \quad (3)$$

где $\dot{\lambda}$ – параметр пластичности,

D_{ij}^p – тензор скоростей пластических деформаций для жесткопластической среды.

$$D_{ij} = D_{ij}^p, \quad i, j = 1, 2, 3, \quad (4)$$

где D_{ij} – тензор скоростей полных деформаций,

F – пластический потенциал, задающий закон пластического течения:

$$F = \bar{\sigma} - \sigma_Y(\varepsilon, \dot{\varepsilon}), \quad (5)$$

$F < 0$ – пластическое деформирование материала отсутствует, $F \geq 0$ – материал деформируется пластически, $\bar{\sigma}$ – эквивалентные (эффективные) напряжения.

Соотношение, определяющее состояние материала в области пластического деформирования, представляет собой функциональную зависимость напряжений пластического течения материала (текущего предела текучести) от текущего значения деформации (пластической деформации) и скорости деформации:

$$\sigma_Y = \sigma_Y(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) \quad (6)$$

В изотермической постановке рассматривается для фиксированного значения температуры (начального).

Физические и кинематические соотношения представляют собой: связь тензора скоростей напряжений $\dot{\sigma}_{ij}$ с тензором скоростей деформаций

$$\dot{\sigma}_{ij} = C_{ijkl} D_{kl}, \quad i, j, k, l = 1, 2, 3 \quad (7)$$

C_{ijkl} – упруго-пластический тензор 4-го порядка, где компоненты тензора C_{ijkl} определяются с учетом зависимостей (3–5). Кинематические условия представляют собой связь скоростей деформаций со скоростями материальных точек [11].

Условия контактного взаимодействия представляют собой контакт с проскальзыванием между жесткими инструментами и упругопластическим материалом. В настоящей работе используется закон Треска:

$$\tau_f = -m \tau_k \frac{v^*}{|v|}, \quad (8)$$

где τ_f – касательные усилия (напряжения) в точке контакта,

v – скорость относительного проскальзывания,

τ_k – предел прочности материала заготовки на сдвиг,

$\tau_k m$ – параметр трения ($m < 1$).

В качестве граничных условий используются условия контакта с трением заготовки с абсолютно жесткими поверхностями инструментов и свободная от поверхностных усилий остальная поверхность заготовки. Вследствие движения инструмента с постоянной скоростью имеет место кинематическое нагружение.

Численное решение задачи осуществляется методом конечных элементов (МКЭ) в смешанной формулировке для приращения скоростей Δv^* и давлений Δp^* в рамках инкрементального независимого (смешанного) подхода Лагранжа-Эйлера (ALE), реализованного в большинстве коммерческих программных комплексов. Для численных расчетов был использован специализированный модуль «Ring-rolling», входящий в состав программного комплекса DEFORM 3D.

Задача решается в инкрементальной нестационарной динамической (учитывались силы инерции) постановке. Расчетная схема, представленная в работе [7], изображена на рис.1. Использовалась 3-х мерная модель заготовки. Геометрическая модель инструментов и заготовки для процесса раскатки подшипникового кольца создавалась с помощью CAD – системы Pro/Engineer в виде профилей 2-х мерных контуров тел вращения. Использовался 8-и узловой элемент – гексаэдр, общее число элементов – 55000. Материал заготовки – подшипниковая сталь ШХ15, определяющее соотношение $\sigma_\gamma = \sigma_\gamma(\epsilon, \dot{\epsilon})$ – формировалось по таблично заданным из базы данных пакета DEFORM кривым деформирования, полученным при температуре $T=20^\circ\text{C}$ и диапазоне скоростей деформирования $10^{-3}\text{c}^{-1} \leq \dot{\epsilon} \leq 10^2\text{c}^{-1}$. Физико-механические характеристики заготовки и технические параметры процесса раскатки подшипникового кольца представлены в таблице 1.

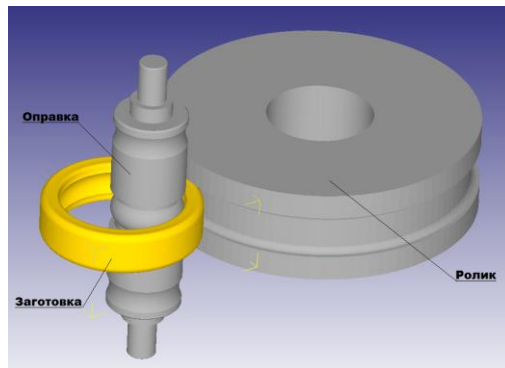


Рис. 1 – Расчётная модель процесса холодной раскатки наружного кольца подшипника 317

Таблица 1 – Физико-механические характеристики заготовки и технические параметры процесса раскатки подшипникового кольца

Геометрические параметры		Физические характеристики заготовки		Операционные параметры	
Внутренний диаметр заготовки, d , мм	96.3	Модуль упругости, E , Н/мм ²	$2 \cdot 10^5$	Скорость вращения раскаточного ролика, n , об/мин	350
Наружный диаметр заготовки, D , мм	132.7	Коэффициент Пуассона, ν	0.3	Скорость подачи, v^* , мм/с	1.5
Диаметр раскаточного ролика, D_0 , мм	300	Плотность, ρ , кг/мм ³	$7.8 \cdot 10^{-3}$	Полное время обработки, с	12

Результаты численного моделирования. В процессе расчета определялись поля эквивалентных (эффективных) деформаций, скоростей эквивалентных деформаций, напряжений, материальных скоростей и перемещений, момент на раскатном ролике, усилие на инструментах (контактное). Расчеты проводились для двух значений параметра трения из зависимости (7) – $m=0.012$, $m=0.24$, соответствующих различным условиям смазки. Распределения эквивалентных напряжений и контактных давлений представлены на рис. 2-3. С увеличением параметра трения m (с 0,12 до 0,24) к моменту достижения квазиустановившегося процесса деформирования уровень максимальной интенсивности напряжений в заготовке

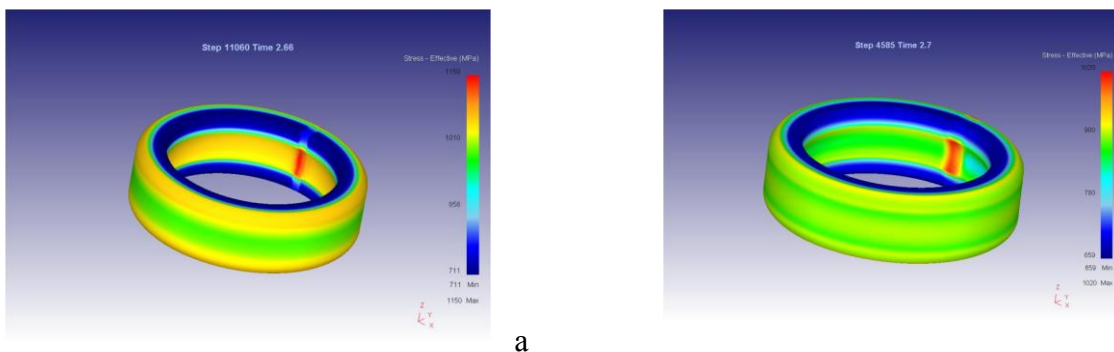


Рис. 2 – Распределение эквивалентных напряжений: а – $m=0.012$; б – $m=0.24$

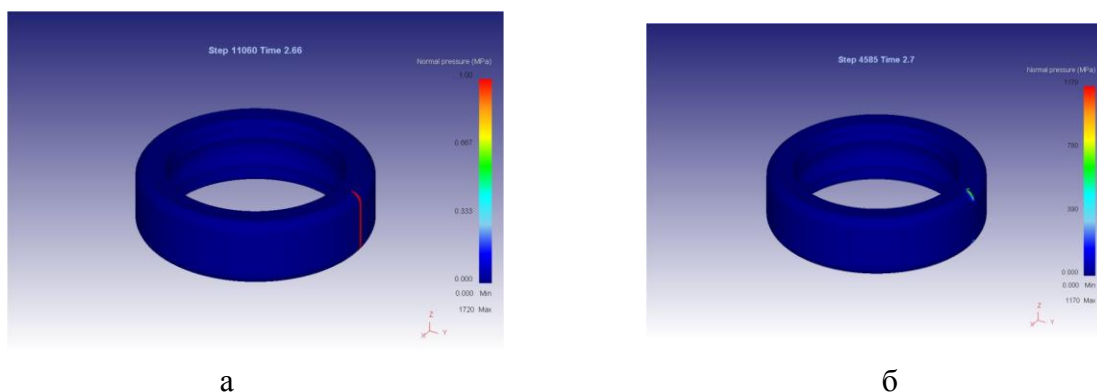


Рис. 3 – Распределение контактных давлений: а – $m=0.012$; б – $m=0.24$

снижается на 10%, максимальные контактные давления существенно падают (на 50%) при практически сохраняющихся суммарных усилиях на инструменте. Момент на инструмент при этом возрастает на 30%.

Выводы. 1. В работе рассмотрено моделирование процесса радиальной холодной раскатки колец. Задача представлена в виде контактного взаимодействия 3-х мерной кольцевой упруговязкопластической деформируемой заготовки, контактирующей с двумя профильными абсолютно жесткими инструментами – роликами. 2. Получено распределение выходных параметров процесса холодной раскатки подшипникового кольца при различных значениях параметров трения. 3. Выявлено, что при росте сил трения в 2 раза наблюдается незначительное снижение максимального уровня интенсивности напряжений и существенное снижение уровня максимальных контактных давлений при практически не изменяющемся усилии на инструменте. При этом существенно возрастает момент на инструменте.

Список литературы 1. Yang D.V., Kim K.H. Hawhyard Simulation of T-section profile ring rolling by 3D rigid plastic Finite Element Method//International Journal Mechanical Science.- 1991.- V.33, №7.-P. 541-

550. **2.** Coupu J., Raulin J., Huer J. Investigation of hot ring rolling using 3D finite element simulation// Modeling of Metal Rolling Processes/- 1999, London. **3.** Huer j., Noyes J-l., Coupu J. Three-dimensional finite-element simulation of hot ring rolling// Minerals, Metals and Materials Society.-2001.-P.249-258. **4.** Davey K., Ward M.J. A practical method for finite element ring rolling simulation using the ALE flow formulation// International Journal Mechanical Science.- 2002.- V.44.-P. 165-190. **5.** Song J.L., Dwson A.L., Jacob M.H., Brooks J., Beden I. Cupled thermo-mechanical finite element modeling of hot ring rolling process//Journal of Materials Processing Technology.- 2002.- V. 121.- P. 332-340. **6.** Yan F.L., Hua L., Wu Y.-Q. Planning feed speed in cold ring rolling//International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2007.- V.47.-P. 1695-1701. **7.** Сімсон Е. А., В.В. Овчаренко, В.И. Демидов, И.Д., Прево И.В., Назаренко С. А. Холодная раскатка заготовок подшипниковых колец// Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». – Харків, НТУ «ХПІ», 2011, №52 . с. 156-160 **8.** Yang H., Gu O.L., Zha N. M. Role of friction in cold ring rolling// Journal Mechanical Science and Technology.- 2005.- V.21, №6.-P. 914-920. **9.** Sun Z.-C., Yang H., Ou X.-Z. Thermo-mechanical coupled analysis of hot rolling process// Trans actions of Noferrous Metals Society of China.- 2008.- V. 18.- P. 1216-1220. **10.** Wagoner R.H., Chenot J.-L. Metal forming analysis//Cambridge University Press, Cambridge.-2001.- P. **11.** Yu-Kan Hu, Wing Kam Lin. ALE finite element formulation for ring rolling analysis//International Journal of Numerical Methods in engineering. - 1992.- V.33. - P. 1217-1236.

Поступила до редколегії 04.11.2013 г.

УДК539

Влияние трения на напряженно-деформированное состояние кольца при холодной раскатке / Симсон Э. А., Scicluna Steven, Хавин В. Л., Автономова Л. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 206-211. Бібліогр.: 11 назв.

Розглянуто задача чисельного моделювання процесу холодного розкочування підшипникових кілець. Приведена математична постановка у вигляді вирішуючої системи рівнянь. У тривимірній постановці чисельно методом скінченних елементів за допомогою пакету DEFORM при різних коефіцієнтах тертя вирішена контактна задача для операції розкочування кільця.

Ключові слова: математичне моделювання, кільце, контактна задача, тертя, пластичні деформації, кінцевий елемент.

It is considered the problem of numerical modeling of cold rolling bearing rings. The resolved equations of mathematical formulation is provided. In the three-dimensional formulation contact problem is solved numerically for different coefficients of friction by using a finite element software DEFORM.

Keywords: mathematical modeling, ring, contact problem, friction, plastic deformation, finite element.

УДК 621.774.36

С. Л. СТАСЕВСКИЙ, директор института, ГП «УКРГИПРОМЕЗ»,

Днепропетровск;

Ю. Д. УГРЮМОВ, канд. техн. наук, вед. инженер, ГП «УКРГИПРОМЕЗ»,

Днепропетровск;

Д. Ю. ГАРМАШОВ, канд. техн. наук, вед. инженер, ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ», Днепропетровск;

А. А. КСЁНЗ, инженер-технолог, ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ»,

Днепропетровск.

ПУТИ УМЕНЬШЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОБРЕЗИ НА ПИЛИГРИМОВОМ СТАНЕ

Рассмотрены методы уменьшения массы пилигримовых головок при прокатке толстостенных и тонкостенных труб. Выполнены промышленные исследования при прокатке труб размером 245×10

мм с применением специального дорнового кольца, обеспечивающего докатку пилгерголовки без цилиндрического участка на заднем конце гильзы.

В результате исследований установлено, что экономия металла на одной гильзе составляет примерно 30 кг. Новая технология внедряется в производство для всех размеров труб.

Ключевые слова: труба, стан, пилигримовая прокатка, инструмент, дорн, пилигримовая головка.

Введение. В связи с особенностями технологии прокатки труб на пилигримовых станах имеют место большие потери металла в технологическую обрезь, которая состоит из отделяемых переднего, так называемого, затравочного конца и недокатанного заднего конца гильзы, так называемой, пилигримовой головки. Потери металла в технологическую обрезь составляют 8-10% массы исходной заготовки. При этом доля потерь металла в затравочный конец составляет 23-25 %, а в пилигримовую головку 75-77 %.

Стоимость металла составляет 75-80 % в себестоимости горячекатаных бесшовных труб, поэтому снижение потерь металла в технологическую обрезь является одной из важнейших задач повышения эффективности и конкурентоспособности пилигримовых станов.

Особенно важное значение эта проблема приобрела после перехода на использование в качестве исходной заготовки непрерывнолитого металла.

Настоящая работа посвящена вопросу снижения потерь металла в пилигримовую головку, основного резерва снижения технологической обрезки.

Анализ опубликованных научных исследований. Несмотря на то, что за более чем 100-летний период существования способа горячей пилигримовой прокатки труб было предложено значительное количество технических решений, направленных на снижение массы пилигримовой головки эта проблема не решена до настоящего времени, особенно для прокатки тонкостенных труб с толщиной стенки $S \leq 20$ мм.

Известен ряд способов экономии металла в технологическую обрезь за счет снижения массы отрезаемой пилигримовой головки [1-4]:

- применение специальных дорновых колец;
- применение сборных заготовок;
- предварительная подготовка заднего конца гильзы;
- прокатка гильз встык;
- специальная калибровка хвостовика дорна;
- раскатка пилигримовой головки на свободном участке дорна и др.

В настоящее время эти методы используются преимущественно при прокатке толстостенных труб ($S \geq 20$ мм).

В работе [5] подробно исследованы вопросы прокатки гильз встык на пилигримовом стане толстостенных труб. Эти исследования были выполнены сотрудниками Всесоюзного заочного машиностроительного института под руководством Ю.Ф. Шевакина на ТПА 6-12" Нижнеднепровского трубопрокатного завода. В последствие этот метод был внедрен на всех ТПА с пилигримовыми станами СССР.

На ТПА 8-16" с пилигримовых станях Челябинского трубопрокатного завода, наряду с вышеприведенными, получили развитие следующие методы:

применение отдельно нагреваемых углеродистых колец с последующим надеванием их на дорн при прокатке труб из легированных и специальных марок сталей, использование углеродистых внутренних «рубашек», прокатка углеродистых труб из гильз с концевыми участками меньшего диаметра, прокатке труб из сварных заготовок и др. [6].

Вопросам пилигримовой прокатки труб с раскаткой пилигримовой головки на свободном участке дорна, посвящена работа [7], в которой сформулированы условия осуществления такого процесса. Более подробно этот процесс рассмотрен в работе [4].

Анализ литературы показывает, что проблема снижения потерь металла в пилигримовую головку продолжает оставаться актуальной и в настоящее время, особенно при прокатке тонкостенных труб ($S \leq 20$ мм).

В то же время для прокатки толстостенных труб ($S \geq 20$ мм) существует значительное количество способов снижения массы пилигримовой головки и даже полной ее раскатки, которые отличаются большей или меньшей трудоемкостью.

Проблема уменьшения массы пилигримовой головки при прокатке тонкостенных труб обусловлена особенностями существующей технологии прокатки и снятия раската с дорна после прокатки.

Как известно, особенностью процесса горячей пилигримовой прокатки труб является раскатка гильзы валками периодического профиля с подпором со стороны подающего аппарата. Это обуславливает необходимость определенного недоката заднего конца гильзы, образующего пилигримовую головку, составляющую большую часть технологической обрезки на пилигримовом стане. Попытки раскатки пилигримовой головки на свободном участке дорна за счет его предварительного извлечения из раската на расстояние 1,2-1,5 м приводят к тому, что в результате прокатки гильзы в тонкостенную трубу ($S \leq 20$ мм), не обеспечивается надежное снятие трубы с дорна с помощью шибберного устройства из-за смятия заднего конца трубы.

Кроме того, такой метод является значительно более трудоемким, увеличивает вспомогательное время прокатки и снижает производительность стана.

Постановка задачи. Задачей настоящей работы является выбор наиболее рационального способа уменьшения массы пилигримовой головки путем проведения теоретических и экспериментальных исследований.

Изложение результатов работы. После прокатки гильзы с наружным D_r и внутренним d_r диаметрами на пилигримовом стане раскат или «плеть» имеет вид, приведенный на рис. 1.

При этом передний конец трубы длиной ℓ_{zm} называется затравкой, задний конец – длиной ℓ_{nr} – пилигримовой головкой. Годная часть раската (плети) длиной ℓ_{rg} после отделеия в обрезь затравки и пильгерголки, состоит из мерных частей ℓ_m , при этом $\ell_{rg} = (1 \dots 3) \times \ell_m$. Наружный и внутренний диаметра годной трубы будут соответственно D_n и d_n .

Длина затравки l_{zm} в свою очередь состоит из двух l_1 – длина переднего разлохмаченного конца трубы и l_2 – участка трубы с повышенной разностенностью.

Длина пилигримовой головки l_{nr} в свою очередь состоит из длины недокатанного цилиндрического участка заднего конца гильзы l_n и переменной части l_r , изменяющейся от D_r к D_n . Зачастую в обреш заднего конца раската, увеличивающего длину l_{nr} , относится участок трубы, примыкающий к пильгерголке, имеющий повышенную разностенность.

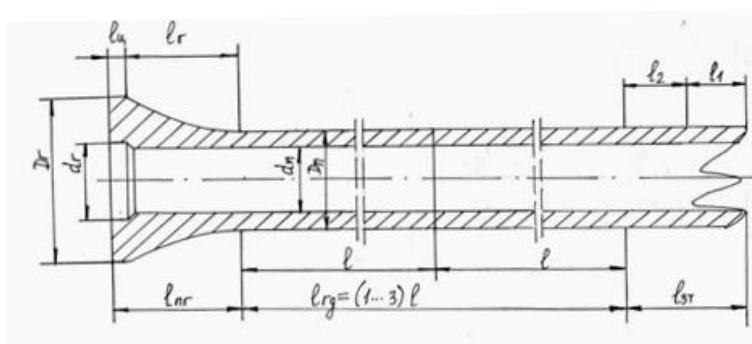


Рис. 1 – Прокатанная труба (плеть) на пилигримовом стане

Рассмотрим особенности прокатки труб в зависимости от отношения D/S на пилигримовом стане и технические решения, направленные на снижение потерь металла в пилигримовую головку.

Прокатка толстстенных труб на пилигримовом стане ($D/S \leq 4-15$).

Для снижения массы пильгерголок при прокатке толстстенных труб с толщиной стенки ($S_n \geq 20$ мм) применяются два основных метода, получивших наибольшее распространение на практике [1-6]:

- метод прокатки гильз встык;
- метод раскатки пильгерголки на свободном участке дорна.

Метод прокатки гильз встык заключается в последовательной стыковке на дорне недокатанной гильзы и очередной гильзы (рис. 2).

После прокатки трубы 1 на дорне остается недокатанным задний конец гильзы, называемый пилигримовой головкой 2. Затем дорн извлекают из раската и подают очередную гильзу 3 на новом дорне 4, которую стыкуют с торцом предыдущей гильзы, с последующей раскаткой пилигримовой головки 3.

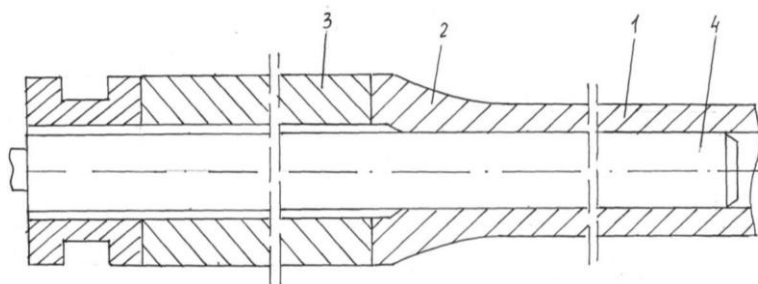


Рис. 2 – Схема прокатки гильз встык:

1 – труба; 2 – пилигримовая головка; 3 – вторая гильза; 4 – дорн

При этом пилигримовая головка полностью раскатывается, а задний конец трубы обрезается по длине 50-70 мм в отделочной части цеха.

Особенностью второго метода (рис. 3) является раскатка пильгерголовики на свободном участке дорна. После прокатки трубы 1 на дорне 2 остается недокатанным задний конец гильзы 3 (пильгерголовка). Процесс прокатки останавливается и осуществляют извлечение дорна 2 из раската на величину $\ell = 1,2 - 1,5$ м с помощью шибера 4. Затем осуществляют раскатку пильгерголовики 3 на дорне 2 без подпора со стороны подающего аппарата. В результате пильгерголовка 3 раскатывается в трубу 5 с объемом V_m . Последующее извлечение дорна 2 из трубы 5 осуществляется с помощью того же шибера 4. Длина ℓ_m полученной трубы из пильгерголовики определяется из равенства объемов пильгерголовики V_{nr} и участка V_m .

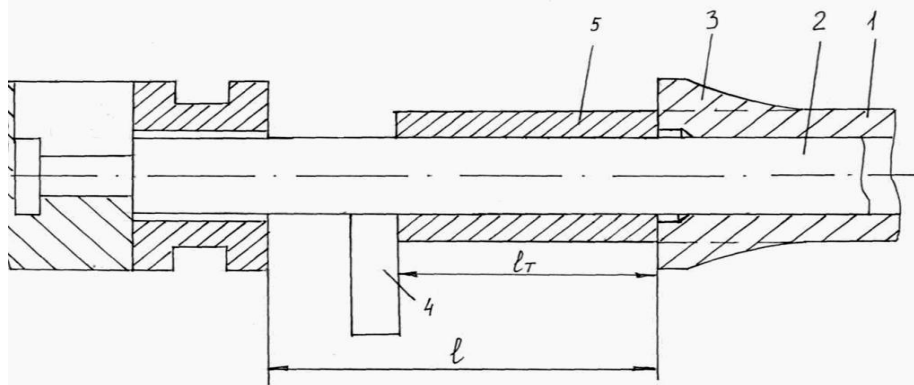


Рис. 3 – Схема прокатки пильгерголовики на свободном участке дорна: 1 – труба; 2 – дорн; 3 – пильгерголовка; 4 – шибер; 5 – участок раскатанной трубы из пильгерголовики

Каждый из этих двух методов имеет свои преимущества и недостатки. При этом второй метод в основном применяется для раскатки пильгерголовики на последней гильзе в парии, остальные при этом раскатываются методом встык, то есть второй метод служит дополнением первого.

Прокатка тонкостенных труб на пилигримовом стане ($D/S \geq 20$).

Для снижения массы пилигримовых головок при прокатке тонкостенных труб (с толщиной стенки $S_n \leq 20$ мм) известно несколько методов (рис. 4).

При этом предварительно уменьшают поперечное сечение на заднем конце гильзы за счет уменьшения ее наружного диаметра (рис. 4а), или со стороны внутреннего диаметра (рис. 4б).

Подготовку задних концов гильз согласно этим двум методам осуществляют в процессе прошивки гильз на косовалковом стане. Согласно первому методу такую подготовку осуществляют сведением рабочих валков с получением конического или цилиндрического утоненного заднего конца гильзы [8].

По второму методу подготовку заднего конца гильзы осуществляют перемещением оправки прошивного стана при окончании процесса прошивки в направлении противоположном перемещению гильзы [9].

Согласно третьего метода уменьшение массы пильгерголовики осуществляют непосредственно на пилигримовом стане при прокатке заднего

конца гильзы на дорне с увеличенным диаметром хвостовика под пильгерголовой [10]. При этом уменьшение массы пильгерголовой ограничено максимальным диаметром конического хвостовика, который не может превышать внутренний диаметр гильзы. Экономия металла на одной пильгерголовой составляет 5-10 кг в зависимости от размера труб.

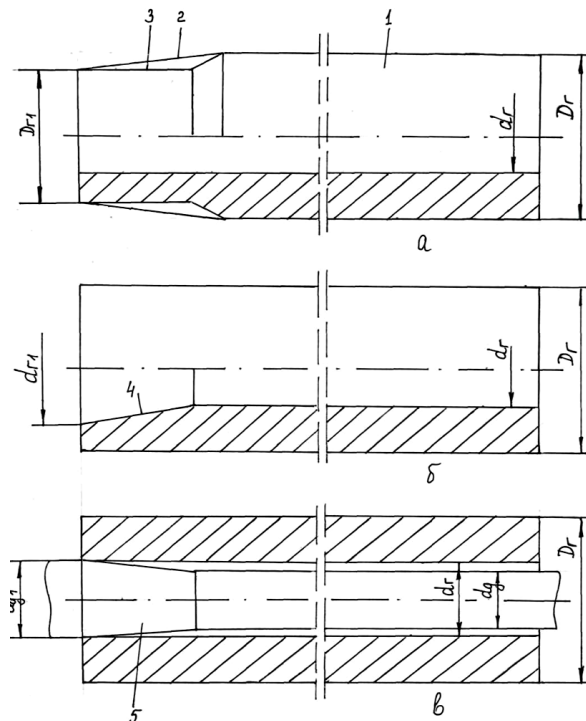


Рис. 4 – Варианты подготовки задних конусов гильз перед пильгерголовой прокаткой: а и б – на прошивном косовалковом стане; в – на пильгерголовом стане; 1 – основная часть гильзы; 2 и 3 – варианты уменьшения наружного диаметра на заднем конце гильзы; 4 – уточнение заднего конца гильзы со стороны внутреннего диаметра; 5 – конический хвостовик дорна

Анализ этих трех методов показывает, что второй метод утонения заднего конца гильзы (рис. 4 б) расширяет технологические возможности процесса прошивки для получения гильз с утоненным задним концом со стороны внутреннего диаметра и обеспечивает более полное уменьшение массы пильгерголовой. При прокатке тонкостенных труб небольшой партии из специальных марок сталей иногда используют метод заключающейся в том, что задний конец гильзы 1 раскатывают с применением специального дорнового кольца 2 на дорне 3 (рис. 5).

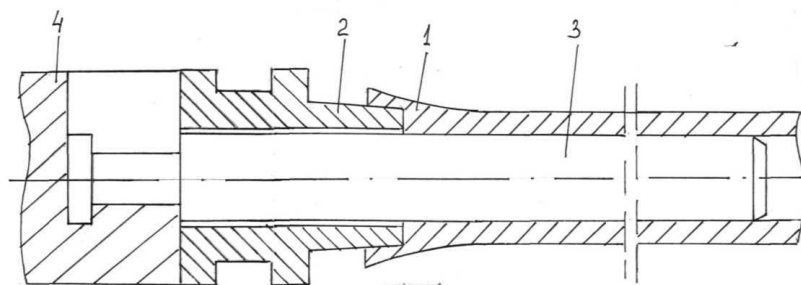


Рис. 5 – Использование дорнового кольца для максимального уменьшения массы пильгерголовой: 1 – пильгерголова; 2 – дорновое кольцо; 3 – дорн; 4 – дорновой замок

Вследствие отсутствия подпора на части торца гильзы под действием валков происходит (на рисунке не показаны) течение металла в направлении дорнового замка 4. В результате задний конец гильзы, уменьшаясь в диаметре, оковывает конический участок дорнового кольца, что приводит к уменьшению массы пилигримовой головки из специальной стали. При этом дорновое кольцо, выполненное из углеродистой марки стали используется одноразово, так как обрезается вместе с уменьшенной пильгерголкой.

При прокатке тонкостенных труб на пилигримовом стане для снижения разностенности труб важное значения имеет концентричное положение гильзы 1 на дорне 2, что может быть достигнуто в результате применения, например, калибровки дорна с коническим хвостовиком 3 под пильгерголкой и устранение зазора между передним концом 4 гильзы и дорном 2 (рис. 6).

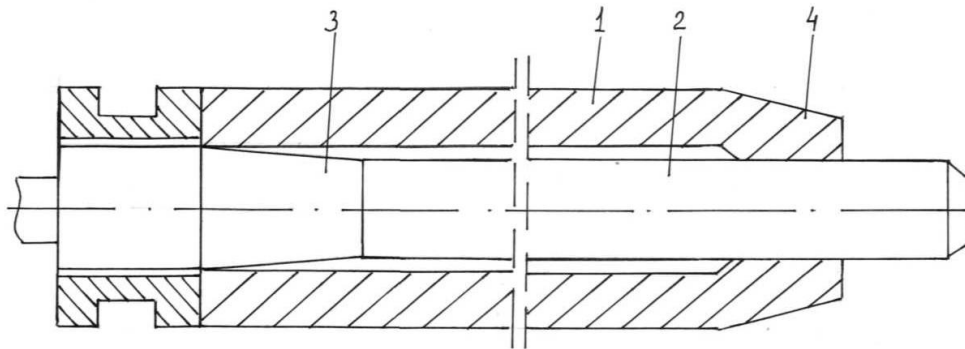


Рис. 6 – Гильза на дорне перед пилигримовой прокаткой: 1 – гильза; 2 – дорн; 3 – конический хвостовик дорна; 4 – передний конец гильзы

Для обеспечения стабильности окончания процесса прокатки гильзы, а также надежного извлечения дорна после прокатки с помощью шиберного устройства целесообразно осуществлять докатку пилигримовой головки с полной раскаткой цилиндрического участка (рис. 1) без деформации периодической части пильгерголки длиной l_r (рис. 7).

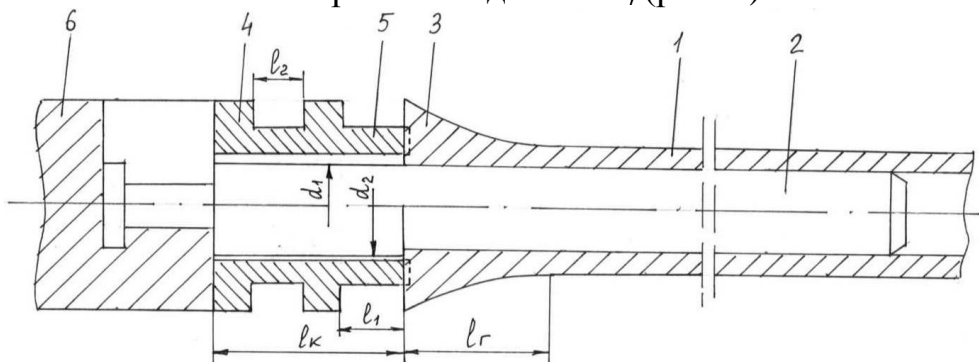


Рис. 7 – Схема прокатки трубы с применением специального дорнового кольца: 1 – труба; 2 – дорн; 3 – пильгерголка; 4 – дорновое кольцо; 5 – дополнительный цилиндрический участок кольца; 6 – дорновой замок

Для проведения промышленных исследований прокатки труб размером 245×10 мм был предложен пилотный проект специального дорнового кольца.

Схема прокатанной трубы с дорновым устройством приведена на рис. 7. Труба 1 после прокатки на дорне 2 валками (на рисунке не показаны) имеет

недокатанный задний конец 3 длиной l_r . Специальное дорновое кольцо 4 имеет дополнительный цилиндрический участок 5 длиной $l_1=150$ мм; $l_2 = 180$ мм. При этом общая ширина дорнового кольца $l_k = 450$ мм. Наружный диаметр участка 4 дорнового кольца составляет $\sim 0,8$ диаметра гильзы D_r .

Для раскатки пильгерголовки без цилиндрического участка на заднем конце гильзы (обычно равен 50-70 мм) необходимо обеспечить точную остановку гильзы в крайнем переднем положении, что не обеспечивалось на действующих подающих аппаратах.

ЦЛАМ завода разработал информационную систему остановки гильзы в заданном положении, которая была внедрена на пилигримовых станах № 1 и № 2 для проведения промышленных исследований (рис. 8).

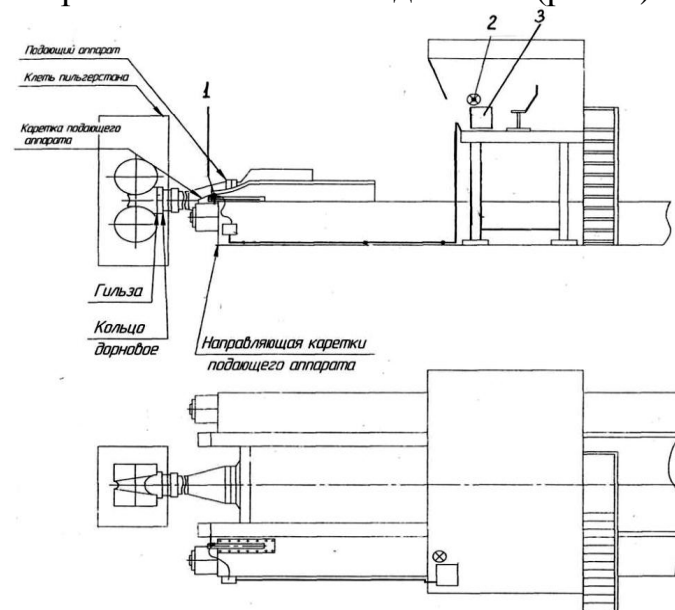


Рис. 8 – Информационная система остановки каретки подающего аппарата в заданном положении: 1 – щеточный датчик; 2 – светильник ПСХ – 60 МУЗ; 3 – шкаф управления

При проведении исследований было установлено, что под действием осевых усилий цилиндрический участок 5 (рис.7) дорнового кольца 4 внедряется в торец гильзы до 10 мм. При использовании дорна диаметром d_1 под дорновым кольцом 4 вследствие повышенного зазора между ними имели место случаи осаживания участка 5 кольца валками при докатке пильгерголовки, что приводило к деформации участка 5 кольца и обжатю его на дорне. По предложению начальника отдела ОРТП ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» А.В. Чуева был увеличен диаметр дорна $d_2 > d_1$ под кольцом 4, что значительно уменьшило число случаев повреждений колец. При этом критерием для надежной работы является ограничение докатки пильгерголовки.

Извлечение дорна из раската после прокатки осуществлялось с помощью шибера устройства, вводимого в кольцевую проточку шириной l_2 шибера (на рисунке не показан), и перемещение дорна 2 с помощью подающего аппарата через дорновой замок б (рис.7).

Для определения эффективности использования новой технологии прокатки труб, отбирались отдельные пильгерголовки, которые взвешивались

на платформенних весах. Крім того, всі пильгерголівки прокатаної партії труб вважувалися на автомобільних весах.

В результаті порівняльного аналізу прокатки труб розміром 245 × 10 мм з обычними і докатаними пильгерголівками було встановлено, що зниження маси пильгерголівок при прокатці по новій технології становить приблизно 30 кг на одній гільзі.

Висновки.

1. Особливістю пилигримової прокатки є наявність недокатаного заднього кінця гільзи, так званої пилигримової голівки, видаляється в обріз, що призводить до суттєвої втрати металу 4-6 % від маси вихідної заготовки і є одним з головних резервів збільшення виходу годного при пилигримовій прокатці і підвищення конкурентоспроможності процесу.

2. Розглянуті основні методи зменшення маси пилигримової голівки при прокатці товстостінних і тонкостінних труб і оцінена ефективність їх використання.

3. Проведені промислові дослідження прокатки труб розміром 245×10 мм на пилигримовому стані ТПА 5-12" ПАО «ІНТЕРПАЙП НТЗ» з використанням спеціального дорнового кільця.

4. Встановлено, що при використанні запропонованого дорнового кільця при докатці пилигримової голівки без циліндричного ділянки на задньому кінці гільзи, економія металу становить приблизно 30 кг на одній гільзі. Запропонована технологія впроваджується при прокатці труб всього асортименту.

Список літератури: 1. Пути зниження маси пильгерголівки при горячій прокатці труб / В.Ф. Балакин, Ю.Д. Угрюмов, Д.Ю. Угрюмов. Теория и практика металлургии, 2012, № 1-2, с. 32-36. 2. Методи зменшення маси пильгерголівки при горячій прокатці труб / Ю.Д. Угрюмов, В.Ф. Балакин, Д.Ю. Угрюмов, В.І. Семешкин. ОАО «Черметинформация», Бюллетень «Черна металлургия», 2011, № 10, с. 68-77. 3. Металосберегаючі технології при виробництві труб на трубокатних агрегатах з пилигримовими станами / В.В. Березовский, Ю.Д. Угрюмов, Д.Ю. Угрюмов ОАО «Черметинформация, Бюллетень «Черна металлургия», 2003, Приложение 7, – 15 с. 4. Економія металу при виробництві труб нафтяного асортименту / А.А. Чернявский, В.В. Березовский, Ю.Д. Угрюмов. – М.: Металлургия, 1987, – 394 с. 5. Економія металу при горячій прокатці труб на пилигримових станах / Ю.Ф. Шевакин, Б.Н. Матвеев, Г.А. Бибик, і др. Сталь, 1971, № 1, с. 53-56. 6. Пути зниження витрати металу при виробництві труб на установках з пилигримовими станами / Н.П. Карпенко, І.І. Сергеев, А.В. Сафьянов і др. Сталь, 1978, № 8., с. 738-741. 7. Пилигримовая прокатка труб з раскаткой пильгерголівки / В.Н. Данченко, А.А. Чернявский, В.А. Постный і др. Металлургия и коксохимия, (Киев), 1981, № 71, с. 82-85. 8. Пат. № 2151658 РФ. Спосіб виробництва безшовних труб / А.А. Федоров, А.В. Сафьянов, Л.І. Лапин і др. 2000, Б.І. № 21. 9. Пат. № 2138348 РФ. Спосіб горячій прокатці безшовних тонкостінних труб / Б.І. Тартаковский, Н.П. Рябихин, М.А. Минтаханов і др. 1999, Б.І., № 27. 10. Дорн з конічним хвостовиком / А.В. Праздников, А.М. Иоффе, А.А. Чернявский і др. Бюллетень ЦИИ НЧМ, 1963, № 21, с. 39-40.

Поступила до редколегії 26.11.2013 г.

УДК 621.774.36

Пути уменьшения технологической обрезки на пилигримовом стане / Стасевский С. Л., Угрюмов Ю. Д., Гармашов Д. Ю., Ксёэнз А. А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 211-220. Бібліогр.: 10 назв.

Розглянуто методи зменшення маси пилигримових голівки при прокатці товстостінних і тонкостінних труб. Виконано промислові дослідження при прокатці труб розміром 245 × 10 мм із застосуванням спеціального дорнового кільця, що забезпечує докатку пильгерголівки без циліндричного ділянки на задньому кінці гільзи.

У результаті досліджень встановлено, що економія металу на одній гільзі становить приблизно 30 кг. Нова технологія впроваджується у виробництво для всіх розмірів труб.

Ключові слова: труба, стан, пілігрімова прокатка, інструмент, дорн, пілігрімова голівка.

The methods of weight reduction pilgrim heads rolling thick- and thin-walled tubes. Industrial research carried out by rolling pipe size 245 × 10 mm using a special arbor rings providing dokatku pilgergolovki without the cylindrical portion at the rear end of the sleeve.

The studies revealed that the savings on a metal sleeve is approximately 30 kg. New technology is being introduced into production for all pipe sizes.

Keywords: pipe mill, pilgrim rolling, tool mandrel, pilgrim head.

УДК 621.983

В. І. СТЕБЛЮК, докт., техн. наук, проф., НТУУ «КПІ», Київ;

О. В. ХОЛЯВІК, канд., техн. наук, ас., НТУУ «КПІ», Київ.

РОЗРОБКА АНАЛІТИЧНОГО МЕТОДУ РОЗРАХУНКУ РОЗМІРІВ І ФОРМИ ЗАГОТОВОК ДЛЯ ВИТЯГУВАННЯ КОРОБЧАСТИХ ВИРОБІВ

В статті наведено аналітичний метод для визначення розмірів і форми заготовок при витягуванні коробчастих виробів з використанням методу потенціалу. Проведені експериментальні та теоретичні дослідження підтвердили можливість розвитку методів визначення розмірів і форми заготовок при витягуванні коробчастих виробів за рахунок використання методу потенціалу; показали задовільну кореляцію між собою результатів, отриманих експериментально та розрахованих за допомогою програмних засобів, розроблених на основі відповідних математичних моделей процесів.

Ключові слова: витягування, коробчасті вироби, моделювання, «зворотне» витягування, «обернений» процес, метод потенціалів, оптимальна форма заготовки, розрахунок заготовки, проміжні переходи.

Вступ. До сьогодні не існувало єдиного загального методу визначення розмірів і форми заготовки для витягування деталей коробчастої форми. Але у довідковій літературі наведено велику кількість рекомендацій різних авторів, що базуються на різноманітних припущеннях для різних співвідношень параметрів коробчастих деталей [1-4]. До того ж алгоритм розрахунку та побудови заготовок відрізняється не лише у різних авторів, але і в межах рекомендацій одного автора в залежності від відносних розмірів деталей (рис. 1.).



$$m_{об} = \frac{4B}{\pi D} \quad m_{об} = \frac{2(A+B)}{\pi D} \quad m_{об} = \frac{2(A+B)}{0,5\pi(L+K)} \cdot \frac{S}{D} \cdot 100 \quad \frac{S}{(L+K)} \cdot 200 \quad m_{cp} = \frac{B-0,43r}{0,5\pi R_{n-1}}$$

$$R_{b_{n-1}} = \frac{B-0,43r}{1,57m_{cp}} \quad b_n = R_{b_{n-1}} - 0,5B = \frac{\left(1 - 0,785m_{cp} - 0,43 \frac{r}{B}\right) B}{1,57m_{cp}} \cdot \frac{S}{B} \cdot 100 \geq 2 \quad B \leq 50S$$

Рис. 1 – Способи побудови переходів при багатоопераційному витягуванні квадратних коробчастих виробів по Романовському В.П. [1]

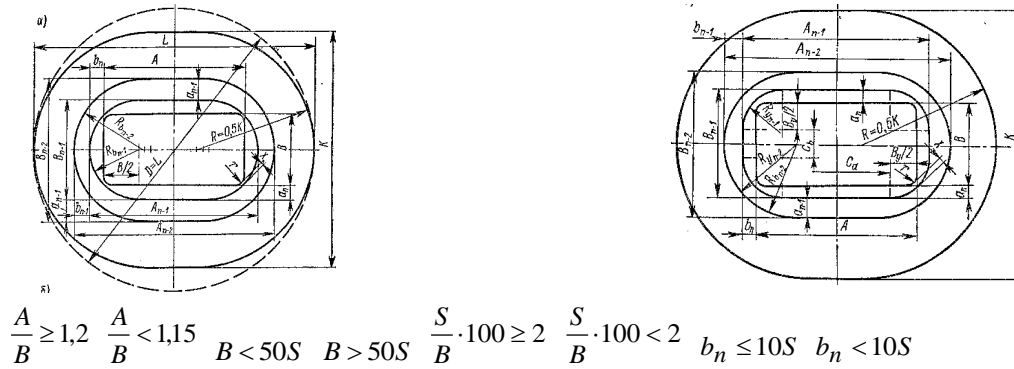


Рис. 2 – Способи побудови переходів при багатоопераційному витягуванні прямокутних коробчастих виробів по Романовському В.П. [1]

Навіть при дотриманні всіх рекомендацій наведених у довідковій літературі не можливо отримати раціональну форму заготовки (рис. 3.).



Рис. 3 – Утворення нерівного фланця при витягуванні прямокутних коробчастих деталей: а – [5], б – [1]

На практиці доводиться поетапно корегувати розміри і форму заготовки, а іноді і робочого інструменту, методом «проб і помилок», що потребує значних матеріально-технічних, а відповідно і економічних затрат, викликає зростання термінів підготовки виробництва, унеможливорює ефективне використання сучасних комп'ютерних методів проектування технології і оснащення виробництва деталей вказаного типу. Враховуючи, що потреба у деталях коробчастої форми (газові лічильники, корпуси приладів, що забезпечують непроникність при значному зовнішньому тиску і температурі, екрануючу здатність від електромагнітного випромінювання) була і залишається гострою, тому задача розробки більш досконалого методу розрахунку форми і розмірів заготовки для витягування коробчастих виробів є актуальною.

Як відомо, найбільш вивчений метод розрахунку розмірів заготовки і переходів для витягування циліндричних деталей із ізотропного матеріалу. Вихідний контур заготовки приймається еквідистантним контуру деталі (або контуру матриці), а її розмір визначається з умови рівності площ деталі та заготовки, тобто закон постійності об'єму замінюємо умовою сталості площ, через незначну зміну товщини заготовки в процесі деформації. З цього випливає, що вектор швидкості пластичної течії має радіальний напрямок, що еквівалентно тому, що пластична течія має потенціальний характер і поле

швидкості в точках кола радіуса r відповідає потенціалу швидкості від точкового витоку ідеальної нестисливої рідини:

$$\Pi = \frac{Q}{2\pi} \ln r \quad (1)$$

де Q – потужність (інтенсивність) витоку.

Еквіпотенціалами у цьому випадку, як відомо, є концентричні кола радіуса r . Потенціал поля і конфігурація потенціалів не зміняться, якщо інтенсивність точкового витоку замінити сумою рівномірно розподілених по замкнутому колу елементарних витоків:

$$Q = \sum \Delta q = \sum \Delta v_n = \sum r_0 \Delta Q v_n \quad (2)$$

Тому розрахунок розмірів та форми заготовки можна замінити визначенням потенціалу швидкості в деякій точці еквіпотенціалу з координатами (X_0, Y_0) , замінивши потужність витоку в центрі заготовки сумою елементарних витоків, розподілених на контурі матриці:

$$\Delta q = r_0 d\theta v_n = \Delta v_n, \quad (3)$$

Потенціал у цьому випадку визначається рівнянням:

$$\Pi(x_0, y_0) = \frac{v_n \cdot \Delta l}{2\pi} \sum_{j=1}^n \ln \rho_{jk} = C_0 \quad (4)$$

Визначивши постійну C_0 і розв'язавши відносно однієї з координат, наприклад, y , ми одержимо рівняння для побудови еквіпотенціалу, тобто контуру заготовки або його проміжного положення. Таким чином, методом потенціалу швидкості можна визначити форму і розміри заготовки для витягування вісесиметричних виробів.

Можливість витягування за один перехід визначається величиною коефіцієнту витягування:

$$m_0 = \frac{m}{D_3} = 1 - \varepsilon_{t \max} \quad (5)$$

Якщо допустимий коефіцієнт витягування для нових матеріалів нам невідомий, то можливість отримання деталі за один перехід або допоміжну кількість проміжних переходів можна визначити по допустимих розтягуючих напруженнях у небезпечному перерізі. Тобто, на цій стадії розробки технологічного процесу необхідно враховувати механічні властивості матеріалу і умови пластичності з диференціальних рівнянь рівноваги.

При витягуванні коробчастих виробів контур заготовки не є еквідістантним контуру деталі (або контуру матриці) і його конфігурація змінюється в процесі витягування.

Задача по визначенню координат точок зовнішнього контуру заготовки, які одночасно досягли б краю матриці, при витягуванні коробчастих деталей є досить складною. Виникає питання чи може метод потенціалу поля швидкості ідеальної нестисливої рідини бути застосований і у цьому випадку для визначення розмірів і форми заготовок коробчастих деталей.

Відомо, що модель течії в'язкої нестисливої рідини успішно застосовувалася при визначенні параметрів НДС при пластичній деформації твердого тіла. Можливість використання моделі течії нестисливої рідини при пластичній деформації твердого тіла пояснюється схожістю девіаторів напружень та девіаторів швидкостей деформацій. Чи може служити поле швидкостей течії ідеальної нестисливої рідини для моделювання пластичної деформації, в тому числі витягування невісесиметричних виробів. Відомі роботи Г.Я. Гуна, в яких отримано позитивні результати при моделюванні стаціонарних пластичних процесів (багатоопераційне витягування дроту складного поперечного перерізу, прокатування і пресування виробів із складною формою поперечних перерізів).

З теоретичної точки зору можливість моделювання процесу пластичної течії течією ідеальної нестисливої рідини замість моделювання течією в'язкої нестисливої рідини еквівалентна і зводиться до визначення умов спрощення рівняння Нав'є-Стокса:

$$\nabla^2 \vec{v} = \Delta \vec{v} = \text{grad div } \vec{v} - \text{rot} \cdot \text{rot } \vec{v} \quad (6)$$

до рівняння Ейлера:

$$\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} = \vec{F} - \frac{1}{\rho} \text{grad } p \quad (7)$$

і визначення наскільки такі умови можуть бути виконані при витягуванні вказаних деталей.

Так як відсутня завихреність при витягуванні коробчастих виробів, то:

$$\text{rot } \vec{v} = 0, \quad (8)$$

а з умови безперервності випливає: $\text{div } \vec{v} = 0$, що спрощує другий доданок рівняння Нав'є-Стокса.

З урахуванням вище наведеного, отримуємо:

$$\left[\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + (\vec{v} \cdot \nabla) \cdot \vec{v} \right] = \vec{F} - \frac{1}{\rho} \text{grad } p \quad (9)$$

Для стаціонарної повільної течії конвективна компонента прискорення:

$$(\vec{v} \cdot \nabla) \cdot \vec{v} = 0 \quad (10)$$

і в цьому випадку рівняння Нав'є-Стокса спрощується до рівняння Ейлера чим і пояснюється успішне моделювання стаціонарних процесів пластичної течії твердого деформованого тіла течією ідеальної нестисливої рідини в роботах Г.Я. Гуна [6]:

$$\vec{F} - \frac{1}{\rho} \text{grad } p = \frac{\partial \vec{v}}{\partial t}. \quad (11)$$

Слід зазначити, що витягування коробчастих виробів у порівнянні з волочінням являється суттєво нестаціонарним процесом і може лише наближатися до нього за характером поля швидкості при відносно незначних переміщеннях. Це було доведено у експериментах Щипунова Г.І., Дячкова В.Д.

Як видно з малюнку, траєкторії переміщення матеріальних точок співпадають з лініями току (рис. 4).

В експериментах Щипунова Г.І., Дячкова В.Д., та ін. [7] було показано, що при витягуванні прямокутних коробок траєкторії переміщень матеріальних частинок практично співпадають з лініями току.

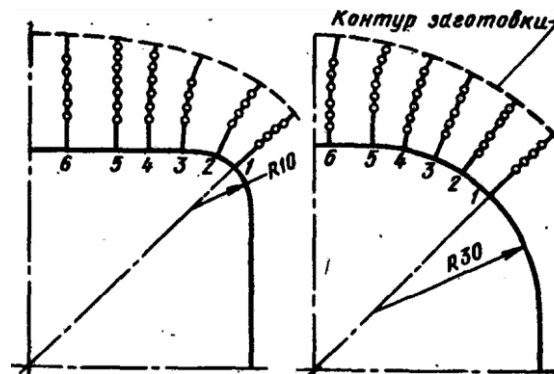


Рис. 4. Порівняння теоретичних і експериментальних траєкторій:
а – $R=10$ мм, б – $R=30$ мм, ---- -- теоретичні траєкторії [7].

Дана умова не є достатньою для обґрунтування стаціонарності процесу пластичної течії при витягуванні коробчастих виробів. Тому були проведені експерименти, щоб довести, що в умовах витягування глибоких виробів прямокутної та квадратної форми можливо допустити, що пластична течія у фланці наближається до стаціонарної.

Порівнюючи форму витісненої маси і форму контуру заготовки, розраховану методом потенціалів фіксуємо їх схожість. На підставі викладеного робимо висновок, що форму і розміри заготовок при витягуванні вказаних виробів можна визначити в першому наближенні методом потенціалу поля швидкості ідеальної нестисливої рідини, аналогічно процесу витягування циліндричних виробів. Але елементарні витоки для розрахунку потенціалу розподіляються не по всьому контуру матриці, а по контуру кутового заокруглення і границях жорсткої і пластичної зон. Для визначення координат точок екіпотенціалі, що служить контуром початкової заготовки, необхідно знати координати однієї точки, що належить контуру заготовки. Ця точка лежить на осі симетрії на відстані від контуру матриці, що дорівнює довжині твірної виробу:

$$P(x_n, y_n) = \frac{v_n}{2\pi} \sum_{j=1}^n \ln \left[(\xi_j - x_k)^2 + (\eta_j - y_k)^2 \right] = C_k \quad (12)$$

Вибираючи різні точки на осі симетрії, або на границі жорсткої і пластичної зон, що відповідають різній глибині витягування, ми знаходимо постійні C_k для потенціалей, що проходять через цю точку і визначають раціональну форму і розміри заготовок.

Для побудови сімейства екіпотенціалей розроблено алгоритм і програму розрахунку координат точок контуру [8]. Для цього потрібно розв'язати рівняння потенціалу відносно однієї координати, а потім знайти іншу координату:

$$\sum_{j=1}^n \ln \rho_j(x, y) = C'_k \quad y = y(C_i, x) \quad (13)$$

По сімейству екіпотенціалей можна побудувати сімейство ліній току.

Ширина смужки Δl між двома суміжними лініями току на кромці матриці однакова $\Delta l = const$. Ширина відповідних смужок на зовнішньому контурі заготовки – різна. Найбільша ширина ΔL_{max} знаходиться в зоні куткових заокруглень. Її ми можемо знайти методом впорядкування масиву.

Порівнюючи цю величину з розміром окружної деформації для вісесиметричних виробів можна стверджувати, що $\frac{\Delta l}{\Delta L_{max}}$ еквівалентна

коефіцієнту витягування $m = \frac{d}{D_{заг}}$ і при однакових значеннях $\frac{S}{B}$ та $\frac{S}{D}$ цей

параметр може бути використаний для визначення допустимого коефіцієнту витягування за аналогічним параметром для циліндричних виробів.

Можливість такого підходу була підтверджена у роботах Каткова В.Ф. (МАТІ).

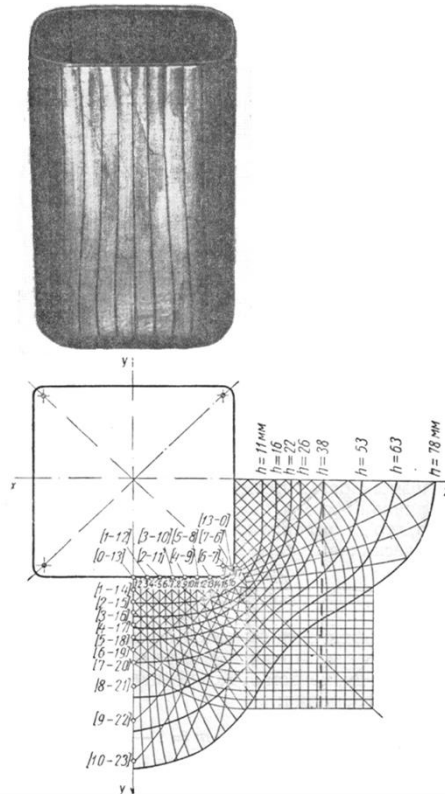


Рис. 5 – Розміри і форма оптимальних заготовок для витяжки квадратних коробок різної висоти та деталь, одержана із оптимальної заготовки ($H/B=0,95$) [9].

Так як реологічні властивості деформованого твердого тіла суттєво відрізняються від деформації нестисливої ідеальної рідини – цей метод можна розглядати тільки як перше наближення для визначення раціональної форми заготовки.

Знаючи перше наближення (форму і розміри заготовки) наступні наближення можна уточнити методом комп'ютерного моделювання. Для цього

найкраще використати одну із програм МСЕ. Нами використовувався програмний комплекс DEFORM-3D, який дозволяє внести необхідну корекцію як у розміри, так і у форму заготовки, а також визначити розподіл і величину напружень в осередку деформації.

Основні етапи комп'ютерного моделювання включають побудову твердотільних моделей заготовки та інструментів.

Реологічна модель базується на стандартних рівняннях рівноваги при умові пластичності

$$\sigma_i = \sqrt{3|I_2(D_\sigma)|} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}, \quad \sigma_s = A \cdot \varepsilon_i^n.$$

В процесі комп'ютерного моделювання створюється твердотільні моделі заготовки та інструментів для витягування за допомогою однієї з програм 3D-моделювання, після чого їх об'єм розбивається на кінцеві елементи.

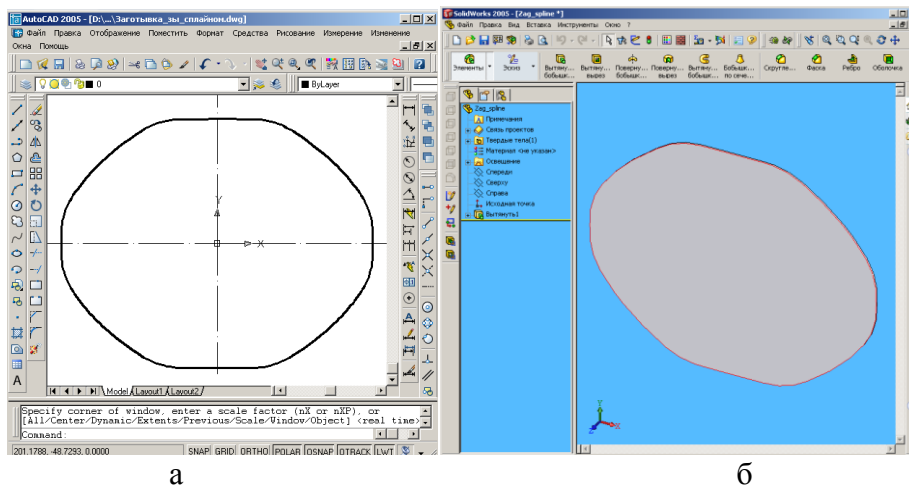


Рис. 6.– Інструменти, створені у SolidWorks: а– креслення та б – твердотільна модель заготовки для витягування порожнистого коробчастого виробу.

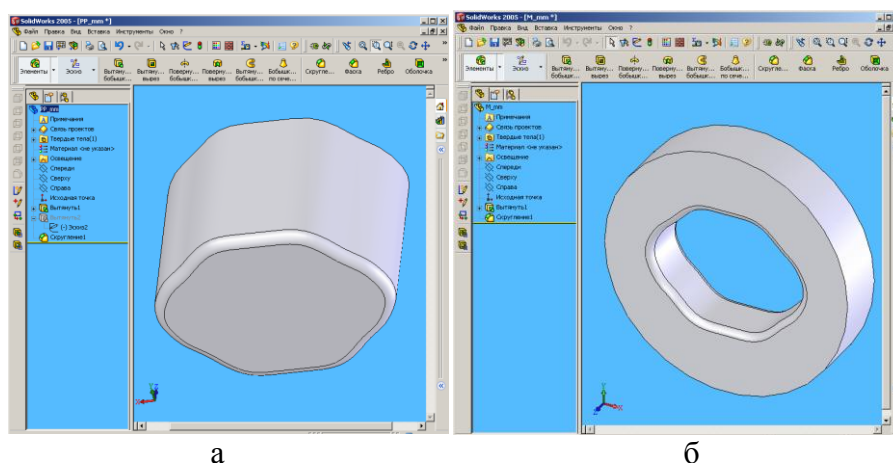


Рис. 7 - Твердотільні моделі: а – пуансона і б– матриці для першого переходу витягування коробчастого виробу.

Приклад створених таким чином у SolidWorks інструментів показано на рис. 6., а саме: пуансону і матриці для першого переходу. Тому вони мають досить складний профіль. На рис. 7.б. представлено твердотільну модель

матриці для першого витягування, яка повторює контур пуансона, але на відміну від нього її контур є еквідистантним контуру пуансона у плані. Зазор між пуансоном і матрицею розраховуємо із співвідношення 1,2 S.

Виходячи з результатів чисельного моделювання можна отримати розподіл напруження у об'ємі деталі та ступінь використання ресурсу пластичності. При умові його вичерпання можна змінити контури інструменту та відкоригувати форму і розміри заготовки – а відтак і початкові та крайові умови, що дозволяє з легкістю робити попереднє моделювання.

Висновки. За результатами проведених досліджень можна зробити висновки про те, що:

1. Вперше на основі гідродинамічної аналогії середовища розроблено єдиний підхід до розрахунку заготовок для витягування порожнистих виробів коробчастої форми незалежно від їх геометричних параметрів.

2. Для обґрунтування можливості і ефективності такого підходу вперше запропонований і експериментально підтверджений метод «зворотного» витягування, спроектований і виготовлений оригінальний пристрій для його реалізації.

3. Для визначення розмірів і побудови заготовок для витягування деталей типу квадратних і прямокутних у плані коробок вперше розроблено метод, що використовує властивості плоского потенціального поля швидкостей течії ідеальної нестисливої рідини. За рахунок цього можна підвищити коефіцієнт використання металу до 80-90%.

4. Показано, що процес і результати формоутворення порожнистих коробчастих виробів із плоскої заготовки, що впливає з форми екіпотенціалей та ліній току зазначеного поля швидкостей в цілому відповідає існуючим аналогічним результатам, отриманим методом ліній ковзання, що підтверджує коректність припущень, покладених в основу запропонованого методу та можливість використання в розрахунках заготовок деяких рекомендацій інших авторів.

5. Експериментально доведено, що запропонований метод розрахунку розмірів і побудови форми заготовки спрощує розробку технологічного процесу та скорочує необхідний для цього час майже удвічі.

6. Запропонований у роботі метод визначення розмірів і форми заготовки для витягування коробок прямокутної і квадратної в плані форми поєднує аналітичний і комп'ютерний підхід, що суттєво (на 30%) скорочує терміни підготовки виробництва, що приводить до зростання ефективності виробництва у 1,8...2,5 рази.

7. Одержані результати та рекомендації з визначення розмірів і форми заготовок для витягування квадратних і прямокутних в плані коробок забезпечують основу для розробки САПР технологічних процесів і штамів виготовлення деталей зазначеного типу.

Список літератури: 1. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – 6-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1979. – 520 с., ил. 2. Вайнтрауб Д.А., Технологические расчеты при вытяжке высоких прямоугольных деталей. – Л.: Ленинградский дом научно-технической пропаганды, 1969. 3. *Руководящий технический материал.* РТМ 34-65. Штампы для холодной

листовой штамповки. Расчеты и конструирование,- М: ВНИИНМАШ, Издательство стандартов, 1966. 4. *Справочник конструктора штампов: Листовая штамповка* /Под общ. ред. Л.И. Рудмана. – М.: Машиностроение, 1988. – 496 с.: ил. – (Б-ка конструктора). 5. L. Fratini, E. Lo Valvo, I. Napoli, D.I. Russo, Ingegnerizzazione di processi di imbutitura di vaschette rettangolari, lamiera, è un mensile tecniche nuove, dicembre, 1997, 77-80. 6. Гун Т.Я. *Пластическое формоизменение металлов* / Т.Я. Гун, П.И. Полухин, В.П. Полухин и др. // М.: Издательство «Металлургия», 1968. – 420 с. 7. *Щиунов Г.И., Дьячков В.Д., Булдаков В.И.*, Кинематика фланца в процессе листовой вытяжки деталей коробчатых форм. – Кузнечно-штамповочное производство, 1971. – №12. 8. *Стеблюк В.І.* Побудова контуру заготовки на основі математичної моделі процесу витягування порожнистих виробів коробчастої форми / Стеблюк В.І., Холявік О.В. // *Обработка материалов давлением* №1 (20), 2009, 63-66. 9. Катков В.Ф. *Оборудование и средства автоматизации и механизации заготовительно-штамповочных цехов: Учебник для авиационных вузов.* М.: Машиностроение, 1985. – 384 с.

Надійшла до редколегії 04.11.2013

УДК УДК 621.983

Розробка аналітичного методу розрахунку розмірів і форми заготовок для витягування коробчастих виробів / Стеблюк В. І, Холявік О. В. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – №43 (1016). - С.220-228. Библиогр.:11 назв.

В статье приведен аналитический метод для определения размеров и формы заготовок при вытяжке коробчатых деталей с использованием метода потенциала скорости течения идеальной жидкости. Проведенные экспериментальные и теоретические исследования подтвердили возможность развития метода определения размеров и формы заготовок при вытяжке коробчатых деталей с использованием метода потенциала скорости течения идеальной жидкости; показали удовлетворительную сходимость результатов, полученных экспериментально и рассчитанных с помощью программ, разработанных на базе соответствующих математических моделей.

Ключевые слова: вытяжка, коробчатые детали, моделирование, «обратная» вытяжка, метод потенциалов, оптимальная форма заготовки, расчет заготовки, промежуточные переходы.

In article provides to the improvement of analytical methods for the calculation of the size and shape of blanks in the drawing box-like parts through the use of the method of building. The experimental and theoretical studies have confirmed the possibility of development of methods for determining the size and shape of pieces in the drawing box-like parts through the use of the method of building and showed a satisfactory correlation between the results obtained experimentally and calculated using the programs developed on the basis of the corresponding models.

Keywords: extraction, box-type wares, design, «reverse» extraction, «reverse» process, method of potentials, optimum form of preparation, calculation of preparation, intermediate transitions.

УДК 620.179

Г. М. СУЧКОВ, докт .техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»;
С. Н. ГЛОБА, канд .техн. наук, доц., НТУ «ХПІ»;
ЛЕ ЧИ ХИЕУ, аспірант, НТУ «ХПІ».

ВИХРЕТОКОВЫЙ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ ДЛЯ КОНТРОЛЯ ТОЛЩИНЫ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ НА МЕТАЛЛОИЗДЕЛИЯХ

Разработана модификация компенсированного вихретокового преобразователя (ВТП), обладающего повышенным диапазоном измерений. Выполнены экспериментальные исследования ВТП, которые подтвердили перспективность его применения при контроле толщины диэлектрических покрытий на металлоизделиях.

Ключевые слова: толщинометрия, диэлектрическое покрытие, металлоизделие, вихретоковый преобразователь.

Введение. Определяющую роль в защите изделий от поражения различными воздействиями являются неэлектропроводные покрытия (краска,

пластик и т.п.), которые наиболее часто применяются не только Украине, но и за рубежом. Подавляющее количество изделий и объектов изготовлено из металлов и требуют применения таких защитных покрытий. Толщины покрытий могут составлять от долей микрометров до десятков миллиметров. При этом нанесение излишнего слоя покрытия приводит к ухудшению защитных свойств и существенным материальным потерям. Недостаточный слой покрытия приводит к преждевременному выходу изделий из эксплуатации. Поэтому требуются приборы и методы для контроля толщины неэлектропроводных покрытий на электропроводных изделиях и объектах.

Актуальность исследования. Важную роль в области неразрушающего контроля толщины покрытий играет вихретоковый метод [1-3]. Он является традиционным для измерения толщины покрытий на изделиях, поверхностной дефектоскопии, определения физико-механических характеристик электропроводящих материалов и т.п. Приборы для вихретокового контроля достаточно просты в эксплуатации, надежны и не слишком дороги [1]. В то же время показания традиционных вихретоковых устройств существенно зависят от электропроводности и магнитной проницаемости материала изделий. Эти физические величины сложным образом зависят от структуры материала, температуры, наличия механических напряжений, формы поверхности изделий и т.п. Таким образом, имеет место специфика неразрушающего контроля, обусловленная многогранным влиянием мешающих факторов, которые могут привести к существенным ошибкам в оценке качества изделия. Для уменьшения влияния мешающих факторов многие авторы идут по пути усложнения методов контроля (многопараметровые) и соответственно, существенному усложнению и удорожанию вихретоковых приборов [1-2]. В свою очередь, усложнение аппаратуры вихретокового контроля приводит к появлению дополнительных воздействий, обусловленных увеличением количества блоков устройства контроля. Это не позволяет существенно повысить эффективность определения толщины неэлектропроводных покрытий. Упомянутые приборы имеют достаточно узкий диапазон контролируемых толщин. Приходится разрабатывать целые группы приборов, что также удорожает и ограничивает объемы использования вихретокового контроля [3].

Значительные потенциальные преимущества вихретокового контроля толщины покрытий, с одной стороны, недостаточная чувствительность, точность, недостаточная аналитическая обоснованность, с другой, привели к появлению актуальной для промышленности научно-практической задачи. Ее суть заключается в создании нового прибора с трансформаторным компенсационным ВТП, который обеспечит увеличение диапазона контролируемых толщин с дифференциацией чувствительности в разных участках диапазона измерений.

Основные материалы исследований. Катушки вихретокового датчики являются важной частью любого индукционного контрольного устройства. Они

могут иметь различную форму. Конструкция и размеры датчиков выбираются на основе условий контроля. Учитываются размеры и форма контролируемого объекта, его однородность и т.д. [2].

Проходные и накладные датчики могут быть одно катушечными или двух катушечными, выполненными по трансформаторной схеме. Иногда используется несколько измерительных катушек, включаемых последовательно или навстречу друг другу. Часто в проходных датчиках для обеспечения равномерности поля катушку возбуждения выполняют из двух последовательно соединенных секций. Измерительную катушку помещают между ними.

Как известно, однородность поля получается посередине между половинами возбуждающей катушки, когда расстояние между этими половинами равно радиусу катушки. Такие системы по принципу действия приближаются к кольцам Гельмгольца.

Проходные датчики, построенные по принципу колец Гельмгольца, позволяют значительно уменьшить влияние вибрации и перемещения контролируемого объекта в вертикальной плоскости. Важной характеристикой является ширина измерительной катушки, поскольку от ее ширины зависит чувствительность прибора [2]. Однако, проходные катушки имеют ограниченное применение из-за малого сортамента симметричных протяженных изделий.

Применяют комбинации из накладных и проходных катушек, например, для обнаружения трещин в стальных шарах используют четыре плоские катушки, расположенные взаимно перпендикулярно. Измерительная кольцевая катушка помещается посередине между ними. Известны проходные системы, в которых образуются вращающиеся или бегущие электромагнитные поля. Еще разнообразнее форма и конструкция накладных датчиков.

При конструировании накладных датчиков для дефектоскопов и толщиномеров традиционно стремятся к уменьшению их диаметра. Однако, это приводит к увеличению чувствительности в отношении локальных участков с неоднородностью магнитной проницаемости и электропроводности материала изделия.

Применяют однокатушечные и двухкатушечные датчики, а иногда и датчики с несколькими измерительными катушками разного диаметра [1-2]. На очень высоких частотах применяют спиральные катушки, намотанные в виде часовой спиральной пружины. Накладные катушки и датчики выполняют по форме зуба шестерни, вытянутыми в длину в виде узкого прямоугольника или эллипса, согнутыми по форме цилиндрической детали и др.

При конструировании накладных и экранных датчиков учитывают, что на расстоянии, приблизительно равном 10 радиусам катушки, ее поле почти полностью затухает. В катушках, длина которой в 5 раз и более превышает радиус, верхняя часть витков практически не участвует в создании возбуждающего электромагнитного поля. Плоские катушки большого диаметра дают лучшие результаты, чем высокие катушки малого диаметра. Диаметр катушек с ферритовыми сердечниками, как правило, превышает диаметр

сердечников не более чем в 2-3 раза. Однако, преобразователи с ферритовыми сердечниками являются существенно температурозависимыми [1-2]. Для уменьшения влияния температуры эффективные двухкатушечные вихретоковые датчики включаются по компенсационной схеме. С той же целью возбуждающие индукторы ВТП мотают проводом с высоким активным сопротивлением. Для работы в горячих средах в качестве основы индукторов используют сердечники из кварца, керамики или выполняют из охлаждаемых медных трубок. Таким образом, для решения задачи расширения контролируемых диапазонов толщин покрытий необходимо изготавливать ВТП трансформаторного типа с компенсацией влияния зондирующего поля на принимаемый сигнал. Датчик не должен содержать температурозависимых сердечников. Должно быть исключено влияние фазовых искажений при компенсации влияния возбуждающего поля. Поэтому предпочтительно использовать для регистрации амплитуды полезного сигнала одну катушку.

Для решения поставленной задачи предложен трансформаторный компенсированный вихретоковый преобразователь, схематическая конструкция которого показана на рис. 1. Возбуждающая катушка 1 выполнена проводниками, лежащими в одной плоскости. Аналогично выполнена приемная катушка 2. Относительно друг друга приемная 1 и возбуждающая 2 катушки расположены так, что плоскости, в которых они лежат, взаимно перпендикулярны. При таком расположении катушек ток $I = I_0 \sin \omega t$, проходящий через проводники возбуждающей катушки 1 не будет возбуждать в приемной катушке 2 э.д.с.

Следовательно, полезный сигнал будет выделяться не на фоне мощного возбуждающего сигнала. Если при изготовлении вихретокового преобразователя не удалось полностью скомпенсировать «наводку» от возбуждающего сигнала, то достаточно незначительно сместить проводники приемной или возбуждающей катушек относительно друг друга, добившись, таким образом, полной компенсации амплитуды наводки. При этом фаза сигнала может меняться, но влиять на пиковое значение амплитуды полезного сигнала не будет. Разработанные модификации макетов ВТП для контроля толщины покрытий приведены на рис.2.

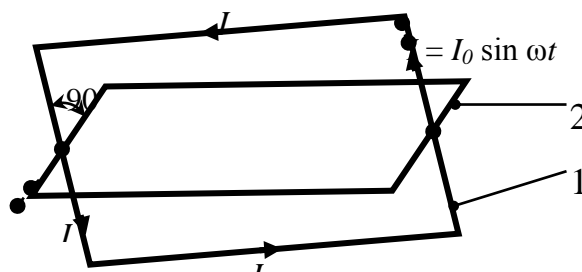


Рис. 1 – Взаимное расположение возбуждающей и приемной катушек трансформаторного компенсированного ВТП



Рис.2. – Модификации компенсированных трансформаторных ВТП для контроля толщины покрытий

Перед проведением контроля проводится предварительная калибровка прибора на образце изделия, изготовленного из того же материала, что и контролируемый объект и имеющего такую же форму поверхности. Первичное измерение амплитуды принятого сигнала проводят без наличия модели покрытия. Полученное значение амплитуды запоминают. Затем помещают на поверхность изделия последовательно неэлектропроводные прокладки различной толщины и запоминают соответствующую последовательность принятых амплитуд. Диапазон толщин калибровочных прокладок должен перекрывать возможный диапазон толщин покрытий, установленный нормативно-технической документацией на контроль.

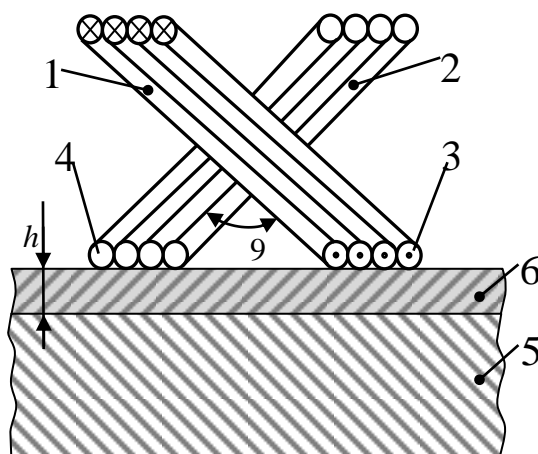


Рис.3 – Принцип работы компенсированного ВТП

Работает устройство следующим образом, рис. 3. Преобразователь помещается на поверхность покрытия таким образом, что рабочие участки 3 и 4 возбуждающей катушки 1 и приемной катушки 2 соответственно обращены к изделию 5. В возбуждающей катушке 1 инициируют высокочастотный ток $I = I_0 \sin \omega t$ (или импульсный ток с заданными характеристиками). В поверхностном слое изделия 5 под покрытием 6 толщиной h формируется вихревой ток.

Взаимодействие возбуждающего электромагнитного поля и электромагнитного поля созданного вихревым током приводит к возбуждению в приемной катушке 2 Э.Д.С., амплитуда которой зависит от толщины покрытия b . Сравнивая полученное значение амплитуды с калибровочной зависимостью, определяют толщину h покрытия. Переносят вихретоковый преобразователь на другую точку поверхности изделия и повторяют контроль. Таким образом, путем сканирования выполняется контроль толщины покрытия на всей поверхности изделия.

Для проверки работоспособности разработанного преобразователя выполнены экспериментальные исследования с помощью стенда, блок-схема которого приведена на рис.4. Стенд содержит блок управления и регистрации, генератор, объект контроля (ОК), вихретоковый преобразователь ВТП с катушкой возбуждения W_b и регистрирующей катушкой W_p , усилитель УС и устройство отображения информации. Для исследований использованы ВТП различных размеров (см. рис.2) с возможностью их настройки на различную частоту. Экспериментальные исследования показали, что рациональным, с точки зрения получения максимального отношения амплитуды принятого сигнала и шума, является частотный диапазон 0,1...1 МГц. Больше отношение сигнал-шум получается при более низких частотах из указанного диапазона.

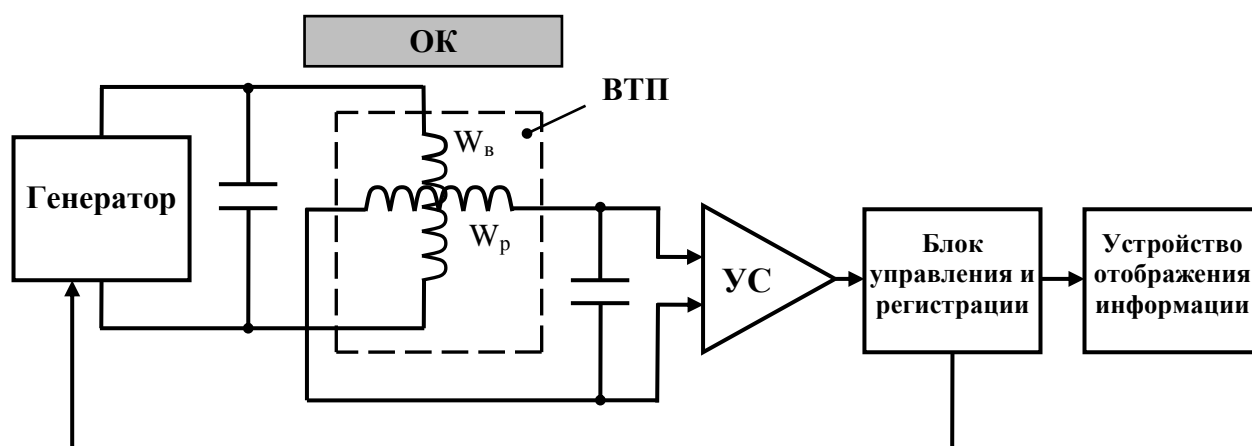


Рис.4 – Блок-схема стенда для исследований компенсированных ВТП

Для выполнения экспериментальных исследований использованы плоские образцы из стали ст.20, свинца, алюминия, нержавеющей стали, сталей 09Г2С, У7, трубной, ШХ-15, спецсплава с памятью формы, меди. Моделями покрытий служили пластинки из стеклотекстолита различной толщины. Точное значение толщины пластин определялась с помощью микрометра. Питающее гармоническое напряжение формировалось генератором с частотой 220 кГц. Ток в возбуждающей катушке поддерживался равным 90 мА. В таблице приведены полученные результаты.

Таблица. Зависимость амплитуды полезного сигнала и шума на приемной катушке ВТП от толщины модели неэлектропроводного покрытия на основаниях из различных материалов

h, мм	Сви- нец, В	Сталь ст.20, В	Сталь ШХ-15, В	Алю- миний, В	Нерж. сталь, В	Ла- тунь, В	Труб- ная сталь, В	Сталь 09Г2С, В	Спец. сплав, В	Сталь У7, В	Медь, В
0,00	17,0	10,0	9,00	21,00	14,0	18,5	7,60	9,00	10,0	9,00	21,5
0,09	16,0	9,00	8,50	20,00	13,5	18,5	7,20	7,50	9,50	8,00	20,0
0,16	15,5	9,00	8,00	19,00	12,0	17,5	6,60	7,20	9,25	8,00	18,5
0,20	15,0	9,00	8,00	19,00	12,0	17,5	6,40	6,80	9,00	7,00	18,0
0,22	15,0	8,00	7,80	17,10	11,5	16,0	6,20	6,60	7,80	7,00	17,5
0,32	13,0	7,00	6,80	16,00	10,5	15,0	5,80	6,60	7,60	7,00	15,0
0,46	13,0	7,00	6,80	16,00	10,5	14,5	5,80	5,80	7,60	7,00	15,0
0,51	12,5	7,00	6,50	15,50	10,0	14,0	5,40	5,80	7,00	6,50	14,5
0,60	12,0	6,50	6,00	14,00	9,00	13,0	5,00	5,00	6,80	6,00	12,5
0,79	11,0	6,50	6,00	14,00	9,00	12,0	5,00	5,00	6,60	6,00	11,5
0,80	10,0	6,00	5,00	14,00	8,25	11,0	4,20	4,40	6,00	5,00	10,5
0,92	10,0	6,00	5,00	12,50	8,20	11,0	4,20	4,40	6,00	5,00	5,80
1,41	7,00	5,00	4,90	9,50	6,80	10,0	3,65	3,70	5,40	4,50	5,00
1,44	7,00	4,00	4,00	9,00	6,50	7,70	3,10	3,15	4,60	4,00	4,20
2,00	5,00	3,50	3,00	6,00	4,20	5,20	1,95	2,20	3,30	3,00	3,30
2,34	4,50	3,00	3,00	4,80	3,60	4,20	1,95	1,75	2,80	3,00	2,90
2,59	3,00	2,50	2,50	4,00	2,75	3,35	1,45	1,40	2,35	2,00	2,90
3,80	3,00	2,00	2,00	1,90	1,60	1,85	0,85	0,83	1,35	2,00	1,50
4,00	2,00	2,00	2,00	1,60	1,23	1,40	0,65	0,65	1,10	2,00	1,00
4,47	2,00	1,50	1,50	1,15	0,93	1,13	0,54	0,48	0,85	1,00	0,76
5,14	2,00	1,50	1,50	0,95	0,80	0,90	0,48	0,44	0,74	1,00	0,64
5,16	1,00	1,50	0,50	0,90	0,68	0,75	0,43	0,36	0,68	1,00	0,54
9,21	0,16	0,10	0,08	0,16	0,14	0,15	0,09	0,06	0,17	0,08	0,13
10,17	0,12	0,09	0,05	0,10	0,09	0,11	0,05	0,04	0,12	0,08	0,08

Выводы. Анализ результатов приведенных в таблице позволяет сделать ряд выводов:

1. Свойства материала подложки существенно влияют на результат контроля. Причем это влияние различное при различных толщинах покрытия. Оно наибольшее при малых толщинах покрытия и уменьшается по мере увеличения его толщины.

2. При подготовке к проведению контроля необходимо калибровать прибор для измерения толщины покрытия на образце из того же материала, что и контролируемый объект с учетом его формы.

3. Чувствительность разработанного преобразователя максимальна при малых значениях толщины покрытия и плавно уменьшается с увеличением толщины покрытия.

4. Установлено, что разработанный тип преобразователя позволяет расширить диапазон контролируемых толщин покрытий.

Список литературы: 1. Неразрушающий контроль: Справочник: В 7 т. Под общ. ред. В.В. Клюева. Т. 2: В 2 кн. Книга 2: Вихретоковый контроль. – М.: Машиностроение, 2003. – 688 с. 2. *Потапов А.И., Сясько В.А.* Неразрушающие методы и средства контроля толщины покрытий и изделий / Научное, методическое, справочное пособие. – Санкт-Петербург: СПб, 2009. – 904 с. 3. *Валитов А.М.-З., Шилов Г.И.* Приборы и методы контроля толщины покрытий. – М.: Машиностроение, 1970. – 120 с.

Надійшла до редколегії 24.11.2013

УДК 620.179

Вихретоковый преобразователь для контроля толщины диэлектрических покрытий на металлоизделиях / Сучков Г. М., Глоба С. Н., Ле Чи Хиеу // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Нові рішення у сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2013. – №43 (1016). - С.228-235. Библиогр.:11 назв.3

Розроблено модифікацію компенсованого вихрострумowego перетворювача (ВТП), що має підвищений діапазон вимірювань. Виконано експериментальні дослідження ВТП, які підтвердили перспективність його застосування при контролі товщини діелектричних покриттів на металовиробах.

Ключові слова: толщинометрія, діелектричне покриття, металовиріб, вихрострумний перетворювач.

The modification of the compensated eddy current probe (ECP) has been developed, which has a high range of measurement. Experimental researches of ECP performed, which confirmed the promise of its application in the control the thickness of the dielectric coatings on the metal products.

Keywords: thickness-measurement, dielectric coating, metal product, eddy current probe.

ЗМІСТ

Алиева Л. И., Жбанков Я. Г., Станков В. Ю Ковка поковок типа валов с продольным сдвигом специальными бойками.....	3
Антоненко А. В., Павлюк А. В., Разиньков Н. А., Кононенко Д. Ю. Ресурсосберегающая технология получения заготовок ободов колес с использованием агрегата продольно-поперечной резки.....	11
Ахлестин А. В. О некоторых вопросах разработки и применения валков профилегибочных станов с отдельным вращением формирующих элементов.....	19
Байков Е.В. Продольная разнотолщинность двухслойных биметаллических лент.....	27
Беликов С. Б., Шевченко В. Г., Рязин С. Л. Влияние температуры и скорости деформации на механические свойства сталей, применяемых в канстроении	32
Бережний М.М., Чубенко В.А., Хіноцька А.А., Шепель А., Чубенко В. Взаємодія технологічних параметрів в осередку деформації при сталому процесі прокатування	36
Боровик П. В., Селезнёв М. Е. Повышение качества толстых листов за счёт применения шевронного ножа новой конструкции.....	41
Бруль С. Т. К вопросу моделирования реакции корпусов легкобронированных машин на действие ударно-импульсных нагрузок	46
Гапонов В. С., Музыкин Ю. Д., Татьков В. В. , Путноки А. Ю., Войтович А. И., Федоренко И. М. Измерительный комплекс для определения износа боковой поверхности зубьев.....	51
Грибков Э. П., Данилюк В. А. Экспериментальные исследования технологии производства порошковых лент.....	56
Гринкевич В. А., Краев М. В., Шевченко Т. Н., Краева В. С. Экспериментальное исследование влияния слабого по энергии внешнего магнитного поля на свойства углеродистых сталей.....	60
Грушко А. В. Изучение двухпараметрической степенной кривой упрочнения на основе твердости и характеристик прочности металла	66
Гусачук Д. А., Савчук П. П., Фещук Ю. П., Мельничук М. Д. Вплив температури на характер пластичної деформації високомістих чавунів	72
Дитиненко С. А., Новиков Ф. В., Иванов И. Е. Определение шероховатости обработанной поверхности при шлифовании.....	78
Драгобецкий В. В., Пузырь Р. Г., Аргат Р. Г. Выбор и обоснование методов теоретических исследований процесса деформирования осесимметричных заготовок.....	86
Євстратов В. О., Левченко В. М. Оцінка силового режиму штампування у закритому штампі деталей типу фланців.....	94

Автушенко Н. С. Исследование свойств регенерируемых песков.....	99
Ищенко О. А., Грабовский А.В., Ткачук А. В., Кротенко Г. А., Ткачук Н. А. Анализ влияния свойств фиксирующего материала на напряженно-деформированное состояние системы «базовая плита – направляющие колонки» разделительных штампов	104
Забара А. С. Исследование деформаций металла в местах изгиба при осадке гнутых профилей замкнутого сечения.....	109
Злочевська Н. К. Закономірності формування структурних та механічних властивостей сплава системи Zr-Nb в умовах інтенсивних пластичних деформацій.....	114
Калюжний В. Л., Піманов В. В., Олександренко Я. С. Вплив кута конусу пуансону на силові режими і якість виробів при роздачі трубчастих заготовок із сталі 12X18H10T	120
Калюжний О. В. Інтенсифікація холодної роздачі трубчастих заготовок конічним пуансоном.....	126
Краснокутский А. М., Шевченко М. М. Область применения фрикционной штамповки-вытяжки.....	131
Кузьменко В. И., Целуйко А. И. Анализ проблем и постановка задачи исследования процесса выдавливания стержневых конических деталей.....	135
Кухарь В. В., Василевский О. В. Экспериментальные исследования режимов кузнечной протяжки заготовок с обкаткой в комбинированных бойках.....	139
Лавриненков А. Д. Выглаживание деталей из титановых сплавов с использованием металлосодержащей смазки.....	148
Маковей В. О., Проценко П. Ю. Особливості профілювання одно- та трьохзахідних гвинтоподібних труб.....	153
Марков О. Е. Разработка схемыковки валов с интенсивными пластическими деформациями.....	162
Медведев В.С., Базарова Е.В., Чичкан А.А., Шпаков В.А. Моделирование напряженно-деформированного состояния элементов кассет с неприводными вертикальными валками для чистовых клетей сортовых станов.....	169
Мовшович А. Я., Резниченко Н. К., Кочергин Ю. А. Совершенствование развития высоких технологий в машиностроении в свете ресурсосбережения и энергоэффективности.....	179
Новиков Ф. В., Рябенков И. А., Крюк А. Г. Обоснование выбора оптимальных вариантов механической обработки высокоточных деталей	185
Носуленко В. І., Шмельов В. М. Розмірна обробка електричною дугою в штампово-інструментальному виробництві	189
Попивненко Л. В., Ерёмкин Е. А., Бочанов П. А., Руденко Н. А. Пути совершенствования системы управления паровоздушных штамповочных молотов	195

Присяжний А. Г., Коренко М. Г., Сотсков В.С.

Уточненный метод расчета сил, действующих на подшипники рабочих валков станов холодной прокатки тонколистовой стали 201

Симсон Э. А., Scicluna Steven, Хавин В. Л., Автономова Л. В.

Влияние трения на напряженно-деформированное состояние кольца при холодной раскатке..... 206

Стасевский С. Л., Угрюмов Ю. Д., Гармашов Д. Ю., Ксёиз А. А.

Пути уменьшения технологической обрезки на пилигримовом стане..... 211

Стеблюк В. І, Холявік О. В.

Розробка аналітичного методу розрахунку розмірів і форми заготовок для витягування коробчастих виробів..... 220

Сучков Г. М., Глоба С. Н., Ле Чи Хиеу

Вихретоковый преобразователь для контроля толщины диэлектрических покрытий на металлоизделиях..... 228

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
«ХПІ»**

Збірник наукових праць

Серія:

Нові рішення в сучасних технологіях

№43(1016)

Науковий редактор чл.-кор. НАН України, д-р техн. наук, проф. Є. І. Сокол

Технічний редактор Т.Л. Коворотний, О.С. Курандо

Відповідальний за випуск: к. т. н. Г. Б. Обухова

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ: 61002, Харків, вул.. Фрунзе, 21, НТУ «ХПІ».
Рада молодих учених і спеціалістів РМУС, тел. (057)707-60-40, e-mail:
kovotima@gmail.com

Обл.-вид. №102-13

Підп. до друку 17.11.2013 р. Формат 60x84/16. Надруковано на різнографії
Gestetner 6123CP. Ум.-друк. арк. 9,8. Облік.вид.арк. 10, 0.

Наклад 300 прим. Зам. №58. Ціна договірна

Видавничий центр НТУ «ХПІ».

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 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 № 2779 від 28.02.2007 р.