

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

ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
«ХПІ»

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

№ 24 (1133) 2015

Збірник наукових праць

Видання засновано у 1961 році

Харків
НТУ «ХПІ» 2015

Вісник Національного технічного університету «ХПІ»

Збірник наукових праць. Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133)– 188 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. Єпіфанов, канд. техн. наук, проф.; Ю. І. Зайцев, канд. техн. наук, проф.; П. О. Качанов, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Клепиков, д-р техн. наук, проф.; С. І. Кондрашов, д-р техн. наук, проф.; В. М. Кошельник, д-р техн. наук, проф.; В. І. Кравченко, д-р техн. наук, проф.; Г. В. Лісачук, д-р техн. наук, проф.; О. К. Морачковський, д-р техн. наук, проф.; В. І. Николаєнко, канд. іст. наук, проф.; П. Г. Перерва, д-р екон. наук, проф.; В. А. Пуляєв, д-р техн. наук, проф.; М. І. Рищенко, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Самородов, д-р техн. наук, проф.; Г. М. Сучков, д-р техн. наук, проф.; М. А. Ткачук, д-р техн. наук, проф.; Ю. В. Тимофеев, д-р техн. наук, проф.

Редакційна колегія серії:

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

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

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

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

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

Рекомендовано до друку вченою радою НТУ «ХПІ»

Протокол № 9 від 30 жовтня 2015 р.

© Національний технічний університет «ХПІ», 2015

УДК. 621.771.07:669.24/29

А. К. АВТУХОВ, канд. техн. наук, доц., ХНТУСГ ім. П. Василенка, Харків

ПОДБОР В КОМПЛЕКТ ДВУХСЛОЙНЫХ ХРОМОНИКЕЛЕВЫХ ВАЛКОВ ИСПОЛНЕНИЯ ЛПХНМД

В статье представлены основные методы, используемые при комплектовании двухслойных хромоникелевых валков перед установкой в клетку листовых станов. Приведены результаты по изучению возможности прогнозирования наработки валков. Показано, что магнитный контроль по коэрцитивной силе рабочего слоя прокатных валков при комплектовании позволяет подобрать валки с одинаковым ресурсом и повысить эффективность их использования.

Ключевые слова: прокатные валки, комплектование валков, рабочий слой, ресурс, магнитный контроль, коэрцитивная сила.

Введение. Основной задачей металлургической промышленности является повышение эффективности и улучшения качества выпускаемой продукции. В прокатном производстве это связано с расширением сортамента металлопроката, сокращением затрат на его производство, увеличением межремонтного периода эксплуатации прокатного оборудования.

Себестоимость производства металлопроката в значительной степени зависит от расхода прокатных валков.

Анализ состояния вопроса. Одним из признанных путей сокращения расхода валков и продления их стойкости является разработка новых подходов к комплектации их в пары перед установкой в клетку [1].

При подборе валков учитывают химический состав, твердость, продолжительность естественного старения (в случае, если они не термообработаны), геометрические размеры [2].

В последние годы для подбора валков в комплект стали использовать неразрушающие методы контроля: ультразвуковой, вихретоковый и магнитный.

Анализ основных достижений и литературы. Практика использования ультразвукового и вихретокового методов показала, что они не позволяют корректировать и оптимизировать технологию подготовки валков к эксплуатации поскольку направлены на определение наличия трещин или

раковин. Это, как правило, требует выбраковки или капитального ремонта валка.

Магнитный метод, основанный на измерении коэрцитивной силы, более информативный. Это объясняется тем, что коэрцитивная сила является одной из наиболее структурно-чувствительных характеристик ферромагнитных материалов, так как характеризует напряженность внешнего магнитного поля, при которой намагниченность в материале, предварительно намагниченном до насыщения, становится равной нулю.

Она определяется средней величиной сил, задерживающих необратимое смещение границ между доменами при перемагничивании. Задерживать смещение границ между доменами могут неферромагнитные включения разной формы и дисперсности, напряжения, обусловленные дислокациями и другими причинами, и градиенты напряжений, границы фаз, зерен и субзерен, а также прочие неоднородности и дефекты кристаллического строения [3,4].

Магнитный метод дает возможность регистрировать неоднородности рабочего слоя, как являющихся следствием технологических проблем при изготовлении, так и возникающие вследствие накопления напряжений. Коэрциметрия позволяет также выявлять при входном контроле ряд технологических дефектов изделия [5, 6]. Анализ неоднородности рабочего слоя в процессе подготовки валков к эксплуатации, дает возможность прогнозировать их наработку.

Целью работы являлось изучение возможности повышения наработки валков за счет подбора их в комплект с одинаковыми характеристиками рабочего слоя.

В настоящее время подбор валков в комплект осуществляют исходя из двух показателей: близкого диаметра после переточки и по уровню твердости [2].

Результаты исследований. Во время проведения исследований были проанализированы хромоникелевые валки исполнений ЛПХНМд-71 размером 675×1760 листовых станов 1700 и 800×2000 – стана 2000. Химический состав исследованных валков соответствует техническим условиям на их изготовление (ТУ У27.1-26524137-1291-2007) [7].

Показатели эксплуатационной стойкости валков представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Показатели эксплуатационной стойкости валков

№ п/п	Начальный диаметр, мм	Конечный диаметр, мм	Разница диаметров валков, использованных в одном комплекте при списании, мм	Количество валков, шт.	Среднее число установок, шт.	Средняя наработка за установку, т	Средний ресурс, т	Средний съем за установку, мм
1	2	3		4	5	6	7	8
1	800–805	765,63–770,58	1,73–4,95	31	33	4731	152018	0,98
2	676–677	635–640,3	1,5–2,5	15	27	2705	73029	1,225

Анализ эксплуатационной стойкости валков показывает, что средний объем проката на 1мм съема рабочего слоя валков стана 1700 составляет ≈ 1850 т, а стана 2000 ≈ 4694 т [8].

Конечный диаметр при списании валков, используемых в одном комплекте стана 1700 отличается на 1,5–2,5 мм, а стана 2000 – 1,73–3,98. Это свидетельствует о том, что некоторые комплекты валков списываются при наличии не использованного рабочего слоя одного из них. При этом диаметр валка или уровень его твердости не является определяющими.

Учитывая, это можно заключить: остаточный ресурс отдельных валков после списания искусственно снижен: стан 1700 на 4255–4902,5 т, стан 2000 – 8120,62–18682,12 т. Что составляет для валков соответствующих станов 5–6% и 5,34–12,39% общей наработки.

Из проведенного анализа видно, что для увеличения ресурса валков целесообразно клетки комплектовать валками с одинаковой наработкой рабочего слоя. Это позволит обеспечить максимальное использование рабочего слоя.

Были проведены дополнительные исследования по изучению возможности прогнозирования наработки валков. При подборе валков в комплект учитывали диаметр бочки, твердость и показатели коэрцитивной силы рабочего слоя валков. Результаты исследований представлены в табл. 2.

Во всех комплектах диаметры валков были близкими по геометрическим размерам. Первый и четвертый комплекты были подобраны с одинаковыми показателями твердости и различным уровнем коэрцитивной силы, а второй, третий, пятый и шестой – с одинаковым уровнем коэрцитивной силы [10] и рваными или отличающимися характеристиками твердости.

Значения показаний твердости и коэрцитивной силы определяли перед термообработкой, после термообработки, перед перешлифовкой и после перешлифовки рабочего слоя валков.

Анализ эксплуатационной стойкости (табл. 2) показывает, что валки подобранные в комплекты с близкими начальными диаметрами, твердостью, но различной величиной коэрцитивной силы (комплекты 1 и 4) были списаны с существенно отличающимися конечными диаметрами. У валков стана 1700 разница между списанными валками составляла 4,1 мм, у валков стана 2000 – 3,92 мм.

Таблица 2 – Эксплуатационная стойкость рабочих валков исполнения ЛПХНМд-71

Условный № комплекта	Условный № валка	Общая наработка, т	Количество установок, шт	Твердость, HS	Коэрцит. сила, Нс, А/см	Диаметр валка, мм	
						Начальный	Конечный
1	2	3	4	6	7	9	9
Эксплуатационная стойкость рабочих валков стана 1700							
1	1	72311	39	75	32,4	677	636,6
	2	72311	39	75	21,8	676,4	640,3
2	3	70463	38	73	25,9	676,6	636
	4	70463	38	74	25,0	676	636
3	5	74159	40	78	22,6	676,4	637
	6	74159	40	74	24,8	676,6	637
Эксплуатационная стойкость рабочих валков стана 2000							
4	7	151764	31	74	22,1	804,4	766,61
	8	151764	31	74	32,6	805,7	770,53
5	9	154378	37	72	24,8	806,5	767,03
	10	154378	37	73	25,0	807,5	767,51
6	11	153753	35	76	22,5	805,4	766,43
	12	153753	35	72	25,3	806,7	767,11

Валки стана 1700, подобранные в комплекты с близкими начальными диаметрами, величиной коэрцитивной силы и твердостью (комплекты 2 и 5) после списания имели одинаковый диаметр – 636 мм. А у валков стана 2000, подобранных с аналогичными требованиями разница конечных диаметров составляла 0,48 мм.

Разница диаметров списанных валков стана 2000, подобранных в комплекты с близкими начальными диаметрами, величиной коэрцитивной силы и различной твердостью (комплекты 5) составляла 0,68 мм. Валки стана 1700 подобранные при списании имели одинаковый диаметр – 637 мм.

Дополнительные исследования результатов производственных испытаний хромоникелевых валков показали, что при подборе их в комплект с близкими геометрическими характеристиками и показателями твердости они имели не одинаковую выработку за закладку (закладку). Валки стана 2000 от 0,735 до 1,52 мм (средний показатель – 0,812), а стана 1700 – 0,812–1,37мм (средний показатель – 1,095).

При подборе комплекта валков по H_c , значения которых не отличались более, чем на 10–15%, их выработка за закладку на стане 2000 была близкой к максимальной и составляла 0,975–0,989 мм (средний показатель 0,982), а на стане 1700 – 0,96–1,068 (средний показатель 1,014).

Средние показатели наработки комплектов валков, подобранных по коэрцитивной силе, были на 17,3% (стан 2000) и 7,98% (стан 1700) выше, чем у комплектов, подобранных по твердости.

Выводы. В результате проведенных исследований было установлено, что магнитный контроль по коэрцитивной силе рабочего слоя прокатных валков при их комплектовании позволяет подобрать валки с одинаковым ресурсом и повысить эффективность их эксплуатации.

В результате подбора комплектов валков по коэрцитивной силе возможно увеличить число их переточек и наработку за закладку, в среднем на 17% и 7,5% для стана 2000 и стана 1700 соответственно.

Значения коэрцитивной силы при подборе комплекта колебания показаний по этой характеристике не должны превышать 10–15%.

Список литературы: 1. Приходько В. П. Проблемы эксплуатации валков прокатных станов / В.П. Приходько// Прокатное производство. – 1985. – №8. – С.45-47. 2. Производство и применение прокатных валков: Справочник / Т. С. Скобло, А. И. Сидашенко, Н. М. Александрова и др., под ред. Т.С.Скобло. – Х.: ЦД №1, 2013. – 572 с. (с.531). 3. Бидга В. Г. Коэрцитиметрия в неразрушающем контроле/ В. Г. Бидга, А. П. Ничипурук//Дефектоскопия. – 2000. – №10. – С.3–27. 4. Матюк В. Ф. Контроль структуры, механических свойств и напряженного состояния ферромагнитных изделий методом коэрциметрии / В. Ф. Матюк, В. Н. Кулагин // Наука. Серия. Неразрушающий контроль и диагностика. 2010. – №3. – С.4-14. 5. Безлюдько Г.Я. Оценка текущего состояния и остаточного ресурса прокатных валков на основе магнитного (по коэрцитивной силе) метода неразрушающего контроля / Г.Я. Безлюдько, В.Ф. Мужижский, Л.А. Крутикова и др. // Дефектоскопия. – 2002. – №4. – С. 3–9. 6. <http://www.cta.ru>. Муриков С. Роботизированный комплекс магнитной диагностики прокатных валков / С. Муриков, И. Артемьев, В. Урцев, А. Кудрешов и др. // Современные технологии и автоматизации (контрольно измерительные системы). – 2010. – №3. – С.60–67. 7. Валки для металлопрокатных станов из чугуна литья. ТУ У 27.1-26524137-1291-2007. 8. Скобло Т. С. Анализ эксплуатационной стойкости двухслойных чугунных валков / Скобло Т.С., Атухов А.К., Соколов Р.Г. //Сталь – 2015. – №2. – С. 34–37. 9. Скобло Т. С. Опыт эксплуатации рабочих валков

стана 2000 / Скобло Т. С., Автухов А. К., Соколов Р. Г. // Материали за IX междунаролна научна практична конференция. Научният потенциал на света 2013. Том 20. Технологии. София «Бял ГРАД-БГ» ООД 2013. – С. 13–27. 10. Патент UA №101535 B21B31/00, B21B21/00. Спосіб комплектування прокатних валків / Скобло Т. С. Автухов А. К., Сідашенко О. І., та ін. Оуб.25.09.2015, Бюл. № 18.

Bibliography (transliterated): 1. Prikhod'ko V.P. Problemy ekspluatatsii valkov prokatnykh stanov / V.P. Prikhod'ko// Prokatnoye proizvodstvo. – 1985. – N 8. – P.45–47. 2. Proizvodstvo i primeneniye prokatnykh valkov: Spravochnik/ T. S. Skoblo, A. I. Sidashenko, N. M. Aleksandrova i dr., pod red. T. S. Skoblo. – Kharkov: TSD N1, 2013. – 572 p. (p. 531). 3. Bida V. G. Koertsimetriya v nerazrushayushchem kontrole / V. G. Bidga, A. P. Nichipuruk // Defektoskopiya. – 2000. – N10. – P. 3–27. 4. Matyuk V. F. Kontrol' struktury, mekhanicheskikh svoystv i napryazhennogo sostoyaniya ferromagnitnykh izdeliy metodom koertsimetrii / V. F. Matyuk, V. N. Kulagin// Nauka. Seriya. Nerazrushayushchiy kontrol' i diagnostika. 2010. – N3. – P. 4–14. 5. Bezlyud'ko G. YA. Otsenka tekushchego sostoyaniya i ostatochnogo resursa prokatnykh valkov na osnove magnitnogo (po koertsitivnoy sile) metoda nerazrushayushchego kontrolya/G. YA. Bezlyud'ko, V. F. Muzhitskiy, L. A. Krutikova i dr.//Defektoskopiya. – 2002. – N4. – P. 3–9. 6. <http://www.gta.ru>. Murikov S. Robotizirovanny kompleks magnitnoy diagnostiki prokatnykh valkov / S. Murikov, I. Artem'yev, V. Urtsev, A. Kudreshov i dr.//Sovremennyye tekhnologii i avtomatizatsii (kontrol'no izmeritel'nyye sistemy). – 2010. – N3. – P. 60–67. 7. Valki dlya metalloprokatnykh stanov iz chugunnogo lit'ya. TU U 27.1-26524137-1291-2007. 8. Skoblo T. S. Analiz ekspluatatsionnoy stoykosti dvukhsloynnykh chugunnykh valkov / Skoblo T. S., Atukhov A. K., Sokolov R. G.//Stal' – 2015. – N2. – P. 34–37. 9. Skoblo T. S. Opyt ekspluatatsii rabochikh valkov stana 2000 /Skoblo T. S., Avtuhov A. K., Sokolov R. G. // Materiali za IKH mezhduarolna nauchna praktichna konferentsiya. Nauchniyat potetsial na sveta 2013. Vol. 20. Tekhnologii. Sofiya «Byal GRAD-BG» OOD 2013. – P. 13–27. 10. Patent UA №101535 V21V31/00, V21V21/00. Sposib komplektuvannya prokatnykh valkiv /Skoblo T. S. Avtuhov A. K., Sidashenko O. I., ta in. Opub.25.09.2015, Byul. N18.

Поступила (received) 05.10.2015

УДК 621.73.06–52

И. С. АЛИЕВ, докт. техн. наук. проф. ДГМА;

Е. Я. ПЫЦ, аспирант, ДГМА;

Я. Е. ПЫЦ, канд. техн. наук. доц., ДГМА, Краматорск

РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРНЫХ И СИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ЛОКАЛЬНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТРУБЧАТОЙ ЗАГОТОВКИ ПРИ ФРИКЦИОННОМ НАГРЕВЕ И ВЛИЯНИЕ ИХ НА МИКРОСТРУКТУРУ ПОЛУЧЕННОГО ИЗДЕЛИЯ

Деформирование трубчатой заготовки инструментом трения – процесс, для которого характерна локализация пластической деформации, величина зоны влияния которой значительно меньше величины деформируемой части заготовки. При таком процессе зона деформации постоянно перемещается вдоль поверхности трубы, симметричная форма поперечного сечения которой в процессе деформирования не сохраняется. Приведен анализ площади контакта инструмента с заготовкой, приведены факторы, влияющие на усилие обкатки, а также определены основные составляющие усилия обкатки. Проведен математический расчет основных составляющих усилия обкатки и определен характер распределения усилия обкатки по времени. Представлены графические зависимости усилия обкатки от времени при различных комбинациях факторов, влияющих на обкатку. Проведен анализ микроструктуры заготовок при фрикционном нагреве и сравнение полученных данных с результатом микроанализа заготовки, нагреваемой при помощи индукционного нагрева.

© И. С. Алиев, Е. Я. Пыц, Я. Е. Пыц, 2015

Ключевые слова: ротационная обкатка, усилие обкатки, локальная деформация, зона контакта, сила трения, фрикционный нагрев, микроструктура заготовки.

Введение. Современные технологии обработки материалов в машиностроении развиваются в направлении, связанном с решением проблем повышения производительности, качества и эффективности труда, уменьшения расхода материалов и энергии, повышения качества выпускаемых деталей, сокращения их себестоимости. Решение этих проблем невозможно без применения прогрессивных ресурсосберегающих способов обработки материалов давлением. К таким способам следует отнести технологию ротационной обкатки полых изделий фрикционным инструментом.

Постановка задачи. Деформирование трубчатой заготовки фрикционным инструментом трения – достаточно сложный и неустановившийся процесс, для которого характерна локализация пластической деформации, величина зоны которой значительно меньше величины деформируемой части заготовки. При таком процессе зона деформации постоянно перемещается вдоль поверхности трубы, симметричная форма поперечного сечения которой в процессе деформирования не сохраняется. При ротационной обкатке непрерывно изменяются длина обкатываемого участка, размеры поверхности контакта, толщина стенки и температурное поле трубы, а также энергосиловые параметры процесса.

При ротационной обкатке возможны следующие случаи нагрева заготовки перед деформированием: предварительный нагрев деформируемого участка и нагрев за счет сил внутреннего трения и трения на поверхности контакта «инструмент–заготовка».

В случае предварительного нагрева чаще всего используют индукционный нагрев в кольцевом индукторе ТВЧ с 2,4 кГц [1, 2],

Цель настоящей работы состоит в анализе силовых факторов, теплового поля заготовки при фрикционном нагреве за счет силы трения и влияния температуры трения на силу деформирования при ротационной обкатке, а также проведение сравнительного анализа микроструктуры изделий из труб, получаемых ротационной обкаткой с предварительным нагревом и изделий, полученных без предварительного нагрева с фрикционным нагревом за счет сил трения.

Для достижения поставленной цели вначале необходимо проанализировать геометрию очага деформации, схема которого представлена на рис. 1, на котором приняты следующие обозначения: EE_1 – ось вращения заготовки; AD – длина образующей в процессе обкатки ($AD = \rho$); $KD = r_{BX}$ – радиус входа заготовки в очаг деформации; $FB = r_{BbIX}$ – радиус выхода заготовки из очага деформации; $DC = \Delta r$ – изменение радиуса за один оборот заготовки;

Из геометрических соотношений в треугольнике ABD ($AB = AD$), BNC и BSC следует:

$$F = \sqrt{L_T^2 + \rho^2 - B_T^2} \quad (1)$$

где F – площадь поверхности контакта; B_T – максимальная ширина поверхности контакта (в торце заготовки); L_T – длина поверхности контакта в торце заготовки.

Ширина поверхности контакта в торце заготовки определяется по зависимости [3]:

$$B_T = 2 \cdot \pi \cdot \rho \cdot \cos \frac{\alpha}{2} \cdot \frac{\alpha}{360} \quad (2)$$

Длина поверхности контакта по торцу заготовки определяется из формулы:

$$L_T = \frac{\pi \cdot \sqrt{2 \cdot \rho \cdot \Delta \varphi \cdot \cos \varphi \cdot (r_0 - \rho \cdot \sin \varphi)} \cdot \alpha}{360} \quad (3)$$

Расчетная площадь поверхности контакта между заготовкой и деформирующим инструментом имеет вид [2]:

$$F = \sqrt{\left(\frac{\pi \cdot \sqrt{2 \cdot \rho \cdot \Delta \varphi \cdot \cos \varphi \cdot (r_0 - \rho \cdot \sin \varphi)} \cdot \alpha}{360}\right)^2 + \rho^2 - \left(2 \cdot \pi \cdot \rho \cdot \cos \frac{\alpha}{2} \cdot \frac{\alpha}{360}\right)^2} \quad (4)$$

Расчет усилий деформирования выполняется по аналогии с методикой расчета работ ротационной обкатки, предложенной в [3].

При локальном деформировании сила обкатки включает в себя:

$$P_H = P_D + P_T, \quad (5)$$

где P_H – сила обкатки; P_D – сила деформирования; P_T – сила трения между заготовкой и инструментом.

Текущая толщина стенки трубы S зависит от начального радиуса трубы r_0 , текущего радиуса r и исходной толщины стенки заготовки S_0 . Текущую толщину стенки трубы в процессе деформирования определим по зависимости, аналогичной с операцией осесимметричного обжима для линейной схемы напряженного состояния ($\sigma_p = \sigma_z = 0$):

$$\sigma_s = \sigma_{0,д} \cdot K_t \cdot K_\varepsilon \cdot K_u$$

где $\sigma_{0,д}$ – базисное значение сопротивления деформации; K_t – температурный коэффициент; K_ε – степенной коэффициент; K_u – скоростной коэффициент:

$$K_t = 0,57 + 0,0045(1200 - t_i) \sqrt{\frac{1200 - t_i}{t_i}};$$

$$K_\varepsilon = 0,47\sqrt{\varepsilon} - 0,045, \text{ i} \partial \partial \varepsilon \leq 15\%; \quad K_u = 0,80 + 0,065\sqrt{u}, \text{ i} \partial \partial u = 1 \dots 100 \tilde{n}^{-1}$$

$$K_\varepsilon = 0,82 + 0,082\sqrt{\varepsilon}, \text{ i} \partial \partial \varepsilon > 15\%; \quad K_u = 0,80 + 0,085\sqrt{u}, \text{ i} \partial \partial u = 100 \dots 300 \tilde{n}^{-1}$$

где t_i – температура заготовки на i -ом обороте, °С.

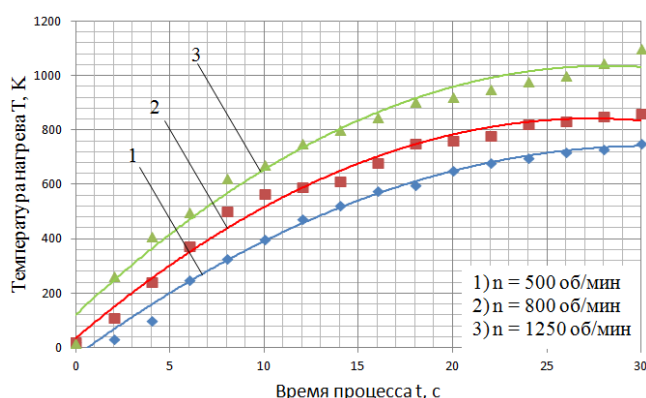


Рис. 2 – Графики зависимости температуры нагрева от времени контакта заготовки с инструментом при различных скоростях вращения [8]

Для определения t_i был проведен предварительный эксперимент по определению величины температуры нагрева. Данные эксперимента обрабатывались методикой линейного сглаживания по трем точкам, результаты данной обработки представлены в виде графиков (рис. 2), анализ графиков позволил получить уравнения зависимости температуры заготовки от времени контакта заготовки с инструментом при различных частотах вращения заготовки:

- ✓ при частоте вращения 500 об/мин: $t_i^0 = -0,8268 x^2 + 50,552 x - 31,533$;
- ✓ при частоте вращения 800 об/мин: $t_i^0 = -1,0761 x^2 + 58,938x + 34,58$;
- ✓ при частоте вращения 1250 об/мин $t_i^0 = 386,77 \ln(x) - 4,3771$.

Коэффициент трения μ при горячей обработке труб давлением зависит от температуры деформирования [4]. Как известно [5], с ростом отношения S_0/D_0 коэффициент трения убывает, а между температурой и коэффициентом трения зависимость нелинейная, но ее можно аппроксимировать до линейной в пределах выбранного температурного интервала. Для линейной модели коэффициент трения определим по формуле:

$$\mu = 0,274 + 0,03 \cdot \frac{t_i^0 C - 925}{125} - 0,0245 \cdot \frac{(S_0/D_0) - 0,21}{0,042} \quad (6)$$

Результаты математического расчета представлены в виде графиков рис. 3, 4.

Изучению процессов нагрева посвящено достаточно большое количество исследований [9–15]. Однако принятые в них допущения не позволяют использовать результаты этих работ для анализа теплового состояния металла при обкатке инструментом трения.

Кроме того, практически все исследователи, исключая [16] анализируют состояние заготовки при деформировании, предполагая предварительный нагрев деформируемого участка до ковочной температуры. Тем самым, значительная часть тепловой энергии, выделяемой при локальном деформировании, в результате поверхностного и внутреннего трения, остается неучтенной. Задачу данного исследования мы видим в учете этой тепловой энергии и использовании ее для нагрева деформируемой части заготовки. При этом предварительный нагрев иным способом производится не будет, нагреваться заготовка должна исключительно за счет работы трения.

Тепловые процессы, происходящие в заготовке с момента начала контакта заготовки с инструментом до окончания обкатки, зависят от конвективного, контактного и лучистого теплообмена обкатываемой части заготовки с окружающей средой и недеформируемой частью заготовки.

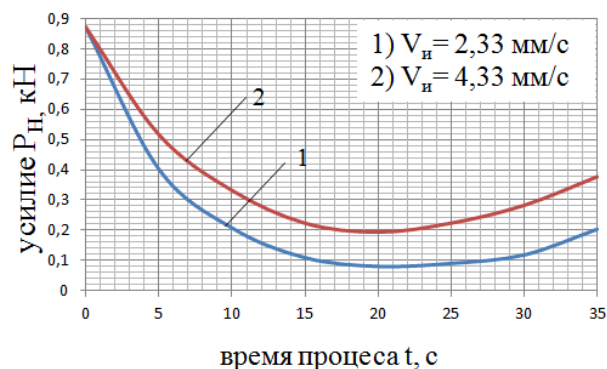


Рис. 3 – Расчетные значения усилий при $n=1250$ об/мин, $S_0=6$ мм

Потери тепла происходят вследствие излучения и конвекции в окружающую среду, контактного теплообмена с инструментом и теплопередачи от нагретой к не нагретой части заготовки [17].

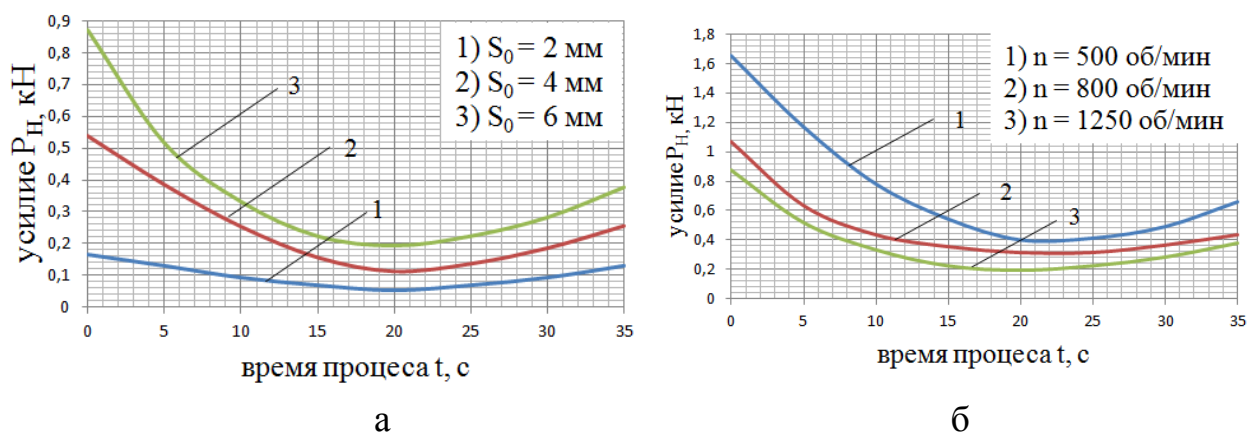


Рис. 4 – Расчетные значения силы P_H : а – $V_H=4,33$ мм/с, $n=1250$ об/мин; б – $V_H=4,33$ мм/с, $S_0=6$ мм

Повышение температуры заготовки осуществляется за счет генерации тепла в результате работы, затрачиваемой на деформацию и трение между заготовкой и инструментом. Причем, на этапе обкатки потери и генерация тепла происходят одновременно [18].

Таким образом, уравнение температурного баланса запишем в виде [19]:

$$T^{i+1} = T^i - \Delta T_n^i + \Delta T_z^i \quad (7)$$

где T^i – температура заготовки в начале i -го оборота, К,

T^{i+1} – температура заготовки в конце i -го оборота, К,

ΔT_n^i – потери тепла в течение i -го оборота, К,

ΔT_z^i – генерация тепла в течение i -го оборота.

Анализ выражений (7) показывает, что для определения теплового состояния металла в ходе обработки обкаткой необходимо определить потери тепла за время процесса $\Delta T_{\text{п}}$ и выяснить, какая часть энергии, затрачиваемой на деформацию трубы и преодоление контактного трения превращается в тепло и, следовательно, оказывает влияние на тепловое состояние металла в очаге деформации. Следует выяснить, как зависит генерация тепла $\Delta T_{\text{Г}}$ от времени процесса и определить функцию распределения температуры по толщине стенки трубы. Изменение температуры заготовки, вызванное каждым из слагаемых вычислим независимо друг от друга.

При расчете изменений температуры за сравнительно малые временные интервалы, значение коэффициента $\alpha_{\text{и}}$ и $\alpha_{\text{к}}$ можно рассчитывать по формуле, предложенной в работе [11].

Условия обкатки таковы, что точка поверхности вращающейся заготовки движется относительно среды со скоростью 2–10 м/с. Это обстоятельство говорит о том, что происходит вынужденный конвективный теплообмен.

Результаты расчета представлены в виде графических зависимостей рис. 5.

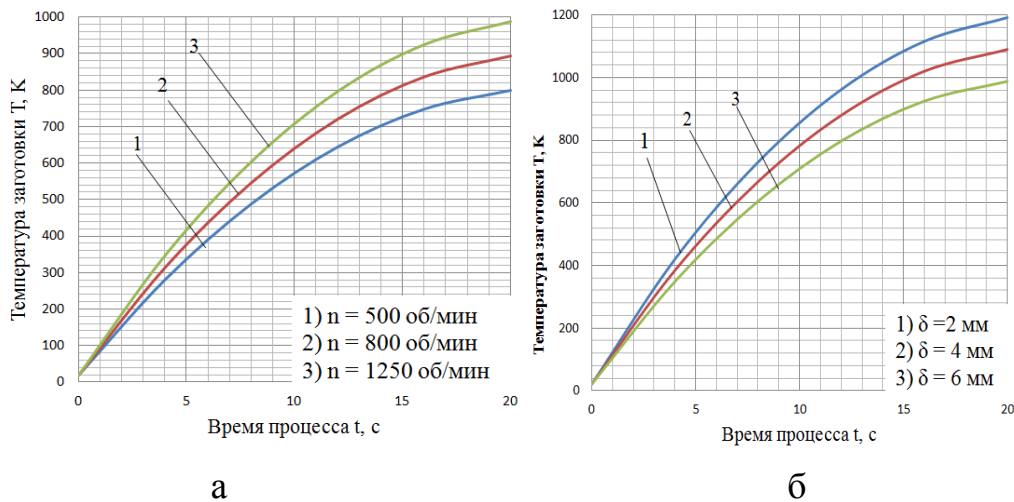


Рис 5 – Расчетные значения роста температуры по времени при:
а – $V_{\text{и}} = 4,33$ мм/с, $\delta = 6$ мм; б – $V_{\text{и}} = 4,33$ мм/с, $n = 1250$ об/мин;

Для подтверждения адекватности математической модели были проведены эксперименты по определению влияния фрикционного нагрева за счет сил трения на нагрев и усилия, затрачиваемые на локальное деформирование трубчатой заготовки.

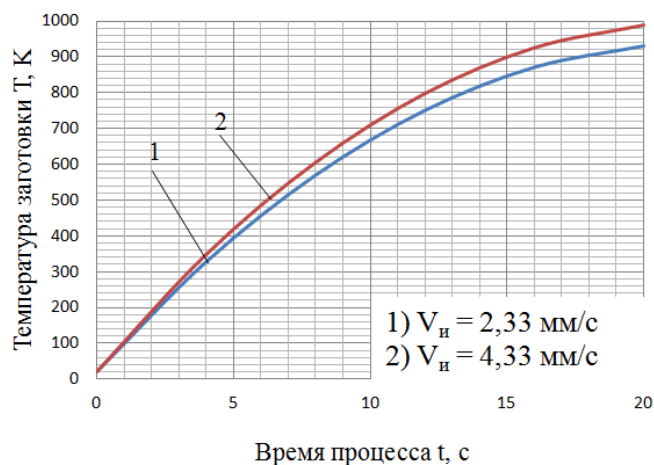


Рис 6 – Расчетные значения роста температуры по времени при:
 $\delta = 6$ мм, $n = 1250$ об/мин

Для проведения экспериментальных исследований использовался токарный станок типа «1А625Сп», на который был установлен универсальный динамометр УДМ–600, оснащенный усилителем «ГА–5». В качестве заготовок использовались трубы диаметром $\varnothing 40$ мм и толщиной стенки $\delta = 2$ мм, 4 мм, 6 мм.

В УДМ закреплялся инструмент переменного профиля (рис 7, а), на выходе из которого заготовка приобретала конечную форму конус (рис 7, б).



а

б

Рис. 7 – Экспериментальные исследования: а – инструмент переменного профиля, б – вид заготовок после обкатки

Результаты эксперимента были обработаны в программной среде Excel и представлены в виде графиков зависимостей распределения усилий и температурного поля во времени/

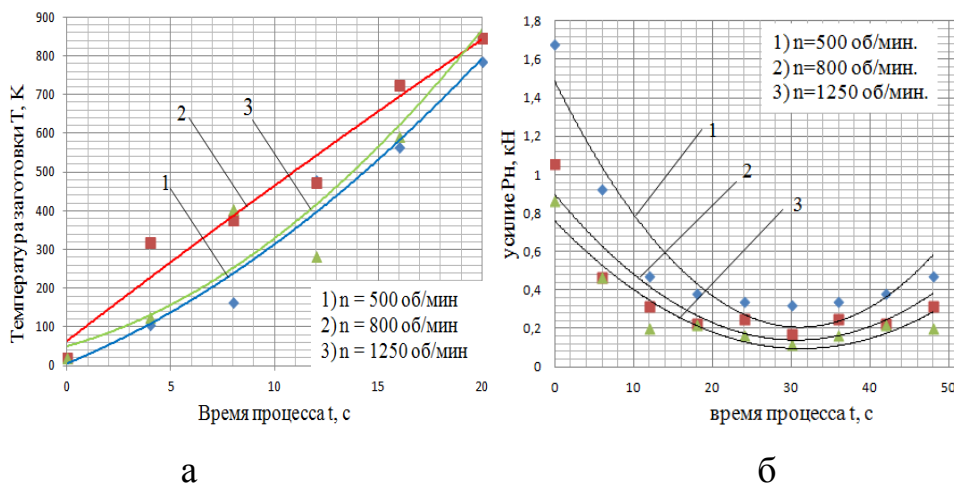


Рис. 8 – Экспериментальные значения: а – изменение температуры и б – изменение усилий при $V_{и} = 4,33$ мм/с, $\delta = 6$ мм

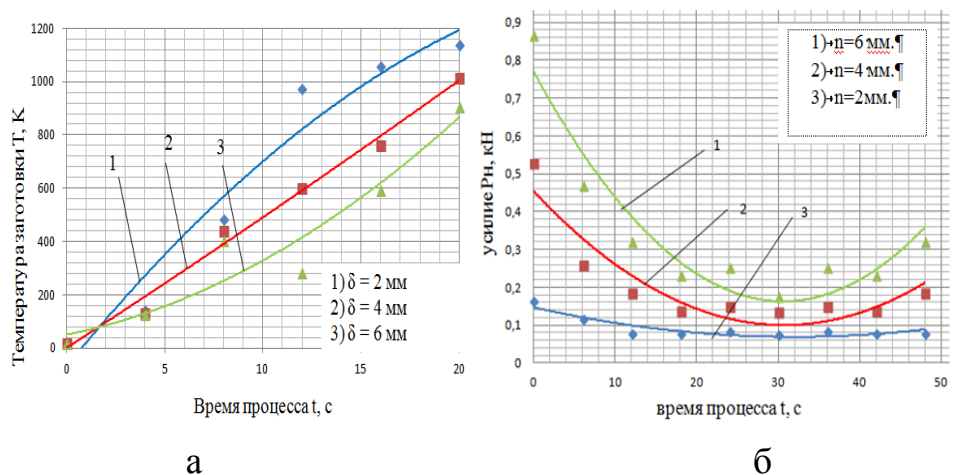


Рис 9 – Экспериментальные значения: а – изменение температуры и б – изменение усилий при $V_{и} = 4,33$ мм/с, $n = 1250$ об/мин

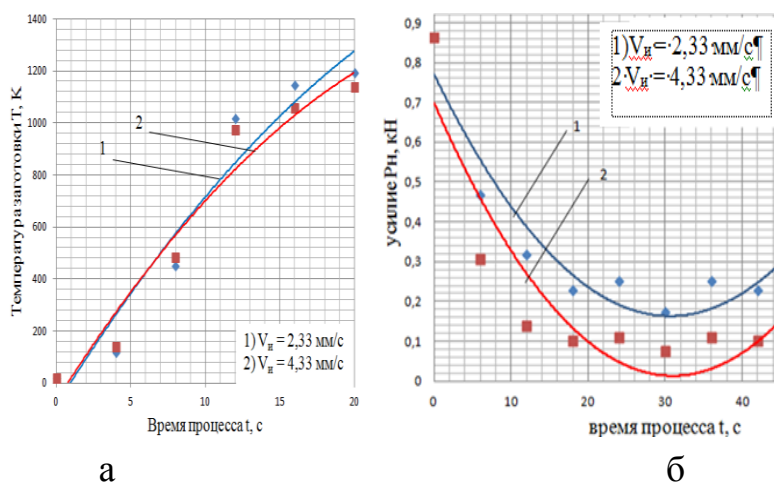


Рис. 10 – Экспериментальные значения а – изменение температуры и б – изменение усилий при $\delta = 6$ мм, $n = 1250$ об/мин

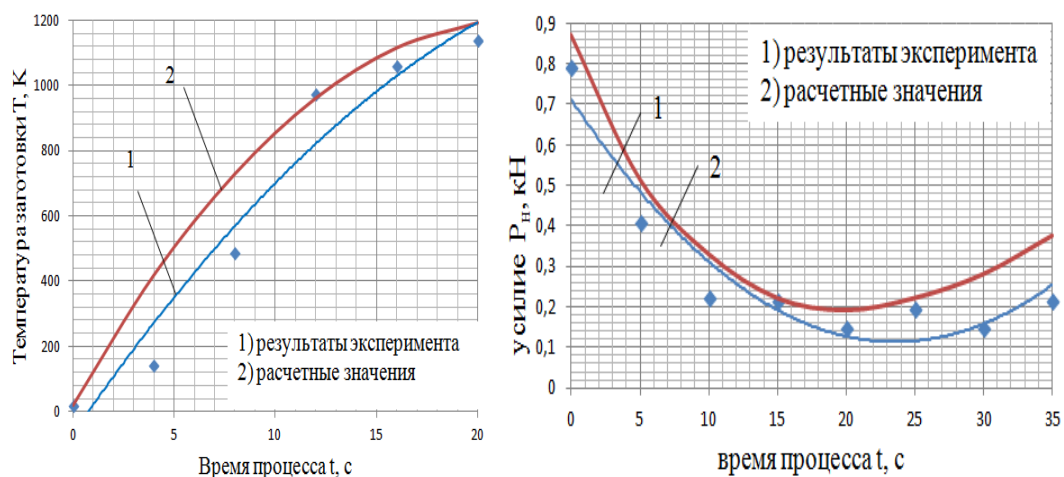


Рис. 11 – Сравнительный график результатов эксперимента с расчетными данными

Для решения задачи по сравнению микроструктуры полученных изделий исследовались образцы исходной трубной заготовки из стали 20, Ø40 мм и толщиной стенки $\delta = 6$ мм. Образцы обработали в соответствии со стандартной методикой, микроструктура представлена на фотоснимках (рис. 12).

Для сравнительного анализа фотоснимки были обработаны в программной среде «Image Expert Pro» (рис. 13), которая позволяет определять максимальный и минимальный размер зерна и его вытянутость.

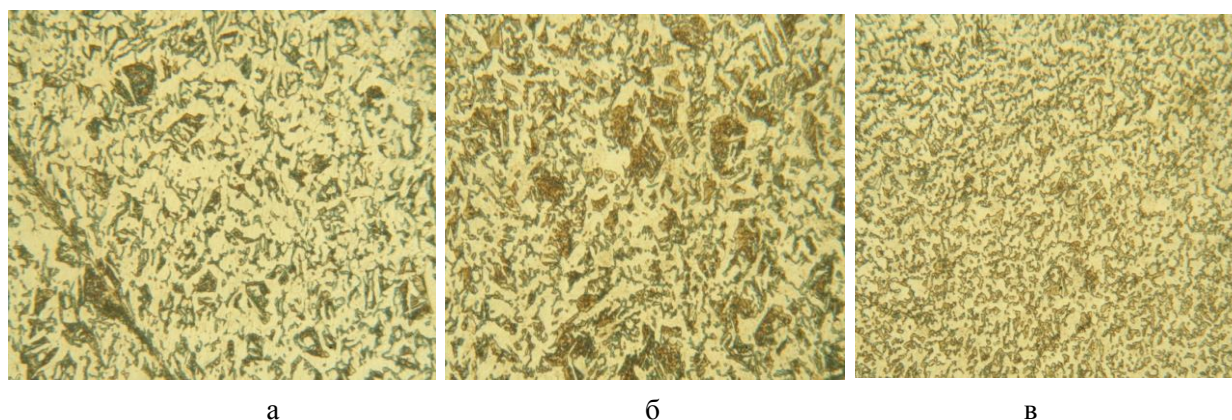


Рис. 12 – Фотоснимок микроструктуры: а – начальная заготовка; б – деформированная часть заготовки при предварительном нагреве заготовки; в – деформированная часть заготовки при фрикционном нагреве заготовки за счет сил трения

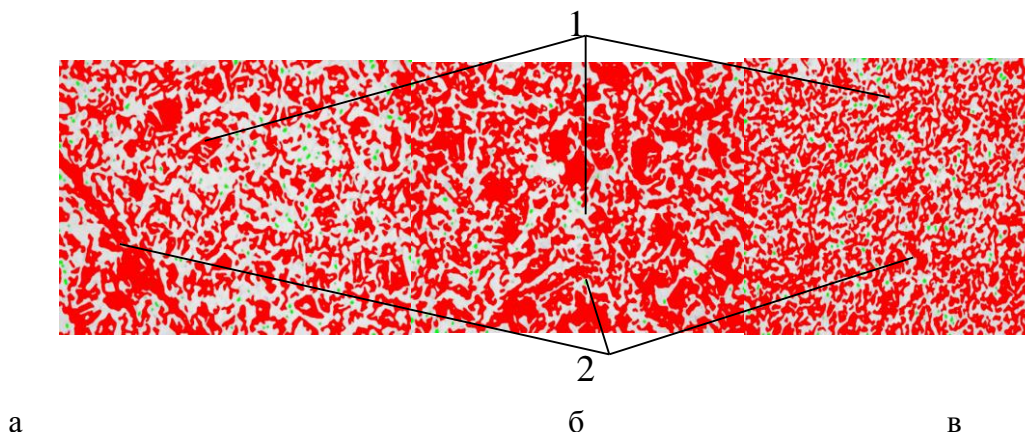


Рис. 13 – Графические результаты обработки фотоснимков микроструктуры: а – начальная заготовка; б – деформированная часть заготовки при ее предварительном нагреве; в – деформированная часть заготовки при ее фрикционном нагреве за счет сил трения (1 – феррит; 2 – перлит)

Выводы: В процессе локального деформирования при фрикционном нагреве полых и сплошных заготовок происходит увеличение температуры деформируемой части заготовки за счет сил трения. Интенсивность генерируемого работой трения теплового потока достаточно велика 800–1000°C для совмещения процессов нагрева и локального деформирования заготовки.

Численная реализация модели расчета теплового поля позволила определить время нагрева заготовки до температуры пластического деформирования без принудительного нагрева 15–20 с, характер изменения температурного поля во времени.

Численная реализация методики расчета усилий поля позволила определить характер распределения усилий процесса по времени, определить максимальные усилия, необходимые для проведения процесса локального деформирования, что позволило выбрать подходящее оборудование для проведения экспериментов по определению усилий локального деформирования.

Проведение натурального эксперимента по фрикционной формовке конуса на конце полый заготовки Ø40 мм и толщиной стенки 2, 4, 6 мм без предварительного нагрева позволило подтвердить адекватность принятых схем расчета.

При анализе микроструктуры исходной заготовки и заготовок, получаемых при ротационной обкатке трубы по базовой технологии с

индукционным нагревом и по технологии ротационной обкатки с нагревом за счет сил трения, были выявлены следующие различия.

В деталях, получаемых после деформирования с предварительным нагревом, суммарная площадь, занимаемая перлитом, увеличивается по сравнению с начальной структурой, зерна перлита имеют значительное увеличение размера.

В случае использования предложенного способа ротационной обкатки заготовки с использованием фрикционного нагрева за счет сил трения, явно выражена более равномерная и мелкозернистая структура даже в сравнении с исходной заготовкой, что повышает механические свойства изделий.

Список литературы: 1. Капарович В.Г. Обкатка в производстве металлоизделий / В. Г. Капарович – М.: Машиностроение, 1978. – 134 с.; 2. Капарович В.Г. Обкатка в производстве металлоизделий./В. Г. Капарович // – М.: Машиностроение, 1973. – 168 с.; 3. Производство изделий Машиностроения горячей обкаткой: монография /В. С. Рыжиков [и др.] // – Краматорск: ДГМА, 2006. – 284 с. – ISBN966-379-067-9; 4. Пыц Я.Е Анализ условий ротационной обкатки толстостенных изделий из труб /Я. Е. Пыц // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: Тематич. сборн. научн. трудов – Краматорск, 2001. С.361–364.3; 5. Капарович В.Г., Определение работы полезного формоизменения при обкатке./В. Г. Капарович, В. А. Паламарчук // Рукопись депонирована в УкрНИИТИ №12ОУК – Д83, Библ.указ. ВИНТИ, Депонированные научные работы, 1983, № 7, реф. 720.; 6. Пыц Я.Е Исследование нагрева трубчатых заготовок для ротационной обкатки инструментом трения / Я. Е. Пыц, В. Г Маркшанцев //Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: Тематич. сборн. научн. трудов – Краматорск–Славянск, 2000. С.301–304.; 7. Данченко Ю.В Определение коэффициента трения при горячей безопрывочной прокатке труб / А. В. Чус, В. В. Тронь, О. В. Данченко // Деп. в инст-те Черметинформация 15.03.83, № 22374мд–83.; 8. Pyts E.Ya., Influence of Friction force on the thermal state of blank part in the process of rotational running/ E.Ya.Pyts, I.S.Aliev // Science, Technology and Higher Education [Text]: materials of the international research and practice conference, Vol. II, Westwood, Desember 11th–12th, 2012 / publishing office Accent Graphics communications – Westwood – Canada, 2021/ – 608 p. ISBN 978-1-927480-57-1; 9. Тайц Н.Ю. Определение температуры металла в процессе деформации/ Н.Ю.Тайц, А.Г.Сабельников, В.И.Губинский // Известие вузов. Черная металлургия. – 1965. – № 2. – С.156–160.; 10. Тайц Н.Ю. Технология нагрева стали. – М.: Металлургиздат, 1962. – 567 с.; 11. Коновалов Ю.В. Расчет параметров листовой прокатки: Справочник /, А.Л.Остапенко, В.И.Пономарев.// – М.: Металлургия, 1986. – 430 с.; 12.Теория прокатки: Справочник / Под ред. В.И.Зюзина, Л.В.Третьякова. – М.: Металлургия, 1982. – 335 с.;13. Гелеи Ш. Расчеты усилий и энергии при пластической деформации металла. / Ш.Гелеи // – М.: Металлургиздат, 1958. – 420 с.; 14. Зайков М.А. Режимы деформаций и усилия при горячей прокатке./М.А.Зайков // – М.: Металлургиздат, 1960. – 302 с.; 15. В.Ф.Ураков Температурный эффект пластической деформации при резке металла // Машины и технология обработки металлов давлением: Сб.научн.трудов – М.: МВТУ им. Баумана, 1967. – С.21–22.; 16. Лебедев В.К., Сварка трением:Справочник /В.К. Лебедев [и др.] // – Л. Машиностроение. Ленингр.отд.ние, 1987. – 236 с.; 17. Об учете тепловых потерь при обкатке толстостенных трубчатых заготовок/ Я.Е.Пыц, С.Н.Оборнев // Совершенствование процессов и машин обработки металлов давлением: Сб.научн.трудов. – К.: УМК ВО, 1988. – С. 96-101.; 18. Пыц Я.Е Тепловые процессы при обкатке/Е.Я. Пыц // Проблемы развития наукоемких и малоотходных процессов. – Краматорск, 1997. – С.22-23.; 19. Капарович В.Г., Деформирование толстостенных трубчатых заготовок инструментом трения /В.Г. Капарович, Я.Е.Пыц // Библ. указатель ВИНТИ № 1,1986, депонирована 20.12.86 № 1744 ТМ. Деп. реф. N 183.

Bibliography (transliterated): 1. Kaporovich V.G. Obkatka v proizvodstve metalloizdelij / V. G. Kaparovich // – Moscow: Mashinostroenie, 1978. – 134 p; 2. Kaporovich V.G. Obkatka v proizvodstve metalloizdelij / V. G. Kaparovich // – Moscow: Mashinostroenie, 1973. – 168 p.; 3. Proizvodstvo izdelij Mashinostroenija gorjachej obkatkoj: monografija /V. S. Ryzhikov [i dr.] // – Kramatorsk: DGMA, 2006. – 284 p. – ISBN966–379–067–9; 4. Pyc Ja.E Analiz uslovij rotacionnoj obkatki tolstostennyh izdelij iz trub /Ja. E. Pyc // Sovershenstvovanie processov i oborudovaniya obrabotki davleniem v metallurgii i mashinostroenii: Tematich. sborn. nauchn. trudov – Kramatorsk, 2001. P. 361–364.3; 5. Kaporovich V.G., Opredelenie raboty poleznogo formoizmenenija pri obkatke / /V. G. Kaparovich, V. A. Palamarchuk // Rukopis' deponirovana v UkrNIITI №12OUK – D83, Bibl.ukaz. VINITI, Deponirovannye nauchnye raboty, 1983, No 7, ref. 720.; 6. Pyc Ja.E Issledovanie nagreva trubchatyh zagotovok dlja rotacionnoj obkatki instrumentom trenija / Ja. E. Pyc, V. G Markshancev //Sovershenstvovanie processov i oborudovaniya obrabotki davleniem v metallurgii i mashinostroenii: Tematich. sborn. nauchn. trudov – Kramatorsk–Slavjansk, 2000. P. 301–304.; 7. Danchenko Ju.V Opredelenie koeficienta trenija pri gorjachej bezopravochnoj prokatke trub / A. V. Chus, V. V. Tron', O. V. Danchenko // Dep. v inst–te Chermetininformacija 15.03.83, No 22374md–83.; 8. Pyts E.Ya., Influence of Friction force on the thermal state of blank part in the process of rotational running/ E.Ya.Pyts, I.S.Aliev // Science, Technology and Higher Education [Text]: materials of the international research and practice conference, Vol. II, Westwood, Desember 11th–12th ,2012 / publishing office Accent Graphics communications – Westwood – Canada, 2021/ – 608 p. ISBN 978-1-927480-57-1; 9. Tajc N.Ju. Opredelenie temperatury metalla v processe deformacii/ N.Ju.Tajc, A.G.Sabel'nikov, V.I.Gubinskij // Izvestie vuzov. Chernaja metallurgija. – 1965. – No 2. – P. 156–160.; 10. Tajc N.Ju. Tehnologija nagreva stali. – Moscow: Metallurgizdat, 1962. – 567 p.; 11. Konovalov Ju.V. Raschet parametrov listovoj prokatki: Spravochnik /, A.L.Ostapenko, V.I.Ponomarev.// – Moscow Metallurgija, 1986. – 430 p.; 12. Teorija prokatki: Spravochnik / Pod red. V.I.Zjuzina, L.V.Tret'jakova. – Moscow: Metallurgija, 1982. – 335 p.; 13. Gelei Sh. Raschety usilij i jenergii pri plasticheskoj deformacii metalla. / Sh.Gelei // – Moscow: Metallurgizdat, 1958. – 420 p.; 14. Zajkov M.A. Rezhimy deformacij i usilija pri gorjachej prokatke / M.A.Zajkov // – Moscow: Metallurgizdat, 1960. – 302 p.; 15. V.F.Urakov Temperaturnyj jeffekt plasticheskoj deformacii pri rezke metalla // Mashiny i tehnologija obrabotki metallov davleniem: Sb.nauchn.trudov – Moscow: MVTU im. Baumana, 1967. – P. 21–22.; 16. Lebedev V.K., Svarka treniem:Spravochnik /V.K. Lebedev [i dr.] // – Lenindrad. Mashinostroenie. Leningr.otd.nie, 1987. – 236 p.; 17. Ob uchete teplovyh poter' pri obkatke tolstostennyh trubchatyh zagotovok/ Ja.E.Pyc, S.N.Obornev // Sovershenstvovanie processov i mashin obrabotki metallov davleniem: Sb.nauchn.trudov.- Kyeв: UMK VO, 1988. – P. 96–101.; 18. Pyc Ja.E Teplovye processy pri obkatke/E.Ja. Pyc // Problemy razvitija naukoemkih i maloethodnyh processov. – Kramatorsk, 1997. – P. 22–23.; 19. Kaporovich V.G., Deformirovanie tolstostennyh trubchatyh zagotovok instrumentom trenija /V.G. Kaparovich, Ja.E.Pyc // Bibl. ukazatel' VINITI No 1, 1986, deponirovana 20.12.86 No 1744 TM. Dep. ref. N 183.

Поступила (received) 05.10.2015

УДК 621.777.01

Л. И. АЛИЕВА, канд. техн. наук, доц., ДГМА;

Н. С. ГРУДКИНА, канд. техн. наук, ст. преподаватель, ДГМА, Краматорск

ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ХОЛОДНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ НА ОСНОВЕ РАЗВИТИЯ МОДУЛЬНОГО ПОДХОДА В РАМКАХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО МЕТОДА

Рассмотрены этапы проектирования технологических процессов холодного выдавливания, предусматривающие системный подход и имитационное моделирование процессов поэтапного формообразования. Предложены базы кинематических модулей и моделей, расширяющие

© Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина, 2015

возможности проектирования процессов холодного выдавливания и построенные на основе энергетического метода верхней оценки. Продемонстрирована возможность реализации основных этапов проектирования процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания с учетом оценки дефектообразования формы на заключительной стадии процесса при различных соотношениях размеров заготовки.

Ключевые слова: комбинированное выдавливание; этапы проектирования; энергетический метод, расчетные модели; кинематические модули; прогнозирование формообразования.

Введение. Технологические способы точной объемной штамповки (ТОШ), в том числе процессы выдавливания, отличаются многообразием возможностей и высокой эффективностью в сравнении с другими процессами формообразования деталей и демонстрируют устойчивую тенденцию к увеличению объемов производства точных заготовок, расширению номенклатуры штампуемых деталей и материалов. Среди новых наукоемких технологических процессов ТОШ видное место занимают процессы комбинированного деформирования, позволяющие использовать суммарные преимущества сочетаемых простых способов обработки металла. В практике холодной объемной штамповки использование процессов комбинированного выдавливания позволяет сократить число операций и получить детали более точных размеров и формы [1, 2]. Включение в комбинированный процесс способов поперечного выдавливания усложняет конструкции оснастки, так как возникает необходимость использования разъемных матриц. Но преимущества в виде расширения технологических возможностей за счет усложнения форм деталей, делает комбинированное выдавливание весьма эффективным. При этом за счет повышения степени свободы истечения металла снижаются потребные усилия [3, 4]. То обстоятельство, что процессы комбинированного выдавливания протекают в оптимальном (саморегулируемом) силовом режиме, затрудняет и их проектирование ввиду сложности прогнозирования направления течения и, соответственно, характера формообразования детали.

Научно-методические принципы современных методик проектирования технологических процессов (ТП) базируются на концепции группового метода организации производства деталей и системном подходе к решению поставленных задач [5, 6–9].

Анализ и обобщение опыта технологической подготовки, в том числе и в условиях эксплуатации современных методов моделирования и САПР, создали возможности для представления работы технолога в виде комплекса

взаимосвязанных этапов проектирования, выполняемых в определенной последовательности независимо от способа деформирования и типоразмера поковки.

Целью работы является расширение возможностей процесса проектирования технологий комбинированного холодного выдавливания на основе развития модульного подхода при расчетах энергетическим методом.

Сущность методики применительно к разработке процессов изготовления заготовок выдавливанием поясняется усовершенствованной схемой проектирования процессов (рис. 1), в основу которой легли известные алгоритмы разработки технологий штамповки [1–3, 6].

В системе проектирования технологий выдавливания можно выделить семь основных этапов проектирования, информационное обеспечение и систему моделей, необходимых для реализации этих этапов [1, 3, 5, 6].

На первом этапе проектирования ТП выполняется конструкторско-технологическая классификация деталей, анализ их технологичности, а также условий производства и уровня базовых технологий. В состав исходной информации, необходимой для классификации, входят чертежи деталей и сведения о программах выпуска, базовых процессах и составе технологического оборудования. На этом этапе необходимо оценить возможности изготовления каждой детали выдавливанием и удалить те детали, которые выдавливанием невозможно изготовить [1, 6].

Возможность изготовления деталей способами холодного выдавливания оценивается с помощью баз ограничений, содержащих упрощенные расчетные соотношения и рекомендации по определению значений предельных параметров, очерчивающих область рационального применения технологических способов выдавливания.

Второй этап – разработка альтернативных вариантов ТП и их анализ. К исходной информации, необходимой для реализации этого этапа, относится классификатор технологических способов, сведения о типовых процессах выдавливания, базы характеристик оборудования и штампуемых материалов.

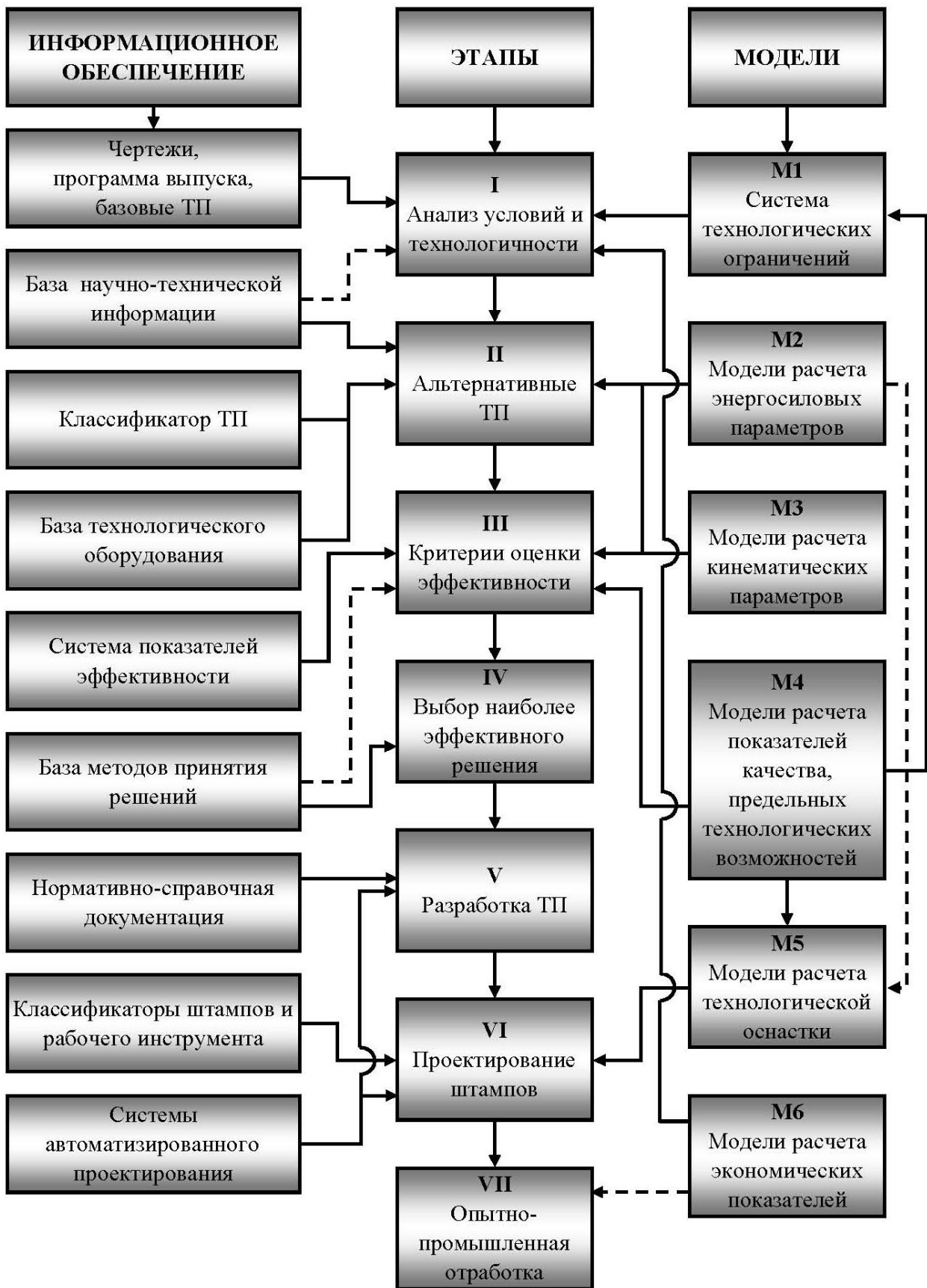


Рис. 1 – Алгоритм разработки процессов холодного выдавливания

Для ряда распространенных типовых операций и деталей расчеты силовых режимов выполняются по известным аналитическим и статистическим моделям и расчетным программам, в том числе и с использованием МКЭ. Для анализа сложных схем формообразования с неоднозначной кинематикой течения металла и получения результатов исследования в виде расчетных зависимостей используются расчетные программы, основанные на энергетическом методе верхней оценки и оптимизации кинематически возможных полей скоростей (КВПС) пластического течения.

Третий этап – определение системы критериев для оценки эффективности альтернативных процессов [1, 5, 6]. Исходной информацией для этого этапа служит обобщенная система показателей эффективности технологий и база методов принятия решений [1, 5], а также обобщенные принципы выполнения технологий объемной штамповки [1–3, 6]. Для оценки эффективности процессов выдавливания система содержит обобщенные критерии: завершенность формообразования деталей, давление деформирования, степень деформации, экономическая эффективность. Частные критерии оценивают количественно с помощью моделей расчета энергосиловых параметров, показателей качества деталей. В качестве последних при выдавливании деталей с фланцем предложено использовать получение их без утяжин и без разрывов, т.е. в пределах тех рациональных величин толщин и диаметров фланцев, которые следуют из уже разработанных моделей [10–14].

Четвертый этап проектирования – выбор наиболее эффективного варианта технологического процесса – реализуется с использованием установленных критериев оценки [1, 2].

Пятый этап – разработка технологического процесса. Оптимальным решением задач данного этапа является их выполнение на персональных компьютерах в диалоговом режиме. Для проектирования технологий и штамповой оснастки созданы современные системы САПР ТП [2, 6, 8], для которых необходимо пополнение информационной базы и создание модулей расчета, позволяющих расширить круг проектируемых процессов. Расчетные модели и программы, разработанные в ходе настоящих исследований, использованы в качестве модулей проектных систем как в ДГМА, так и на предприятиях, где осуществлялась апробация новых технологий и штампов

На шестом этапе осуществляется детальная разработка технологической оснастки. В качестве исходной информации используются классификаторы штампов и сменных инструментов, в т.ч., с разъемными матрицами [1–3, 6–8], современные компьютерные системы проектирования штампов, а также нормативная и методическая документация.

Завершающий седьмой этап собственно относится не столько к проектным работам, а состоит в необходимой (на нынешнем уровне развития и распространения технологии холодного выдавливания) опытно-промышленной отработке технологии, а также испытании оснастки.

В рамках реализации *второго* этапа проектирования процессов холодного выдавливания разработана база данных в виде матрицы плоских и осесимметричных кинематических модулей – КВПС, имитирующих осадку, обжатие, разворот, растяжение и затекание в угол. Для решения осесимметричных задач на базе простых полей скоростей с элементами прямоугольной и треугольной формы в ДГМА разработаны кинематические модули (элементы) трапецеидальной и треугольной формы с различной ориентировкой прямой и криволинейной наклонной границы, позволяющие описать практически любой очаг деформации [4, 9–14]. Некоторые из этих модулей приведены в табл. 1.

Как было отмечено выше, в случае анализа комбинированных схем формообразования со сложной кинематикой течения металла используются расчетные программы, основанные на энергетическом подходе и анализе кинематически возможных полей пластического течения. Так, для расчета процессов комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей типа «стакан с фланцем» и «стержень с фланцем» в рамках реализации второго этапа проектирования ТП, разработан комплекс математических моделей, позволяющих определять энергосиловые параметры процесса, прогнозировать поэтапное и конечное формоизменение заготовки, а также возможность дефектообразования в виде утяжин в отдельных зонах штампуемой детали. Для деталей типа «стакан с фланцем» ниже с учетом рекомендаций по выбору соответствующей расчетной схемы в зависимости от соотношений геометрических параметров полуфабриката, формы инструмента (наличия или отсутствия фасок), а также возможного дефектообразования в виде утяжин [13], представлены соответствующие математические модели [14–17] (рис. 2).

Таблиця 1 – Кинематические модули для осесимметричного деформирования

№	Схема модуля	КВПС
1		$v_z = -\frac{\bar{W}(z-z_H)}{H-z_H} - W_2 + [2V_1R_1h + \bar{W}(r^2 - R_1^2)] \frac{z-z_H}{2rH^2} \operatorname{tg}\theta;$ $v_r = \frac{\bar{W}(r^2 - R_1^2)}{2hH} + V_1 \frac{R_1h}{rH};$
2		$v_z = -\frac{W_1}{h}z + V_1 \frac{R_1}{r} \operatorname{tg}\theta + \frac{W_1}{2h}(3r - 2R_1 - \frac{R_1^2}{r}) \operatorname{tg}\theta;$ $v_r = \frac{W_1}{2h} \frac{r^2 - R_1^2}{r} + V_1 \frac{R_1}{r}.$
3		$v_r = r \frac{W_1 R_2^2}{T^3(z)} \operatorname{tg}\theta;$ $v_z = \frac{W_1 R_2^2}{T^2(z)};$ $T(z) = R_1 + (z - h_2) \operatorname{tg}\theta.$
4		$v_z = V \frac{2R_1Z}{T^2(z) - R_1^2};$ $v_r = \frac{1}{r} \left(V T(z) + (VR_1 - V T(z)) \frac{T^2(z) - r^2}{T^2(z) - R_1^2} \right);$ $T(z) = R_2 - z \operatorname{tg}\theta.$
5		$v_z = W \left(1 + \frac{1}{2 \operatorname{tg}\theta} \frac{Z_k - Z}{r} \right);$ $v_r = \frac{W}{2 \operatorname{tg}\theta} \left(1 + \frac{R_2}{r} \right).$

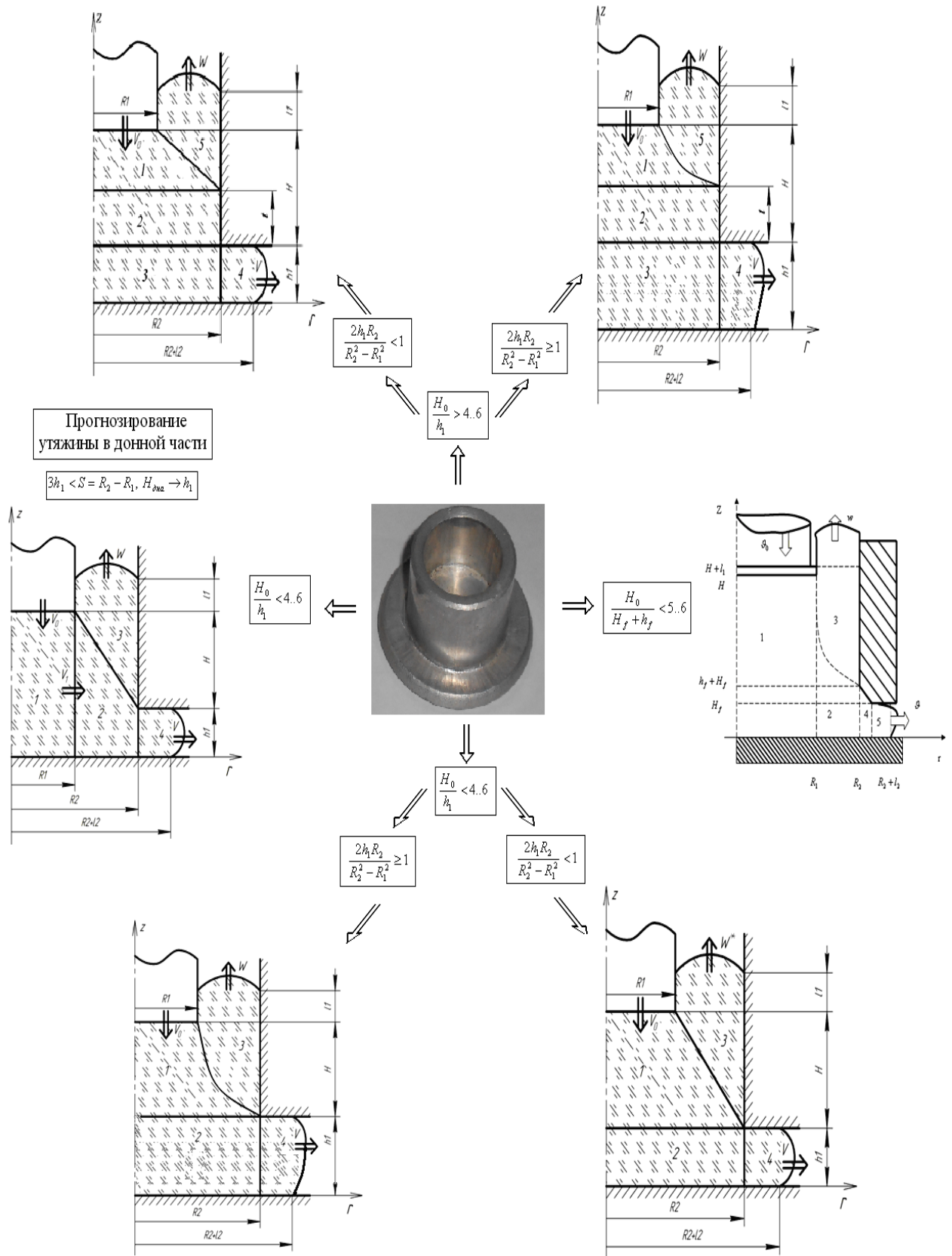


Рис. 2 – База расчетных схем процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания детали типа «стакан с фланцем»

Разработанная программа «Energy Model» предназначена для построения модели и расчета энергетическим методом силового режима процесса холодного выдавливания, а также формоизменения полуфабриката (рис. 3). Язык разработки – Object Pascal, средство разработки программная среда Borland Delphi 6.0. Ввод исходных параметров и анализ результатов работы программы возможны в диалоговом режиме.

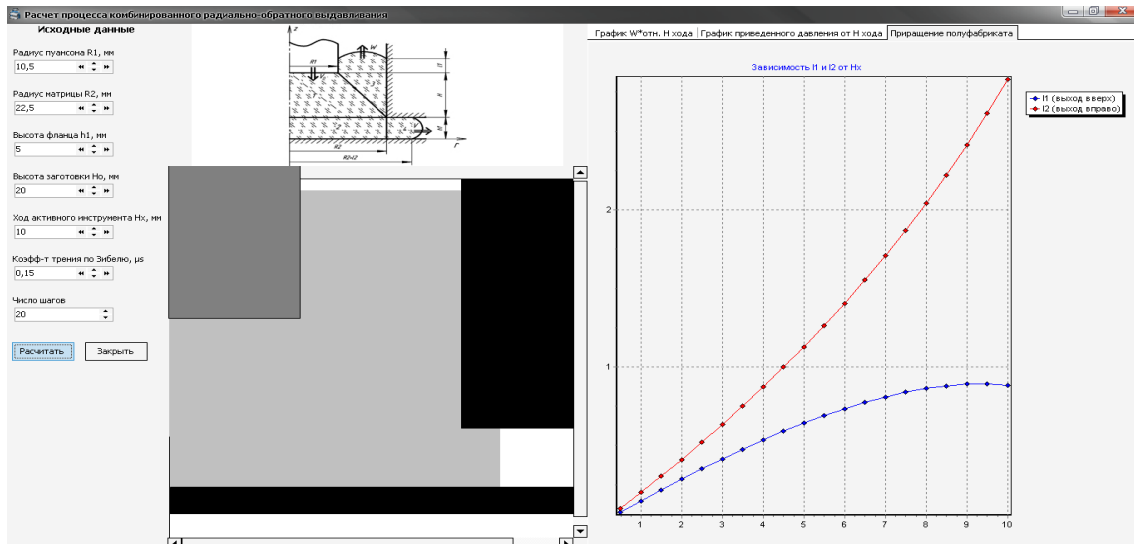


Рис. 3 – Главное окно программы (ввод исходных данных и просмотр результатов)

Основными операциями, выполняемыми по программе, являются:

- выбор одного из возможных типов кинематических модулей, удовлетворяющих поведению течения металла в определенной зоне деформации (прямоугольные, трапециевидные, треугольные и др.);
- определение геометрических параметров и границ кинематического модуля (длина, высота, углы (для трапециевидных кинематических модулей)) в системе координат моделируемого процесса, а также направлений течения и разрывов скоростей;
- расчет мощностей сил деформирования, среза и трения;
- варьирование параметров процесса в определенном диапазоне и исследование их влияния на давление деформирования (с построением графиков).

При этом, исходя из предварительной оценки формообразования полуфабриката, полученной по одной из разработанных расчетных схем, можно

скорректировать параметры процесса деформирования путем обеспечения соответствующих условий трения на боковой поверхности стенки стакана, пуансона и в донной части формирующегося фланца. В случае, если характер поэтапного формоизменения весомерно отличается от формирования требуемых размеров (более чем на 20 – 25 %), можно использовать такие приемы управления формообразованием детали, как изменение конфигурации инструмента (размеров и формы фасок и кромок пуансона), введение подпоров, ограничивающих течение металла в каком-либо направлении, что может позволить практически полностью исключить невыполнения формы и размеров готового изделия.

Анализ сложных схем формообразования с неоднозначной кинематикой течения металла требует постоянного расширения уже имеющейся базы кинематических модулей трапецеидальной и треугольной формы с различной ориентировкой криволинейной наклонной границы с указанием рациональности и ограничения их применения для анализа различных процессов деформирования.

Выводы: процесс проектирования технологических процессов представлен в виде комплекса взаимосвязанных этапов проектирования, выполняемых в определенной последовательности независимо от способа деформирования и типоразмера штампуемой детали.

Для оперативного анализа технологических режимов процессов выдавливания в рамках использования энергетического метода баланса мощностей (метода верхней оценки) разработаны кинематические модули (поля скоростей) различной конфигурации, способные описать пластические зоны сложной формы.

Разработана программа, предназначенная для построения модели и расчета энергетическим методом силового режима процесса холодного выдавливания, а также поэтапного формоизменения полуфабриката

Список литературы: 1. *Евстратов В. А.* Основы технологии выдавливания и конструирования штампов / В. А. Евстратов. – Харьков: Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. – 144 с. 2. *Ковка и штамповка:* справочник в 4 т. / Под ред. Е. И. Семенова [и др.]. – М.: Машиностроение, 1987. – Т.3: Холодная объемная штамповка; [под ред. Г. А. Навроцкого]. – 1987. – 384 с. 3. *Кузнецу-штамповщику:* Справочное пособие / под ред. Л. Н. Соколова. – Донецк: Донбасс, 1986. – 144 с. 4. *Джонсон В., Кудо Х.* Механика процессов выдавливания металла. – М.: Металлургия, 1966. – 317 с. 5. *Аксенов Л.Б.* Системное проектирование процессов штамповки.– Л.: Машиностроение, 1990.–

240 с. **6.** Алиев И. С. Систематизация информации для разработки процессов выдавливания в разъемных матрицах / И. С. Алиев, А. И. Лобанов, О. К. Савченко // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: Сб. науч. трудов – Краматорск: ДГМА, 2001. – С. 194–198. **7.** Проектирование процессов выдавливания в разъемных матрицах / Алиева Л.И., Лобанов А.И., Борисов Р.С., Савчинский И.Г. // Известия Тульского государственного университета. Серия «Механика деформируемого твердого тела и ОМД», вып.2. – Тула: ТулГУ, 2004. – С. 132–139. **8.** Методика расчета и проектирования процессов выдавливания в разъемных матрицах / Л. И. Алиева, А. И. Лобанов, Р. С. Борисов, И. Г. Савчинский // Nowe technologie i osiagniecia w metargii i inzenierii materialowej V Miedz. konf. naukowa. – Czenstchowa, 2004. – S. 383–391. **9.** Теорияковки и штамповки / Е.П. Унксов, У. Джонсон, В.Л. Колмогоров и др. / Под ред. Е.П. Унксова, А.Г. Овчинникова. – М.: Машиностроение, 1999. – 598 с. **10.** Алиева Л. И. Выбор кинематических модулей для определения силовых параметров радиального выдавливания / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії : збірник наукових праць. – Краматорськ : ДДМА, 2006. – № 3 (5). – С. 108–113. **11.** Алиева Л. И. Моделирование процесса комбинированного выдавливания полой детали с фланцем на основе визуализации постановки задачи / Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков, Е. А. Мясушкин // Вісник ДДМА: збірник наукових праць. – Краматорськ : ДДМА, 2008. – №1 (11). – С. 20–24. **12.** Aliieva L. Analysis of billet deformation during the combined radial-backward extrusion / L. Aliieva, N. Grudkina, I. Zhbankov // New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering. – Czestochowa: Quick-druk, 2012. – P. 389–396. **13.** Алиева Л. И. Оценка и прогнозирование отклонений формы деталей при холодном выдавливании / Л. И. Алиева // Пластическая деформация металлов: Коллективная монография. – Днепропетровск: НМетАУ, 2014. – С. 353–369. – ISBN 978-617-7109-18-0 **14.** Алиева Л. И. Моделирование процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей типа стакан с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вестник НТУ «ХПИ». – Харьков, 2012. – № 47 (953). – С. 3–9. **15.** Алиева Л. И. Исследование деформированного состояния при комбинированном радиально-обратном выдавливании полых деталей с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вестник Донского государственного технического университета : сб. науч. работ. – Ростов-на-Дону : ДГТУ, 2012. – С. 195–198. **16.** Алиева Л.И. Исследование процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей с фланцем с разьединенным очагом деформации / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // // Вестник КГИУ. Темиртау. 2014, № 1 (4). – С. 19–24. **17.** Алиева, Л. И. Теоретический анализ процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания деталей с фланцем / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Известия МГТУ «МАМИ» : научный рецензируемый журнал. – Москва : МГТУ «МАМИ», 2013. – № 2 (16), т. 2. – С. 163–171. – ISSN 2074-0530

Bibliography (transliterated): **1.** Evstratov V. A. Osnovy tehnologii vydavlivaniya i konstruirovaniya shtampov / V. A. Evstratov. – Khar'kov : Vishha shk. Izd-vo pri Har'k. un-te, 1987. – 144 p. **2.** Kovka i shtampovka: spravochnik v 4 vol. / pod red. E. I. Semenova [i dr.]. – Moscow : Mashinostroenie, 1987. – Vol. 3: Holodnaja obemnaja shtampovka [pod red. G. A. Navrockogo]. – 1987. – 384 p. **3.** Kuznecushtampovshhiku : Spravochnoe posobie / pod red. L. N. Sokolova. – Doneck : Donbass, 1986. – 144 p. **4.** Dzhonson V. Mehanika processov vydavlivaniya metalla / V. Dzhonson, H. Kudo. – Moscow : Metallurgija, 1966. – 317 p. **5.** Aksenov L. B. Sistemnoe proektirovanie processov shtampovki. – Leningrad. : Mashinostroenie, 1990. – 240 p. **6.** Aliiev I. S. Sistemizacija informacii dlja razrabotki processov vydavlivaniya v razemnyh matricah / I. S. Aliiev, A. I. Lobanov, O. K. Savchenko // Sovershenstvovanie processov i oborudovaniya obrabotki davleniem v metallurgii i mashinostroenii: sb. nauch. trudov. – Kramatorsk : DGMA, 2001. – P. 194–198. **7.** Proektirovanie processov vydavlivaniya v razemnyh matricah / L. I. Aliieva, A. I. Lobanov, R. S. Borisov, I. G. Savchinskij // Izvestija Tul'skogo gosudarstvennogo universiteta. Serija «Mehanika deformiruемого tverdogo tela i OMD». – Tula : TulGU, 2004. – Vyp. 2. – P. 132–139. **8.** Metodika rascheta i proektirovanija processov vydavlivaniya v razemnyh matricah / L. I. Aliieva, A. I. Lobanov, R. S. Borisov, I. G. Savchinskij // Nowe technologie i osiagniecia w metargii i inzenierii materialowej. V Miedz. konf. naukowa. – Czenstchowa, 2004. – P. 383–391. **9.** Teorija kovki i shtampovki / E. P. Unksov, U. Dzhonson, V. L. Kolmogorov [i dr.] / Pod red. E. P. Unksova, A. G. Ovchinnikova. – Moscow : Mashinostroenie, 1999. – 598 p. **10.** Aliieva L. I. Vybor kinematiceskikh modulej dlja opredelenija silovyh parametrov radial'nogo vydavlivaniya / L. I. Aliieva, Ja. G. Zhbankov //

Visnik Donbas'koi derzhavnoi mashinobudivnoi akademii : zbirnik naukovih prac'. – Kramators'k : DDMA, 2006. – N 3 (5). – P. 108–113. **11. Aliieva L. I.** Modelirovanie processa kombinirovannogo vydavlivaniya poloj detali s flancem na osnove vizualizacii postanovki zadachi / L. I. Aliieva, Ja. G. Zhbankov, E. A. Mjasushkin // Visnik Donbas'koi derzhavnoi mashinobudivnoi akademii : zbirnik naukovih prac'. – Kramators'k : DDMA, 2008. – №1 (11). – P. 20–24. **12. Aliieva L. I.** Analysis of billet deformation during the combined radial-backward extrusion / L. Aliieva, N. Grudkina, I. Zhbankov // New technologies and achievements in metallurgy and materials engineering. – Czestochowa : Quick-druk, 2012. – P. 389–396. **13. Aliieva L. I.** Ocenka i prognozirovanie otklonenij formy detalej pri holodnom vydavlivanii / L. I. Aliieva // Plasticheskaja deformacija metallov : kollektivnaja monografija. – Dnepropetrovsk : NMetAU, 2014. – P. 353–369. – ISBN 978-617-7109-18-0 **14. Aliieva L. I.** Modelirovanie processa kombinirovannogo radial'no-obratnogo vydavlivaniya detalej tipa stakan s flancem / L. I. Aliieva, N. S. Grudkina // Vestnik NTU «ХПІ». – Khar'kov, 2012. – N 47 (953). – P. 3–9. **15. Aliieva L. I.** Issledovanie deformirovannogo sostojanija pri kombinirovannom radial'no-obratnom vydavlivanii polyh detalej s flancem / L. I. Aliieva, N. S. Grudkina // Vestnik Donskogo gosudarstvennogo tehničeskogo universiteta : sb. nauchn. rabot. – Rostov-na-Donu : DGTU, 2012. – P. 195–198. **16. Aliieva L. I.** Issledovanie processa kombinirovannogo radial'no-obratnogo vydavlivaniya detalej s flancem s razedinennym ochagom deformacii / L. I. Aliieva, N. S. Grudkina // Vestnik KGIU. – Temirtau, 2014. – N 1 (4). – P. 19–24. **17. Aliieva L. I.** Teoreticheskij analiz processa kombinirovannogo radial'no-obratnogo vydavlivaniya detalej s flancem / L. I. Aliieva, N. S. Grudkina // Izvestija MGTU «MAMI»: nauchnyj recenziruemyj zhurnal. – Moskow : MGTU «MAMI», 2013. —N 2 (16) Vol. 2. – P. 163–171. – ISSN 2074-0530.

Поступила (received) 06.11.2015

УДК 621.771.8

В. Г. ЗАГОРЯНСКИЙ, канд. техн. наук, доц., Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ОБЖАТИЙ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ СИММЕТРИЧНОГО БИМЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПАКЕТА НА ОСНОВЕ РАСЧЕТА ДЕФОРМАЦИЙ ЕГО СЛОЕВ

Разработана методика расчета режима обжатий при горячей прокатке четырехслойных симметричных пакетов «углеродистая сталь + нержавеющая сталь». Режим обжатий определяется конечной толщиной биметаллического листа и толщиной плакирующего слоя в нем, а также исходной толщиной плакирующих листов в пакете. Расчет коэффициентов высотной деформации – среднего и по проходам позволяет рассчитать необходимое количество проходов при прокатке и обжатия по проходам.

Ключевые слова: расчетная методика, режим обжатий, горячая прокатка, четырехслойный пакет, коррозионностойкий биметалл.

Введение. Расчет режима обжатий при получении горячей прокаткой биметаллической толстолистовой стали во многом отличается от традиционных, имеющих теоретическое обоснование, методик расчета режимов обжатий при прокатке слябов и листовой стали из монометалла (основанных на предельных условиях захвата, расчета по прочности прокатных валков, крутящему моменту электродвигателя, по величине относительной деформации и т. д.). Отличия состоят, главным образом, в неравномерности

деформации каждого слоя биметаллического пакета при прокатке, а также в необходимости учета условий схватывания разнородных слоев между собой.

Анализ последних исследований и литературы. Рациональная методика назначения режима обжатий пакета при получении биметаллических листов горячей прокаткой содержит назначение толщин каждого слоя исходного пакета и разбивку обжатий по проходам с тем, чтобы получить требуемые толщины слоев в готовом листе (с учетом вышеназванных отличий от прокатки монометалла). Отметим, что в работах, посвященных теории и технологии горячей прокатки [1–3], в соответствующих разделах, посвященных биметаллам, рекомендации носят общий характер, а в исследованиях, посвященных получению биметаллов горячей прокаткой [4], там, где приведены таблицы режимов обжатий, методики назначения режимов обжатий биметаллических пакетов не приводятся.

Цель исследования, постановка проблемы. Ставилась задача разработки расчетной методики назначения режимов обжатий при горячей прокатке биметалла «углеродистая сталь + нержавеющая сталь» (случай прокатки симметричных четырехслойных пакетов) на основе закономерностей деформации слоев пакета при прокатке.

Материалы исследований. Для определения с достаточной точностью ориентировочных размеров симметричного четырехслойного пакета (двойной биметаллический лист с разделительным слоем) из углеродистой стали (наружные слябы) и нержавеющей стали (внутренние листы) и каждого слоя готового двухслойного листа (рис. 1) рекомендуются полученные на основе практических данных эмпирические формулы.

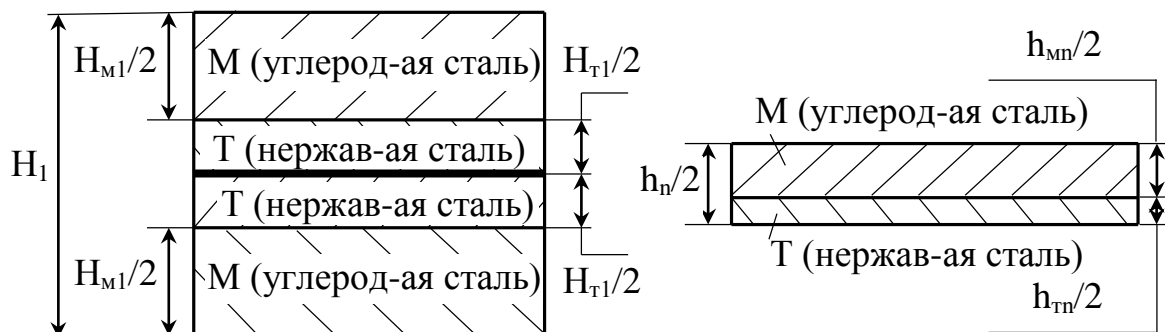


Рис. 1 – Схема толщин исходного 4-х слойного пакета (слева) и готового двухслойного листа (справа)

Размеры общей толщины и плакирующих слоев четырехслойного пакета связаны следующей формулой [1, 2]:

$$H_1 = \frac{100 \cdot H_{T1}}{k \cdot a}, \quad (1)$$

где H_1 – исходная толщина четырехслойного пакета, мм; H_{T1} – исходная общая толщина листов плакирующего слоя (нержавеющей стали) в пакете, мм; k – коэффициент неравномерности пластической деформации, показывающий, насколько меньше или больше пластическая деформация плакирующего слоя чем основного; a – отношение толщины плакирующего слоя к общей толщине готового листа, %.

Значения коэффициента k для данного типа пакетов несколько отличаются в разных исследованиях; так, в работе [3] $k = 0,85 \dots 0,95$; при приближенных расчетах рекомендуется принимать среднее значение $k = 0,9$; в работе [4] $k = 0,9 \dots 1,1$. Значение a принимается в соответствии с ГОСТ 10885-85 «Сталь листовая горячекатаная двухслойная коррозионно-стойкая. Технические условия», определяющим размеры готовых биметаллических коррозионностойких листов. При толщине, например, 10 мм плакированного двухслойного листа, толщина коррозионностойкого слоя должна составлять 2...3 мм (нормальная толщина) и 3...4 мм (повышенная толщина). Анализ результатов расчетов [3, 4] и проведенных автором показывает, что следует несколько увеличивать (по сравнению с минимальным стандартным) исходное значение a .

При известной общей толщине листов нержавеющей стали в исходном пакете исходная общая толщина металла основного слоя равна

$$H_{M1} = H_1 - H_{T1} \quad (2)$$

Разрабатываемая методика расчета обжатия слоев будет основываться на известных закономерностях [4, 5], учитывающих параметр A – соотношение прочностных характеристик, составляющих пакета при прокатке и параметр B – отношение толщины плакирующего слоя к общей толщине пакета в данном проходе. Параметр A определяется как [4]:

$$A = \frac{\sigma_{sT}}{\sigma_{sM}}, \quad (3)$$

где $\sigma_{сГ}$, $\sigma_{сГ}$ – прочностные характеристики металла соответственно твердого и мягкого слоя в биметаллическом пакете. В данном случае под ними, очевидно, имеется в виду сопротивление деформации при данных условиях деформирования σ_u , МПа [6, 7]:

$$\sigma_u = S\sigma_0 u^a (10\varepsilon)^b \left(\frac{t}{1000}\right)^c, \quad (4)$$

где u – скорость деформации, c^{-1} ; ε – условная относительная деформация (обжатие), в долях единицы; t – температура, °С. Для стали Ст.3сп при базовых значениях ($u = 1 c^{-1}$, $\varepsilon = 0,1$, $t = 1000^\circ\text{C}$) σ_u равно ($S = 0,96$; $\sigma_0 = 90,7$; $a = 0,124$; $b = 0,167$; $c = -2,54$ [7]) 87,1 МПа, для стали 12Х18Н10Т ($S = 0,825$; $\sigma_0 = 222$; $a = 0,112$; $b = 0,088$; $c = -4,35$ [7]) σ_u равно 183,2 МПа.

Таким образом, сопротивление деформации этих сталей отличается в 2,1 раза (плакирующий слой коррозионностойкой стали «тверже»).

Параметр B (отношение толщины плакирующего слоя к толщине пакета в данном проходе)

$$B_i = \frac{H_{Ti}}{H_i}. \quad (5)$$

Исходная толщина пакета была обозначена H_1 , толщину пакета перед каждым последующим проходом прокатки обозначим H_2, \dots, H_i , где $i = 1, \dots, n$, n – число проходов. Введем также идентификатор h_i , обозначающий толщину пакета после прохода, тогда $h_1 = H_2$, и т. д., то есть $h_i = H_{i+1}$.

Исходная толщина плакирующего слоя была обозначена H_{T1} , соответственно толщину плакирующего слоя в дальнейших проходах (значение перед проходом) обозначим H_{Ti} .

Абсолютная деформация по толщине в первом проходе $\Delta H_1 = H_1 - H_2$, а в общем виде (в каждом проходе)

$$\Delta H_i = H_i - H_{i+1} = H_i - h_i. \quad (6)$$

Относительная деформация (обжатие) за проход, %:

$$\varepsilon_i = \frac{H_i - H_{i+1}}{H_i} \cdot 100\% = \frac{H_i - h_i}{H_i} \cdot 100\% = \frac{\Delta H_i}{H_i} \cdot 100\%. \quad (7)$$

Для получения прокаткой прочного соединения в биметалле углеродистая сталь + нержавеющая сталь в работе [4] рекомендуется, если поверхность плакирующего слоя не покрыта предварительно слоем никеля (для дробления плотной пленки оксидов, появляющейся на поверхности слоя нержавеющей стали с большим процентным содержанием хрома и ухудшающей соединение слоев), в первых проходах обеспечить относительные обжатия не менее 22...23%.

Абсолютное обжатие твердого слоя в данном проходе

$$\Delta H_{Ti} = \frac{B_i \cdot \Delta H_i}{A(1 - B_i) + B_i}. \quad (8)$$

Толщина плакирующего слоя перед проходом, начиная со второго прохода:

$$H_{Ti} = H_{Ti-1} - \Delta H_{Ti-1}. \quad (9)$$

Как формализовать решение задач этого типа, чтобы решать их с использованием компьютерной техники? Очевидно, что самое трудоемкое здесь – распределение обжатий по проходам. Для сочетания «углеродистая сталь + нержавеющая сталь» можно воспользоваться данными [4], согласно которым относительные обжатия по проходам лежат в диапазоне 10...15%, при этом нет рекомендуемого в практике прокатки назначения максимальных обжатий в первых проходах. Воспользуемся подходом, учитывающим коэффициенты высотной деформации [3].

Средний коэффициент высотной деформации

$$k_{cp} = \sqrt[n]{\frac{H_1}{h_n}}, \quad (10)$$

коэффициент высотной деформации в первом проходе

$$k_1 = \frac{H_1}{H_2}. \quad (11)$$

Коэффициенты высотной деформации – средний и в первом проходе, для примеров прокатки коррозионностойких биметаллических листов [4] различаются незначительно. Для определения показателя n – количества проходов предлагается использовать следующую зависимость

$$k_{cp} - k_1 = n \sqrt{\frac{H_1}{h_n}} - \frac{H_1}{H_2} \rightarrow \min, \quad (12)$$

откуда

$$n \approx \frac{\lg \frac{H_1}{h_n}}{\lg \frac{H_1}{H_2}}. \quad (13)$$

Значение n округляется до ближайшего большего целого. Значения H_1 и h_n (исходная и конечная толщина пакета) известны. Исходя из условия получения лучших условий схватывания слоев, предлагается назначать значение H_2 так, чтобы обжатие в первом проходе принимало значение верхней границы рекомендуемого диапазона обжатий 10...15% [4], то есть принимать значение H_2 так, чтобы получить $\varepsilon_1 = (H_1 - H_2) / H_1 \approx 0,15$.

Таким образом, общая последовательность (алгоритм) методики назначения режима обжатий будет выглядеть таким образом:

1) находится величина H_2 . Когда $H_2 = 0,85H_1$, относительное обжатие в первом проходе будет 15%. Округляем H_2 до ближайшего большего целого числа, кратного двум.

2) рассчитывается по известным значениям H_1 , H_2 , h_n необходимое число проходов n .

3) вычисляется средний коэффициент высотной деформации k_{cp} ;

4) вычисляется для первого прохода значения B_1 (H_{m1}/H_1) и ΔH_{m1} (по формуле (8));

5) назначается значение H_3 исходя из того, чтобы разность между коэффициентом высотной деформации во втором проходе k_2 (H_2/H_3) и средним коэффициентом высотной деформации k_{cp} была минимальной. Аналогично назначаются H_i для последующих проходов ($k_i = H_i/H_{i+1} \approx k_{cp}$);

6) вычисляются для второго прохода значения H_{m2} (по формуле (9)), B_2 (H_{m2}/H_2) и ΔH_{m2} ;

7) вычисляются для третьего прохода значения H_{m3} , B_3 (H_{m3}/H_3) и ΔH_{m3} ;

8) вычисляется суммарное обжатие за два прохода $\varepsilon_\Sigma = (H_1 - H_3)/H_1 = (H_1 - h_2)/H_1$. Если суммарное обжатие меньше 22%, продолжаем расчеты по

проходам, если суммарное обжатие больше 22%, то полученное в данном проходе значение B используем для дальнейшего расчета значений H_m по проходам: $H_{mi} = H_i \cdot B$;

9) вычисляется значение h_{mn} по зависимости [4]:

$$h_{Tn} = h_n \cdot B, \quad (14)$$

где h_{Tn} – общая толщина плакирующего слоя в готовом пакете; h_n – толщина готового пакета, и проверяется, лежит ли полученное значение h_{Tn} в пределах, установленных ГОСТ 10885-85 для листов данной толщины.

Отметим, что при расчете по данной методике в последнем проходе фигурирует двойная толщина готового листа, и, соответственно, двойная толщина плакирующего слоя. Методика расчета может использоваться и для случая, когда внутри пакета находятся мягкие слои.

Выводы: Разработана методика расчета режима обжатий при горячей прокатке четырехслойных симметричных пакетов «углеродистая сталь + нержавеющая сталь». Методика позволяет по исходным данным (исходные толщина пакета и толщина плакирующего слоя в нем, толщина готового листа и плакирующего слоя в нем) назначать необходимое количество проходов и обжатия по проходам. При этом до схватывания слоев, которое происходит при определенном (принимаемом) значении суммарного обжатия, деформация слоев зависит от отношения прочностных характеристик слоев, доли плакирующего слоя в исходном пакете и обжатий слоев в проходе. После схватывания слоев деформация слоев по проходам принимается равномерной, то есть отношение толщины плакирующего слоя к толщине пакета не изменяется (относительное обжатие каждого слоя равно относительному обжатию всего пакета).

Необходимое количество проходов и обжатия по проходам назначаются с использованием коэффициентов высотной деформации – среднего и по проходам.

Список литературы: 1. Технология прокатного производства. В 2-х книгах. Кн. 2. Справочник / Беньковский М. А., Богоявленский К. Н., Виткин А. И. [и др.]; под ред. В. И. Зюзина, А. В. Третьякова. – М.: Металлургия, 1991. – 423 с. 2. Рудской А. И. Теория и технология прокатного производства: Учеб. пособие / А. И. Рудской, В. А. Лунев. – СПб.: Наука, 2005. – 540 с. 3. Литовченко Н. В. Станы и технология прокатки листовой стали / Н. В. Литовченко. – М.: Металлургия, 1979. – 272 с. 4. Голованенко С. А. Производство биметаллов / С. А. Голованенко, Л. В. Меандров. – М.:

Металлургия, 1966. – 304 с. **5.** Поздеев А. А. Первое приближение метода гидродинамических аналогий в теории обработки металлов давлением / А. А. Поздеев, В. И. Тарновский // Инженерные методы расчета технологических процессов обработки металлов давлением. – М.: Metallurgizdat, 1963. – 324 с. **6.** Третьяков А. В. Механические свойства металлов и сплавов при обработке давлением / А. В. Третьяков, В. И. Зюзин. – М.: Metallurgiya, 1973. – 224 с. **7.** Коновалов Ю. В. Расчет параметров листовой прокатки. Справочник / Ю. В. Коновалов, А. Л. Остапенко, В. И. Пономарев. – М.: Metallurgiya, 1986. – 430 с.

Bibliography (transliterated): **1.** Benyakovskij, M. A., et al. *Tehnologiya prokatnogo proizvodstva. V 2-h knigah. Kn. 2. Spravochnik.* Moskow: Metallurgiya, 1991. Print. **2.** Rudskoj, A. I. *Teoriya i tehnologiya prokatnogo proizvodstva: Ucebnoe posobie.* Sankt-Peterburg: Nauka, 2005. Print. **3.** Litovchenko, N.V. *Stany i tehnologiya prokatki listovoj stali.* Moskow: Metallurgiya, 1979. Print. **4.** Golovanenko, S. A. and L. V. Meandrov. *Proizvodstvo bimetallov.* Moskow: Metallurgiya, 1966. Print. **5.** Pozdeev, A. A. and V. I. Tarnovskij. «Pervoe priblizhenie metoda gidrodinamicheskikh analogij v teorii obrabotki metallov davleniem.» *Inzhenernye metody rascheta tehnologicheskikh protseccov obrabotki metallov davleniem.* Moskow: Metallurgizdat, 1963. Print. **6.** Tret'yakov, A. V. and V. I. Zyuzin. *Mehanicheskie svojstva metallov i splavov pri obrabotki metallov davleniem.* Moskow: Metallurgiya, 1973. Print. **7.** Konovalov, Yu. V., A. L. Ostapenko and V. I. Ponomarev. *Raschet parametrov listovoj prokatki. Spravochnik.* Moskow: Metallurgiya, 1986. Print.

Поступила (received) 26.10.2015

УДК 621.979

А. А. КОЛТАКОВА, студентка, НТУ «ХПІ»;
В. Я. ДАНИЛЕНКО, канд. техн. наук, доц., НТУ;
А. Ю. СЕВЕРИН, студент НТУ «ХПІ»

К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МАССЫ ПАДАЮЩИХ ЧАСТЕЙ МОЛОТА ПРИ ШТАМПОВКЕ

В работе рассмотрены возможности проверки технического состояния паровоздушных штамповочных молотов на основе оценки эффективной энергии удара. З переходом заводов из отработанного пара на работу на воздухе, на молотах наблюдается падение производительности и снижение энергии полного удара на 12 ... 17%. Это приводит к необходимости нанесения дополнительного количества ударов, что приводит к перерасходу энергоносителя из-за чего происходит износ деталей как молота так и штампа. В работе проведены расчеты энергии удара для четырех типов молотов. Полученные результаты показали, что для расчетов необходимо учитывать действительный ход падающих частей. По полученным результатам предложен алгоритм проверки состояния паровоздушных молотов.

Ключевые слова: молот, падающие части, энергия удара, действительный ход падающих частей, экономическая эффективность, энергоноситель.

Введение. Типоразмер штамповочного молота можно выбрать, пользуясь зависимостями и номограммами из справочника «Ковка и штамповка», том 2, под редакцией Е.И. Семенова [1] и другой аналогичной литературы. Такой

выбор молота можно считать правильным при условии, что молот, работающий в цехе, соответствует параметрам ГОСТ и эксплуатируется в нормальном режиме с соответствующим уходом.

Известно, что главным параметром паровоздушного молота является кинетическая энергия, развиваемая падающими частями (ПЧ) $L = mV^2/2$. и зависит она от массы и, в большей степени, от скорости этой массы. Учитывая, что на отечественных заводах работают молоты двойного действия, то скорость перемещения падающих частей будет зависеть не только от пути перемещения, но и от дополнительно действующих на них сил. Величина этих сил зависит от многих факторов, что, в свою очередь, окажет влияние на скорость перемещения падающих частей, а, впоследствии, на энергетические параметры и правильность выбора типоразмера молота.

К существенным факторам, влияющим на силы, действующие на падающие части, следует отнести параметры энергоносителя и состояние молота. Первый фактор характеризуется видом энергоносителя «пар» или «воздух» и его исходным давлением. Второй фактор – техническое состояние оборудования, прежде всего распределительного механизма и самого цилиндра.

Выбор молота без учёта этих факторов приводит к ошибочному определению тоннажа молота, а, как следствие, к уменьшению производительности, снижению стойкости штока и инструмента, перерасходу энергоносителя.

Анализ последних исследований и литературы. Рекомендации по определению массы падающих частей (МПЧ) молота были разработаны для молотов, работающих на паре. В связи с тем, что многие отечественные заводы перешли на использование сжатого воздуха в качестве энергоносителя, то энергетические параметры молотов снижаются [8] для различных типоразмеров молотов примерно на 12,5...17,5 % [5].

При определении энергии удара в термомеханическом расчете, ее величина получается несколько завышенной за счет того, что ход падающих частей принимается по ГОСТ-7024. Но в действительности рабочий ход значительно меньше за счет высоты верхнего кубика. Из источников, на которых был указан ход ПЧ видно, что он значительно отличается от заданных в ГОСТе. Так в [2] были приведены диаграммы управляемых последовательных

ударов штамповочного молота с МПЧ 2 т, на которых указан ход 865 мм, когда в ГОСТ-7024 он равен 1200 мм. На действительных индикаторных диаграммах [3] указан ход падающих частей молотов с МПЧ 1,5 т и 3,0 т, отличный от указанного в ГОСТ на 25...30%. В действительности рабочий ход значительно меньше за счет высоты верхнего кубика штампа и расчётной высоты заготовки.

Цель исследования, постановка проблемы. Разработка методика проверки возможности паровоздушных штамповочных молотов для повышения их эффективности и улучшения качества получаемых поковок.

Материалы исследований. На основании вышеизложенного предлагаем на предприятиях периодически ориентировочно проверять состояние молота и его энергетические параметры и по результатам вносить соответствующую корректировку в расчёты.

Проведенный анализ работы молотов, переведенных на воздух при изготовлении основных поковок Лозовского кузнечно-механического завода при давлении 0,6...0,7 МПа показал количество необходимых ударов для каждой поковки и стойкости молотового штампа до первого ремонта (табл. 1).

Таблица 1 – Данные количества ударов и стойкости штампов Лозовского кузнечно-механического завода

Давление сжатого воздуха у молота (0,6...0,7 МПа)	МПЧ, т	Масса поковки, кг	Кол-во ударов	Стойкость молотового штампа, шт.
14 Плита упорная	5,0	34	9	2200
15 Подвеска маятниковая	2,0	1,35	11	4500
16 Скребок	3,15	19,5	10	1000
17 Скребок	5,0	23,4	10	1000
18 Головка рычага	0,63	0,94	13	2100
19 Вилка	3,15	7,2	22	2100
20 Подбойка	3,15	15,3	17	2000
21 Рычаг	5,0	21,3	16	2800
22 Шестерня	5,0	20	14	3100

До настоящего времени определение МПЧ молота для штамповки поковок происходит, основываясь на ее геометрии. В справочнике [1] приведены формулы определения МПЧ при штамповке круглых в плане поковок в открытых штампах и не круглых в плане поковок. Либо по номограммам, которые так же основаны на геометрии заготовки и на геометрии

мостику облойной канавки. Согласно [4] можно ориентироваться в выборе молота по массе поковки и производительности оборудования (табл. 2).

Таблица 2 – Ориентировочная производительность и масса поковок в зависимости от массы падающих частей молота

МПЧ, т	Масса поковок, кг	Производительность,
0,63	1	200
1,0	1...2,5	300
2,0	2,5...7	600
3,15	7...17	1000
5,0	20...40	1750

Анализ штампов, в которых пластическая деформация металла происходит преимущественно методом осадки. Применяют в основном цельные штампы. Их габаритные размеры колеблются в широких пределах. Габаритные размеры и масса штамповых кубиков в зависимости от массы падающих частей молотов приведены в табл. 3 [6].

При необходимости высоту штампового кубика для паровоздушных молотов можно увеличить в 1,2–1,5 раза. Однако при этом следует соответственно уменьшить другие размеры кубика, с тем, чтобы сохранить его максимально допустимую массу.

Таблица 3 – Габаритные размеры и масса штамповых кубиков

№	МПЧ, т	Hм, м	Масса поковки, кг	Высота	Ширина	Длина	Минимал. высота без хвостовика	Масса штамп. кубика, кг	
								мин	макс
1	1,0	1,2	1–2,5	180	450	450	110	75	285
2	2,0	1,25	2,5–7	220	550	670	130	200	650
3	3,15	1,25	7–17	320	670	800	170	300	1260
4	5,0	1,3	20–40	320	800	950	200	500	1910

Для определения типоразмера молота и его энергетических параметров был выбран процесс осадки круглой заготовки, так как он является универсальным, не требуется специальных инструментов, не трудоемкий, экономичный и постоянно используемым при изготовлении деталей на молотах.

Таблица 4 – Рассчитанная геометрия заготовок для разных молотов

Рассчитанная геометрия заготовок				
МПЧ, т	1,0	2,0	3,15	5,0
D, мм	60	82	120	175
H, мм	90	120	169	265
V, м ³	$0,2546 \cdot 10^{-3}$	$0,6365 \cdot 10^{-3}$	$1,909 \cdot 10^{-3}$	$6,365 \cdot 10^{-3}$
G, кг	2	5	15	50

В результате расчета были выбраны заготовки (табл. 4) для молотов 1,0; 2,0; 3,15 и 5 т.

Выбор размеров и массы штампов и штамповых кубиков производят в соответствии с размерами поковки, при этом учитывают необходимость обеспечения достаточной прочности штампа. Масса верхнего штампа не должна превышать 30% от массы падающих частей молота (баба – шток – поршень), практически у паровоздушных молотов она составляет около 10%.

Поэтому при расчете действительного хода падающих частей необходимо учитывать высоту заготовки и высоту верхнего штампа. Для рассматриваемых молотов и принятых заготовок (табл. 4) был определен действительный ход падающих частей (см. табл. 5).

Таблица 5 – Определение действительного хода падающих частей

Техническая характеристика				
МПЧ молотов, т	1,0	2,0	3,15	5,0
Hm, по ГОСТ, м	1,2	1,2	1,25	1,3
Высота верхнего штампа, м	0,11	0,13	0,17	0,2
Высота заготовки, м	0,09	0,12	0,169	0,265
Hmд, м	1,0	0,95	0,911	0,835
Lэ по ГОСТ, кДж	25	50	80	125
L из лит.источников, кДж		45		

Для определения параметров паровоздушного молота и построения предположительных индикаторных диаграмм была разработана программа расчета в среде Microsoft Office Excel. Благодаря этой среде разработанная программа обладает простотой в использовании и достаточной точностью в получении результатов. При расчете работы молота на воздухе программа также способна учитывать коэффициент адиабаты k и вести расчет для разных масс падающих частей.

Расчёты позволили определить энергию удара ПЧ в зависимости от величины хода педали.

По результатам расчёта построены графики зависимости энергии удара от хода ПЧ для выбранных молотов в зависимости от величины хода педали рис. 1.

Из графиков видно (рис. 1), что значение энергии удара значительно ниже при действительном ходе ПЧ. Для полного удара снижение с 18% для ПВШМ с МПЧ 1 т и доходит до 38% для ПВШМ с МПЧ 5 т, это связано с увеличением как массы, так и хода падающих частей молота.

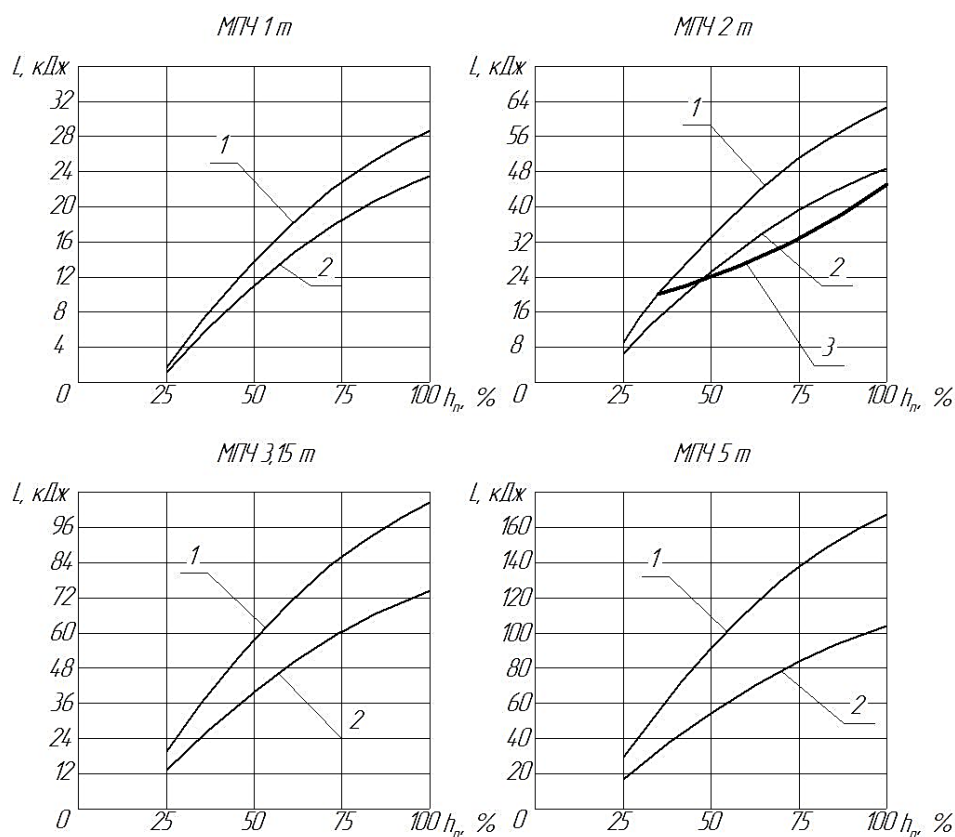


Рис. 1 – Энергия удара молота в зависимости от величины хода педали: 1 – энергия удара молота с ходом падающих частей по ГОСТ; 2 – энергия удара молота с действительным ходом; 3 – энергия удара с действительным ходом падающих частей по Щеглову для ПВШМ с МПЧ 2 т [2] (по Щеглову $H_m=865$ мм, рассчитанное в данной работе $H_m=950$ мм)

Используя методику, предложенную И.Я. Тарновским [7], выполнен расчет усилия и затраченной работы деформации при осадке круглых заготовок (табл. 4) для молотов от 1,0 до 5,0 т. Для расчетов была выбрана сталь 10, температура началаковки 1100°C , при которой $\sigma_s=22$ МПа. По результатам

расчёта построены графики усилий и работы деформации (рис. 2 и 3) заготовок из табл. 4.

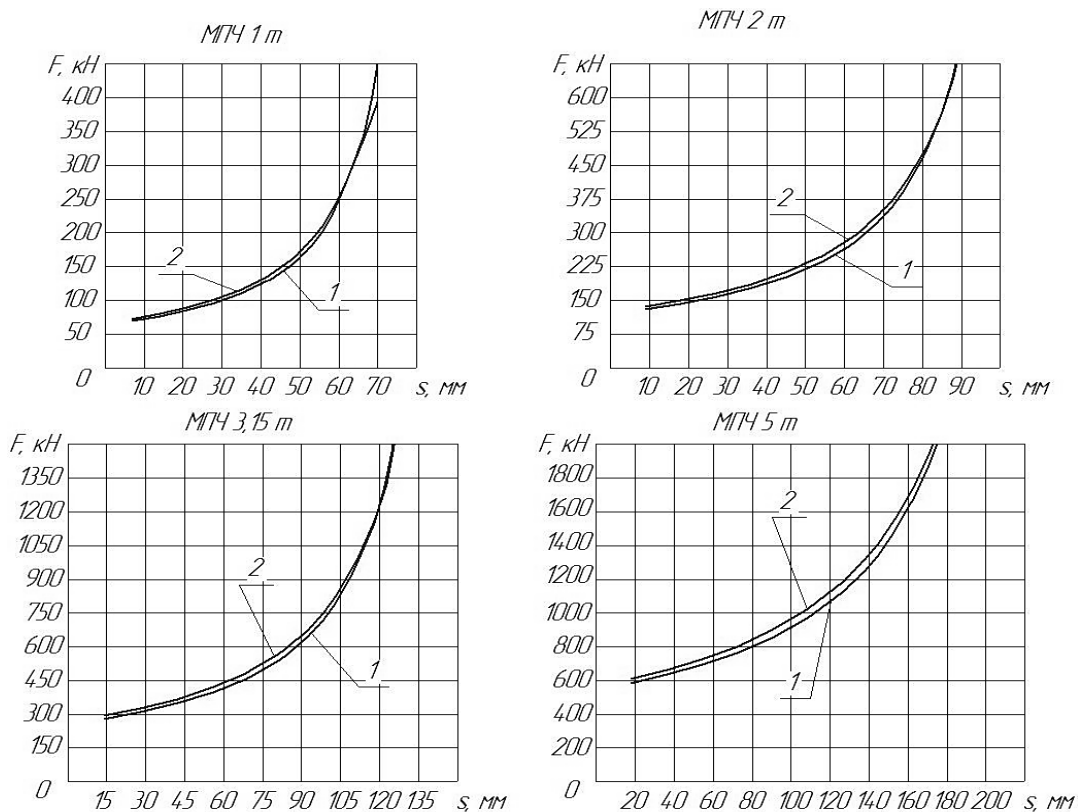


Рис. 2 – Графики усилий деформации при осадке заготовки из стали 10 при $t_{нк}=1100^{\circ}\text{C}$:
 1 – методом по Тарновскому И.Я.; 2 – по формуле Э. Зибеля

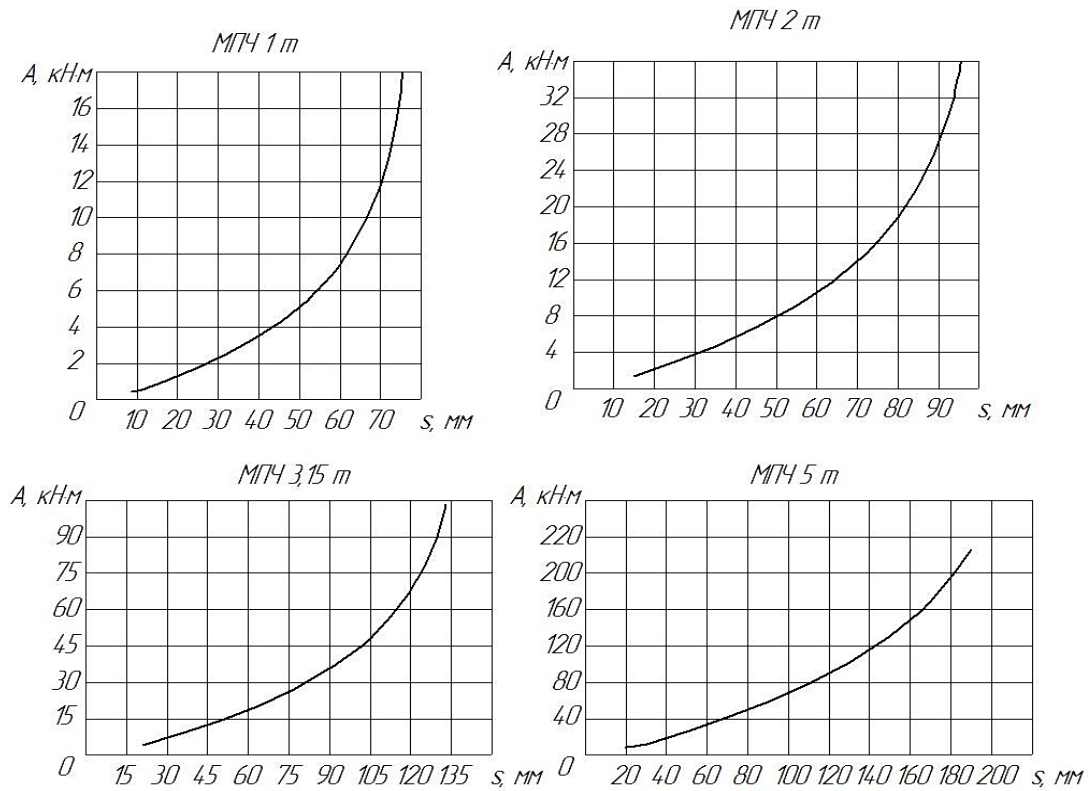


Рис. 3 – Работа деформации при осадке заготовки из стали 10 при $t_{нк}=1100^{\circ}\text{C}$

Расчет усилий деформации, по формулам была определена работа деформации при осадке и построен ее график (рис. 3):

$$A_1 = \frac{P_1+P_2}{2} \Delta h ; A_2 = A_1 + \frac{P_2+P_3}{2} \Delta h ; A_i = A_{i-1} + \frac{P_i+P_{i+1}}{2} \Delta h$$

Работа деформации при осадке переводится в затраченную энергию, исходя из того [8], что КПД удара составляет 0,7...0,73. Величина работы деформации увеличивается примерно на 30%, полученные графики для выбранных молотов представлены на рис. 4

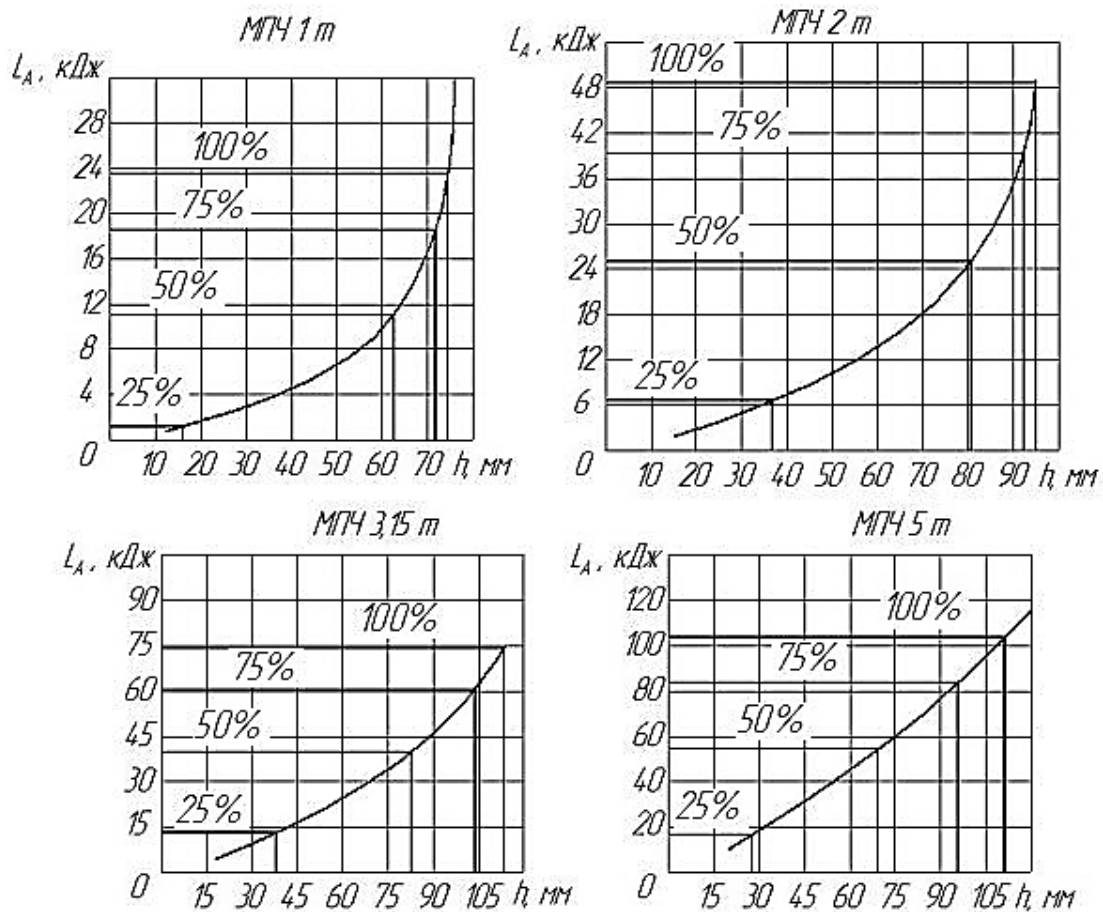


Рис. 4 – Энергия, затраченная на работу деформацию при осадке заготовок, Дж, и величина хода педали, %

На полученный график накладывается точки из графика энергии удара в зависимости от величины хода педали (рис. 1), что позволяет графически определить величину осадки рассчитанных заготовок для выбранных молотов 1,0; 2,0; 3,15 и 5,0 т в зависимости от хода педали. Проанализировав данные графики, можно заметить, что с увеличением МПЧ величина осадки возрастает, но не с такой же интенсивностью, как растет энергия удара. Это связано с уменьшением действительного хода ПЧ (табл. 5) при увеличении массы ПЧ, а с увеличением МПЧ молота, увеличиваются габариты штампа. Значение хода ПЧ по ГОСТ для различных МПЧ молота отличается не так кардинально, как идет увеличение высоты штампа.

Результаты расчетов затраченной энергии на осадку заготовок (рис. 4) перенесены на график зависимости энергии удара от величины хода педали (рис. 1), что позволило определить зависимость величины осадки заготовок для

выбранных типоразмеров молотов с действительной величиной хода падающих частей и ходом по ГОСТ, результаты сведены в табл. 8.

Таблица 8 – Определенная величина осадки заготовок на молотах с действительным ходом падающих частей и ходом ПЧ по ГОСТ

$H_{\text{заг}}$ мм. % от h_n	при $H_{\text{мд}}$	при $H_{\text{м}}$	при $H_{\text{мд}}$	при $H_{\text{м}}$	при $H_{\text{мд}}$	при $H_{\text{м}}$	при $H_{\text{мд}}$	при $H_{\text{м}}$
При 100%,	74,8	75,89	95,07	96,82	109,5	126,95	106,34	141,22
При 75%, м	72,08	74,36	91,03	95,62	99,75	119,38	91,7	131,68
При 50%, м	61,3	66,75	81,35	88,49	79,08	101,53	67,16	101,89
При 25%,	14,85	20,63	35	46,15	36,63	51,35	28,56	42,85
МПЧ, т	1,0		2,0		3,15		5,0	
D, мм	60		82		120		175	
H, мм	90		120		169		265	

По результатам построены зависимости величины осадки заготовок от энергии удара для выбранных типоразмеров молотов (рис. 5)

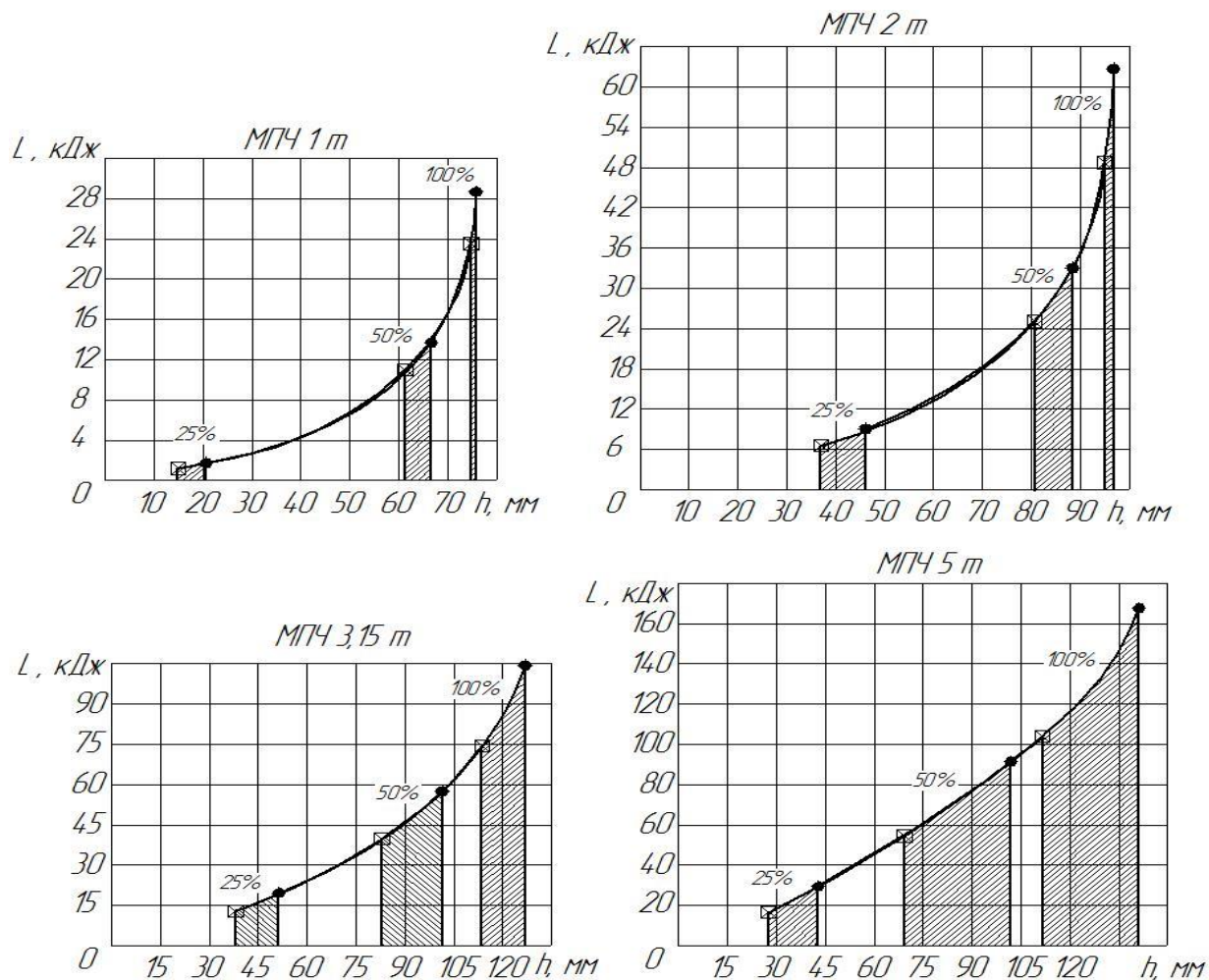


Рис. 5 – Графики для сравнительного анализа

Из графиков видно \min и \max величину осадки конкретных заготовок на каждом молоте в зависимости от степени нажатия на педаль. Полученные результаты позволяют судить о состоянии и энергетических возможностях молота при проведении соответствующей проверки.

При проверке молота на производстве, значения величины осадки заготовок откладываются на оси абсцисс графика (рис. 5) соответственно полученным экспериментально данным. Если величина осадки заготовки находится меньше \min значения при различных нажатиях на педаль – следовательно, параметры молота не соответствуют ГОСТ и это говорит о системных нарушениях в работе молота.

Если величина осадки заготовки, полученная экспериментальным путем на производстве, попадет в зону между \min и \max или будет больше \max , то молот находится в нормальном работоспособном состоянии.

По данным графикам видно, что зоны, соответствующие нормальной работе молота, достаточно велики, что свидетельствует о значительно завышенной энергии при N_m по ГОСТ.

В результате проведенной работы можно предложить алгоритм проверки состояния молота (рис. 6).

По рассчитанной в данной работе геометрии заготовок для выбранных типоразмеров молотов необходимо изготовить образец. Затем следует нагреть образец до температуры началаковки и осадить на молоте с нажатием на педаль на 100%. Измерить величину осадки и перенести на график, соответствующий типу молота.

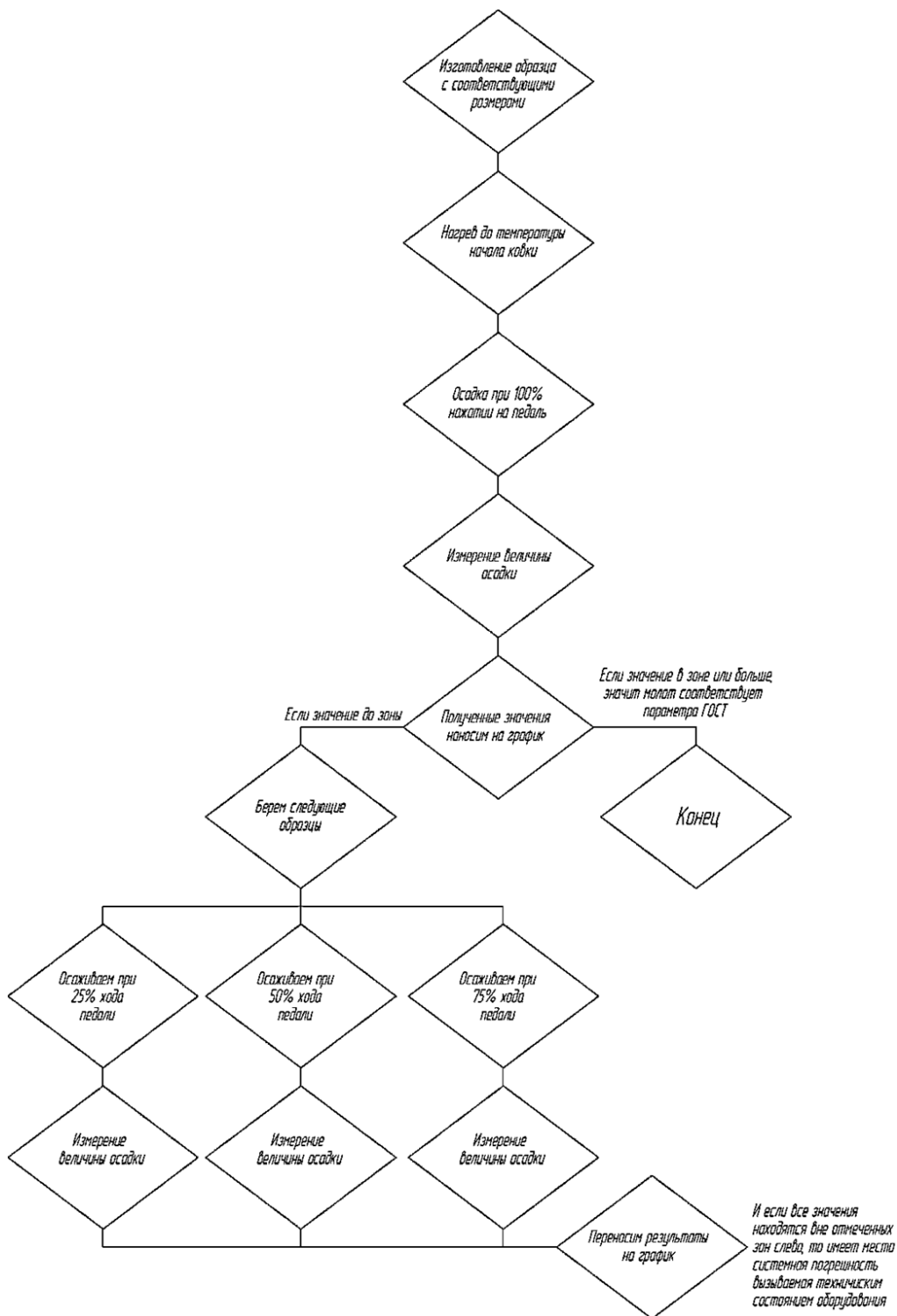


Рис. 6 – Алгоритм осуществления проверки молота

Если значение величины осадки находится в зоне между \min и \max , то параметры молота соответствуют указанным в ГОСТ и проверку можно закончить. Если полученное значение величины осадки меньше \min , то берем еще три таких же образца, нагреваем до температуры ковки и осаживаем

образцы, первый при 75% хода педали, второй при 50% хода педали и третий при 25% хода педали. Проводим измерение величины осадки заготовок и значения переносим на соответствующий график. И если все значения величины осадки находятся меньше \min значений, то имеет место системная погрешность, вызванная техническим состоянием молота.

Выводы. 1. В результате расчетов получены графики энергии удара для выбранных типоразмеров молотов с величиной хода по ГОСТу и действительным ходом падающих частей при различной величине хода педали. 2. Определена \min и \max величина осадки заготовок из стали 10, нагретой до температуры 1100°C, в зависимости от энергии удара при действительной и по ГОСТ величине хода падающих частей. 3. Предложен алгоритм проверки технического состояния и энергетических возможностей молотов на производстве.

Список литературы: 1. Ковка и штамповка: справочник / под ред.: Е. И. Семенов и др. – М.: Машиностроение, 1986. – Т. 2. Горячая штамповка, 592 с. 2. Щёголев В. Ф. Совершенствование кузнечного оборудования ударного действия. – М.: Машиностроение, 1968. – 224 с. 3. И.И.Фельдман, И. З. Табачников, М. А. Дымшиц. Модернизация кузнечнопрессового оборудования / МАШГИЗ, М., 1960. 4. Ковка и штамповка. Справочник / под ред. Е. И. Семёнова, Т. 1. – М.: Машиностроение, 1985. – 568 с. 5. М. А. Соболев, В. Я. Даниленко, А. Ю. Северин, А. А. Колтакова Анализ работы паровоздушных штамповочных молотов в зависимости от используемого энергоносителя // Харків: Вісник Національно технічний університет «ХПІ», №44–2014, , стр. 157–164. 6. Проектирование штампов для горячей объемной штамповки: учебное пособие / Ю. А. Титов, А. Ю. Титов. – Ульяновск: УлГТУ, 2012. – 116 с. 7. Тарновский И. Я., Поздеев А. А., Ганаго О. А. Деформации и усилия при обработке металлов давлением – М.: Машгиз, 1959. – 304. 8. Живов Л. И., Овчинников А. Г. Кузнечно-штамповочное оборудование, К.: Вища шк., 1985. – 280 с.

Bibliography (transliterated): 1. Forging and Stamping: Directory / ed .: Semenov E.I. et al. – Moscow: Engineering, 1986. – Vol. 2. Hot stamping, 592 p. 2. Shchegolev V.F. Improvement of forging equipment of percussive Action, Moscow.: Engineering, 1968. – 224 pp. 3. I.Z. Tabachnikov, M.A. Dymshits Modernization of forging and pressing equipment – Moscow, MASHGIZ, 1960. 4. Forging and stamping. Directory / ed. E.I.Semenov, Vol. 1. – Moscow: Engineering, 1985. – 568 p. 5. M.A. Sobol, V.I. Danilenkoand, A.Y. Sievierin, A.A. Koltakova. Analysis of the steamair-forging hammers, depending on the energy source // Kharkiv, Journal of National Technical University «KhPI», №44'2014, pp. 157–164. 6. Designing of stamps for hot forging: a tutorial / Y.A. Titov, A. Y. Titov. – Ulyanovsk: Ulyanovsk State Technical University, 2012. – 116 p.. 7. Tarnowski I.Y., Pozdeev A.A., O.A. Ganago, Deformations and efforts in metal forming. – Moscow: Mashgiz, 1959. – 304 p. 8. Zhivov L.I., Ovchinnikov A.G., Forge and stamping equipment, – Kiev. Vyshcha shk., 1985, 280 p.

Поступила (received) 22.10.2015

УДК 621.777.4

В. И. КУЗЬМЕНКО, канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»;
А. Ю. ЗАЛЬВОВСКИЙ, студент, НТУ «ХПІ»;
АХМЕД ТАКИ, студент, НТУ «ХПІ»

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ХОЛОДНОГО ВЫДАВЛИВАНИЯ СТУПЕНЧАТЫХ ВАЛОВ

Работа посвящена исследованию процессов штамповки ступенчатых валов редуцированием и высадкой с учетом возможной потери устойчивости высаживаемой заготовки, а также валов с эксцентриками путем использования прогрессивных методов обработки металлов давлением. Предложены и рассмотрены возможные варианты техпроцессов холодного выдавливания и высадки со сдвигом (изгибом) для получения заготовки эксцентрикового вала тормозной системы автотракторной техники. Описаны результаты исследований, полученные с помощью метода конечных элементов (МКЭ).

Ключевые слова: ступенчатый вал, эксцентриковый вал, высадка, макроструктура, метод конечных элементов (МКЭ).

Введение. Детали типа ступенчатый вал (рис. 1, а), коленчатый вал и кривошипный вал с эксцентриком (рис. 1, б, в) широко представлены в промышленности. Они используются во многих силовых устройствах, в том числе двигателях внутреннего сгорания, дизелях, различных транспортёрах, в тормозных системах, насосах, поршневых механизмах и других узлах и агрегатах.



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

В современном отечественном производстве их изготавливают на машиностроительных предприятиях точением из заготовок, полученных разными методами: клиновой прокаткой, горячей объёмной штамповкой с облоем и без него, холодной объёмной штамповкой, а также литьём. Для изготовления заготовок ступенчатых валов используют современную

технологію холодного выдавливання (ХВ) [1], що дозволяє по формі і розмірам максимально приблизити їх к готовой детали при забезпеченні високого якості.

Постановка задачі. Данная работа предусматривает использование RR метода штамповки [2, 3] в холодном состоянии, как наиболее приемлемого и рационального для изготовления заготовок эксцентриковых валов. Этот метод предусматривает сочетание операций высадки, сдвига (изгиба), и редуцирования концевой части вала. Однако он ещё недостаточно изучен, отсутствуют рекомендации по проектированию техпроцессов и конструированию штампов с учётом нагрузок на инструмент. Нами была разработана методика исследования, основанная на использовании МКЭ.

Результаты исследований. Проведены поисковые эксперименты по определению возможных вариантов использования данного метода для получения эксцентрикового вала тормозной системы, автотракторной техники. На рассмотрение вынесены пять вариантов применения высадки и высадки со сдвигом для изготовления заготовки эксцентрикового вала. Они представлены на рис. 1–5, где: 1 – пуансон для высадки; 2 – контейнер; 3 – исходная заготовка; 4 – матрица для высадки эксцентрика; 5 – матрица для фиксации (формообразования редуцированием) нижней части вала.

Вариант 1, рис. 2. Предложен для высадки эксцентрика на концевой части вала (рис. 1, б). Диаметр заготовки равен диаметру нижней части вала и фиксируется в матрице 5, над которой размещена матрица для высадки эксцентрика 4. Эта матрица предварительно смещена на величину эксцентриситета. При этом верхний конец вала зафиксирован в контейнере 2, что позволяет увеличить относительную длину высаживаемой части в сравнении со свободной высадкой (по аналогии с рис. 3).

Вариант 2, рис. 3. Представлена схема поэтапного формирования свободной высадкой (пуансон 1, высаживаемая часть 3) эксцентрика в средней части вала. Матрица 4 смещается на величину эксцентриситета на протяжении всего хода высадки.

Вариант 3, рис. 4. Схема аналогічна представленій по варіанту 2, но с фіксацією верхнього кінця заготовки в контейнері 2, що дозволить збільшити відносну довжину висаджуваної частини заготовки 3.

Вариант 4. В цьому випадку висадка ексцентрика в матриці 4 здійснюється з попереднім видавлюванням пуансоном 1 заготовки 3 з контейнера 2. Всі частини штампа виставлені соосно, зміщення ползушки з матрицею для висадки 4 на величину ексцентриситету здійснюється на протязі всього робочого ходу.

Вариант 5. Початкова стадія процесу аналогічна варіанту 4, а зміщення ползушки з матрицею для висадки 4 на величину ексцентриситету здійснюється на заключній стадії робочого ходу.

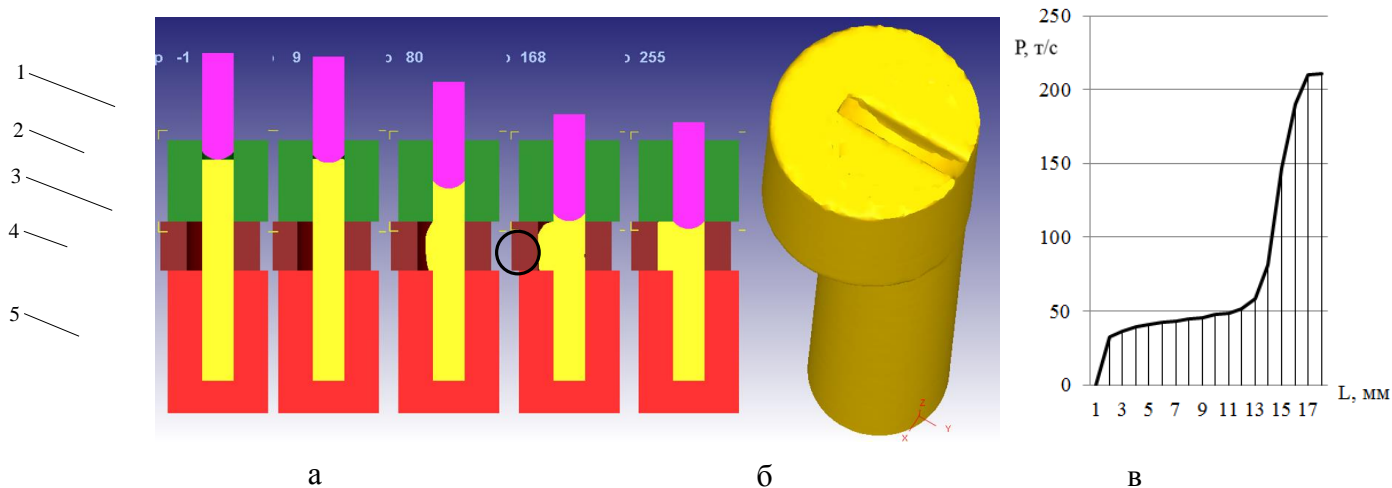


Рис. 2 – Висадка ексцентрика на кінці вала передбачує пряме видавлювання з контейнера з наступною висадкою в попередньо зміщену матрицю:
а – послідовність формозмінення, б – готова деталь, в – графік зусилля

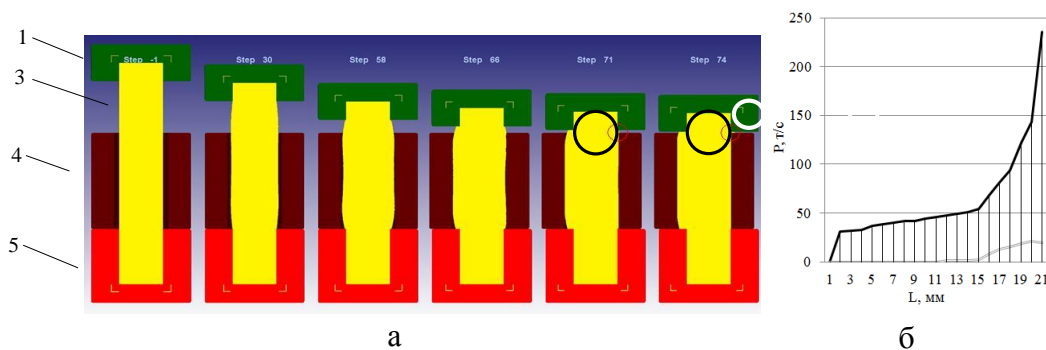


Рис. 3 – Висадка в матрицю зі зміщенням в поперечному напрямку на величину ексцентриситету з зачепленим в пуансоні верхнім кінцем вала:
а – послідовність формозмінення, б – графік зусилля

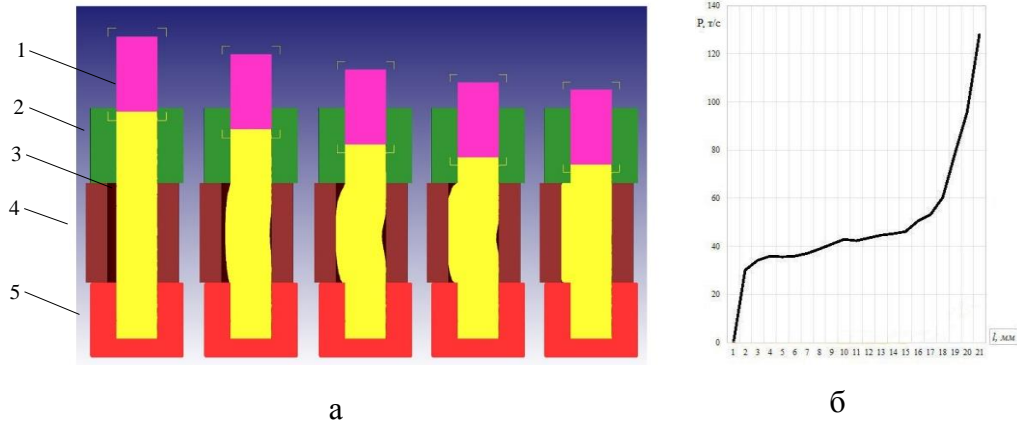


Рис. 4 – Высадка с выдавливанием из неподвижного контейнера со смещённой на величину эксцентриситета матрицей: а – последовательность формоизменения, б – график усилия

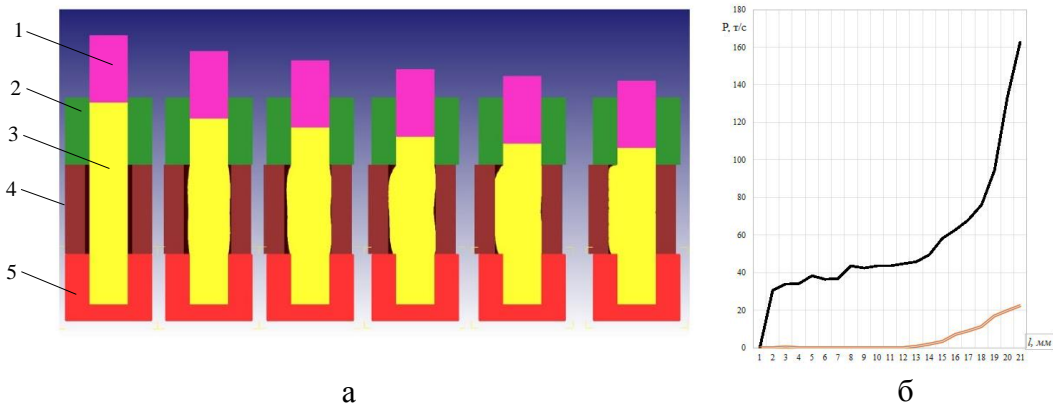


Рис. 5 – Высадка с выдавливанием из неподвижного контейнера со сдвигом на протяжении всего рабочего хода высадочного пуансона: а – последовательность формоизменения, б – график усилия

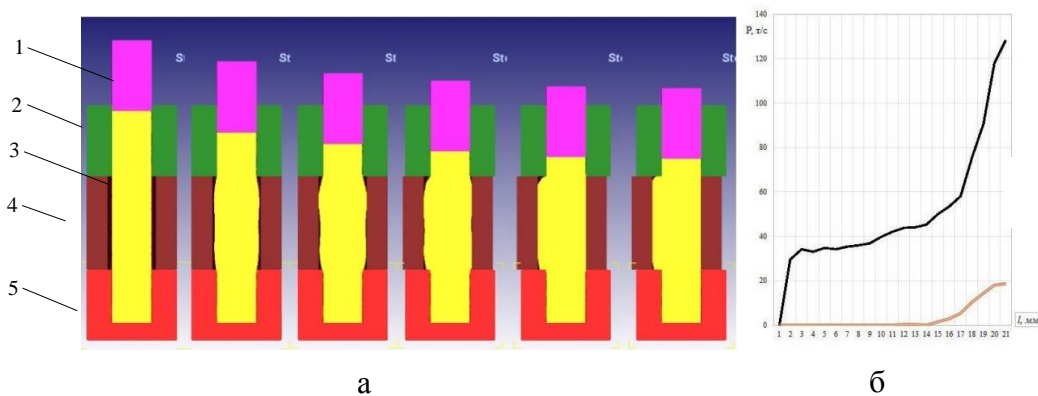


Рис. 6 – Высадка с выдавливанием из неподвижного контейнера со сдвигом на протяжении заключительной части хода высадочного пуансона: а – последовательность формоизменения, б – график усилия.

Усилие снижается, качество повышается.

Выводы. В случае превышения допустимой величины высаживаемой части заготовки возможно образование дефекта в виде зажима на образующей эксцентрика (выделено на рис. 2). Наблюдается затягивание заусенца в верхней части эксцентрика (рис 3). Возникает зажим на задней боковой поверхности эксцентрика (рис. 4). Имеет место значительный рост усилия деформирования, при хорошем качестве изделия (рис. 5). Наиболее приемлемый вариант (рис. 6), который требует проведения дополнительных исследований с использованием планирования эксперимента (для определения относительной длины высаживаемой части заготовки и величины хода смещения)

Список литературы: 1. Зальвовский А. Ю., Кузьменко В. И. Анализ технологических процессов штамповки ступенчатых, коленчатых и эксцентриковых валов высадкой со сдвигом // Х: Вісник національного технічного університету «ХПІ» – 2014 – №44 (1087) – С. 56–62. 2. Сучков А.Е. Экономия металла в машиностроении при обработке давлением/ А.Е. Сучков. – Минск: Наука и техника, 1971. – 128 с. 3. Ruget G. Z. Evolution du procédé RR de fibrage integral decvilebré-quins Atti. 4° Conv. int. fucinal, Terni, 1970, 503–520, 563–583é. 4. Паршин В.С., Карамышев А.П., Некрасов И.И., Пугин А.И., Федюлов А.А. Практическое руководство к программному комплексу DEFORM-3D: учебное пособие. Екатеринбург: УрФУ, 2010. – 266 с.

Bibliography (transliterated): 1. Zalvovskiy A.Y., Kuzmenko V.I. Analiz tehnologicheskikh protsessov shtampovki stupenchatyih, kolenchatyih i ekstsentrikovyih valov vyisadkoy so zdvigom // Kharkiv: Visnik natsionalnogo tehlnchnogo unIversitetu «KHPI» – 2014 – N44 (1087) – P 56–62. 2. Suchkov A.E. Ekonomiya metalla v mashinostroenii pri obrabotke davleniem/ A.E. Suchkov. – Minsk: Nauka i tehnika, 1971. – 128 p. 3. Ruget G. Z. Evolution du procédé RR de fibrage integral decvilebré-quins Atti. 5° Conv. int. fucinal, Terni, 1970, 503–520, 563–583é. 4. Parshin B.C., Karamyishev A.P., Nekrasov I.I., Pugin A.I., Fedulov A.A. Prakticheskoe rukovodstvo k programmnomu kompleksu DEFORM-3D: uchebnoe posobie. Ekaterinburg: UrFU, 2010. – 266 p.

Поступила (received) 20.10.2015

УДК 621.923

Р. М. МИНЧЕВ, инженер, ООО «ЭНЕРГОРЕЛЕ», Мариуполь;
С. А. ДИТИНЕНКО, канд. техн. наук, ХНЭУ, Харьков

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Разработана расчетная схема определения шероховатости поверхности при шлифовании на основе равномерного и вероятностного характера участия зерен круга в резании, что позволило обосновать условия уменьшения шероховатости и выбрать оптимальную зернистость круга для заданной шероховатости поверхности. Показано, что в первом приближении при расчете оптимальной зернистости круга можно ограничиться рассмотрением равномерного характера участия зерен круга в резании, учитывая вероятность участия зерен круга в резании за счет 2-кратной поправки на установленное значение зернистости круга.

Ключевые слова: шлифование, шлифовальный круг, абразивные зерна, режимы шлифования, шероховатость поверхности, зернистость круга, теоретико-вероятностный подход.

© Р. М. Минчев, С. А. Дитиненко, 2015

Введение. Одним из основных направлений эффективного применения процессов шлифования в технологии изготовления деталей машин является обеспечение высоких показателей шероховатости поверхности. Это достигается за счет участия в резании большого количества абразивных зерен шлифовального круга и снижения толщин срезов, приходящихся на каждое режущее зерно. Однако, в связи с разновысотным расположением абразивных зерен на рабочей поверхности круга, износом круга и другими технологическими факторами, как показывает практика, фактическое количество зерен, участвующих в процессе резания, значительно меньше номинального, что не всегда позволяет достичь требуемой шероховатости поверхности. Поэтому приходится прибегать к более трудоемким процессам доводки, хонингования и т.д. Исходя из этого, актуальной задачей машиностроения является определение новых технологических возможностей снижения шероховатости поверхности на операциях шлифования, что требует проведения теоретического анализа шероховатости поверхности и установления условий ее уменьшения.

Анализ последних достижений и литературы. Проблеме исследования шероховатости поверхности при шлифовании посвящены работы [1–3], в которых теоретически и экспериментально определены количественные значения шероховатости поверхности, достигаемые при различных условиях шлифования, включая режимы шлифования, характеристики кругов, технологические среды и т.д. Установлено, что основным условием снижения шероховатости поверхности является поддержание в процессе высокой режущей способности круга, уменьшения зернистости круга, применение кругов из синтетических сверхтвердых материалов, обеспечивающих тончайшие срезы за счет высокой остроты зерен, уменьшение разновысотного расположения вершин зерен на рабочей поверхности круга, например за счет создания плосковершинных зерен, и т.д. Важные результаты получены на основе математического моделирования закономерностей формирования шероховатости поверхности [4, 5]. Однако в полном объеме эти задачи в силу их сложности не решены, что требует разработки новых подходов к их решению.

Цель работы, постановка проблемы. Целью работы является теоретическое определение условий уменьшения шероховатости поверхности при шлифовании на основе равномерного и вероятностного участия зерен круга в резании и разработка упрощенной методики расчета оптимальных параметров шлифования для заданной шероховатости поверхности.

Материалы исследований. Шероховатость поверхности при шлифовании формируется в результате наложения и перекрытия большого количества срезов, образуемых абразивными зернами, имеющими различную форму, размеры и различное расположение на рабочей поверхности круга. Поэтому, чтобы учесть эти факторы, необходимо расчеты шероховатости поверхности, образуемой при шлифовании, производить с использованием положений теории вероятностей [4]. Однако, полученные аналитические зависимости справедливы, как правило, для отдельных схем шлифования и не позволяют с единых позиций (в общем случае) решить задачу определения оптимальных условий шлифования по критерию наименьшей шероховатости поверхности. В особой мере это относится к выбору наиболее рациональной кинематической схемы шлифования, обеспечивающей наименьшую шероховатость поверхности для условий, когда требуется достичь высоких показателей шероховатости поверхности, близких к условиям обработки свободным абразивом. В частности, это относится к шлифованию отверстий в гидро- и пневмоцилиндрах, где требуется обеспечить шероховатость поверхности на уровне $R_a=0,04$ мкм. Очевидно, добиться практически такого высокого уровня шероховатости поверхности шлифованием сложно, даже применяя мелкозернистые круги. Поэтому важно теоретически оценить технологические возможности шлифования с точки зрения достижения таких высоких показателей шероховатости поверхности. Для этого может быть предложена расчетная схема, которая основана на приближенном определении шероховатости поверхности при шлифовании исходя из условия, что все зерна, проконтактировавшие с обрабатываемой поверхностью в пределах базовой длины B , оставили свои полные проекции в поперечном сечении (без пересечения) и сформировали полный профиль, соответствующий шероховатости поверхности с максимальной высотой микронеровностей R_{max} .

Согласно рис. 1, полный съем обрабатываемого металла режущими зернами круга происходит на уровне $y = R_{max}$, где y – координата, отсчитываемая от вершины зерна (высоты выступания зерен над уровнем связки круга приняты одинаковыми). Для определения параметра шероховатости поверхности R_{max} следует ввести новый параметр \bar{B} , который равен сумме длин несрезанных участков металла на уровне $y < R_{max}$. Очевидно, на уровне $y = R_{max}$ справедливо условие $\bar{B} = B$, а при $y < R_{max}$ – условие $\bar{B} < B$. Поэтому необходимо оценить характер изменения \bar{B}/B для различных условий обработки.

В общем случае при круглом внутреннем шлифовании $\bar{B} = 2tg\gamma \cdot y \cdot n = 2tg\gamma \cdot y \cdot k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau$, где n – общее количество зерен круга, участвующих в формировании шероховатости поверхности; 2γ – угол при вершине конусообразного режущего зерна; k – поверхностная концентрация зерен круга, шт./м²; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; $\tau = l/V_{дет}$ – время, в течение которого зерна шлифовального круга могут контактировать с фиксированным поперечным сечением обрабатываемой детали, с; $l = \sqrt{2t/\rho}$ – длина дуги контакта круга с обрабатываемой деталью [6], м; $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; t – глубина шлифования, м; $\bar{B} = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau$; $R_{кр}$, $R_{дет}$ – радиусы круга и детали, м.

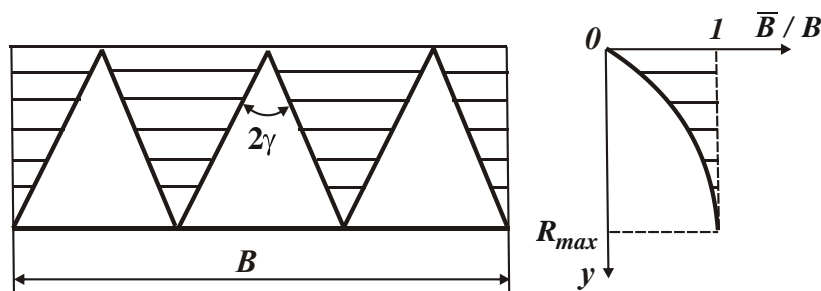


Рис. 1 – Расчетная схема определения отношения \bar{B}/B

Параметр k при шлифовании алмазным кругом определяется зависимостью [7]: $k = \frac{3m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$, где m – объемная концентрация зерен круга (например, для 100%-й концентрации $m=100$); \bar{X} – зернистость круга, м; $(1 - \varepsilon)$

– коэффициент, учитывающий высоту выступления зерен над уровнем связки круга.

Физически коэффициент $(1 - \varepsilon)$ может быть выражен: $(1 - \varepsilon) = y / \bar{X}$.

Тогда с учетом всех преобразований отношение \bar{B} / B определится:

$$\frac{\bar{B}}{B} = \frac{3m \cdot \text{tg} \gamma \cdot y^2}{100 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}}\right)}}. \quad (1)$$

Как видно, с увеличением y отношение \bar{B} / B увеличивается и при условии $y = R_{max} = 1$ мкм, поскольку в принятой расчетной схеме (рис. 1) в пределах базовой длины B отсутствует наложение проекций срезов отдельными зернами. Выполнение данного условия обеспечивается за счет равномерного участия зерен в резании и правильного выбора параметров шлифования, входящих в зависимость (1). В связи с этим определим значение \bar{B} / B для следующих исходных данных: $m = 100$; $\bar{X} = 0,1$ мм; $2\gamma = 90^\circ$; $V_{кр} = 30$ м/с; $V_{дет} = 30$ м/мин; $t = 0,01$ мм; $R_{кр} = 0,04$ м; $R_{дет} = 0,05$ м; $y = R_{max} = 1$ мкм. В результате $\bar{B} / B = 0,12$.

Как видно, полученное значение \bar{B} / B меньше единицы. Следовательно, на уровне $y = R_{max} = 1$ мкм полный профиль от наложения проекций зерен не образуется. Очевидно, полный профиль для тех же исходных данных может быть образован при условии $y = R_{max} = 2,9$ мкм, т.е. при значительно большем значении параметра шероховатости поверхности R_{max} . Чтобы добиться требуемого значения $R_{max} = 1$ мкм, необходимо, например, уменьшить зернистость круга \bar{X} , которая входит в зависимость (1) с наибольшей степенью и поэтому в наибольшей мере влияет на отношение \bar{B} / B . В табл. 1 приведены расчетные значения отношения \bar{B} / B для различных значений зернистости круга \bar{X} . Как видно, при $\bar{X} = 50$ мкм фактически обеспечивается условие $\bar{B} / B = 1$, т.е. в этом случае образуется полный профиль от наложения проекций зерен в поперечном сечении обрабатываемой детали в пределах базовой длины B , а параметр шероховатости поверхности $R_{max} = 1$ мкм.

Таблица 1 – Расчетные значения отношения \bar{B} / B

\bar{X} , мкм	20	30	40	50	100
\bar{B} / B	15	4,43	1,88	0,96	0,12

Для удобства выполнения расчетов зернистости круга \bar{X} , при которой выполняется условие $\bar{B} / B = 1$, а параметр R_{max} принимает заданное значение, необходимо зависимость (1) разрешить относительно зернистости круга:

$$\bar{X} = \sqrt[3]{\frac{3m \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{max}^2 \cdot V_{кр}}{100\pi \cdot V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}}\right)}}}. \quad (2)$$

Из полученной зависимости (2) следует, что при заданной шероховатости поверхности R_{max} зернистость круга \bar{X} тем больше, чем больше параметры m , $V_{кр}$, t и меньше $V_{дет}$. Зависимость (2) является приближенной, т.к. не учитывает вероятностный характер участия зерен в резании, в результате которого происходит наложение проекций зерен в поперечном сечении обрабатываемой детали (рис. 1) и поэтому полный профиль может быть образован при условии $\bar{B} / B > 1$, например при $\bar{B} / B = 5$ и т.д. В связи с этим, в зависимости (2) необходимо учитывать отношение $\bar{B} / B > 1$. Тогда, разрешая зависимость (1) относительно зернистости круга \bar{X} , получено:

$$\bar{X} = \sqrt[3]{\frac{B}{\bar{B}} \cdot \frac{3m \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot R_{max}^2 \cdot V_{кр}}{100\pi \cdot V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}}\right)}}}. \quad (3)$$

Отношение B / \bar{B} меньше единицы, что приводит к уменьшению зернистости круга \bar{X} . Следовательно, вероятностный характер участия зерен в резании приводит к тому, что зернистость круга \bar{X} необходимо уменьшать для обеспечения заданного значения параметра шероховатости поверхности R_{max} .

Очевидно, чем меньше отношение B / \bar{B} , тем меньше зернистость круга \bar{X} . Однако, уменьшение \bar{X} происходит не столь существенно, т.к. отношение B / \bar{B} входит в зависимость (3) с небольшой степенью – 0,33. Поэтому

уменьшение отношения B/\bar{B} , например в 8 раз приведет к уменьшению зернистости круга \bar{X} всего в 2 раза. Следовательно, для обеспечения заданного значения параметра шероховатости поверхности R_{max} с учетом вероятностного характера участия зерен в резании достаточно при выборе оптимальной зернистости круга \bar{X} учесть 2-кратную поправку, например, при номинальном значении \bar{X} фактически принять $50 \text{ мкм} < \bar{X} < 100 \text{ мкм}$. Предложенная методика расчета оптимальной зернистости круга согласуется с результатами исследований шероховатости поверхности, выполненными с учетом вероятностного характера участия зерен круга в резании [8] и полученной зависимостью для определения относительной полноты профиля круга $\varepsilon(y)$, по физической сути соответствующей отношению \bar{B}/B : $\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{2tg\gamma \cdot n \cdot y}{B}}$. Очевидно, $\frac{2tg\gamma \cdot n \cdot y}{B} = \frac{\bar{B}}{B}$. Тогда с учетом $y = R_{max}$ имеем: $\varepsilon(y = R_{max}) = 1 - e^{-\frac{\bar{B}}{B}}$. В табл. 2 приведены расчетные значения функции $\varepsilon(y = R_{max})$ для разных значений отношения \bar{B}/B .

Таблица 2 – Расчетные значения функции $\varepsilon(y = R_{max})$

\bar{B}/B	0,12	1	2	4	8	10
$\varepsilon(y = R_{max})$	0,11	0,422	0,865	0,982	0,996	0,999

Как видно, с увеличением отношения $\bar{B}/B > 1$ функция $\varepsilon(y = R_{max})$ асимптотически стремится к единице. Это условие может быть реализовано в результате наложения и перекрытия проекций зерен в поперечном сечении обрабатываемой детали. Выполнение условия $\bar{B}/B = 1$ является приближенным, т.к. функция $\varepsilon(y = R_{max}) = 0,422$, что значительно меньше единицы. Следовательно, при расчете оптимальной зернистости круга \bar{X} по зависимости (3) необходимо отношение \bar{B}/B принимать больше единицы. Это приведет в соответствие расчетные и экспериментальные значения зернистости круга \bar{X} .

Выводы. Разработана расчетная схема определения шероховатости поверхности при шлифовании на основе равномерного и вероятностного характера участия зерен круга в резании, что позволило обосновать условия

уменьшения шероховатости и выбрать оптимальную зернистость круга для заданной шероховатости поверхности. Показано, что в первом приближении при расчете оптимальной зернистости круга можно ограничиться рассмотрением равномерного характера участия зерен круга в резании, учитывая вероятность участия зерен в резании за счет 2-кратной поправки на значение зернистости круга.

Список литературы: 1. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов / Е.Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с. 2. Ящерицын П.И. Шлифование металлов / П.И. Ящерицын, Е.А. Жалнерович. – Минск: Беларусь, 1970. – 464 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. 4. «Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов» – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с. 4. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. – Саратов, 1979. – 232 с. 5. Шероховатость поверхностей (теоретико-вероятностный подход) / А.П. Хусу, Ю.Р. Витенберг, В.А. Пальмов. – М.: Гл. ред. физ.-мат. литературы изд-ва «Наука», 1975. – 344 с. 6. Новіков Ф. В. Високопродуктивне алмазне шліфування: монографія / Ф. В. Новіков. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2014. – 412 с. 7. Алмазно-абразивная обработка материалов: справочник / Под ред. проф. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с. 8. Шкурупий В.Г. Аналитическое описание и технологическое обеспечение параметров шероховатости обработки / В.Г. Шкурупий, Ф.В. Новиков // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.-техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2004. – Вып. 67. – С. 46–56.

Bibliography (transliterated): 1. Maslov E.N. Teoriya shlifovaniya metallov / E.N. Maslov. – Moscow: Mashinostroenie, 1974. – 319 p. 2. Yasheritsyn P.I. Shlifovanie metallov / P.I. Yasheritsyn, E.A. Zhalnerovith. – Minsk: Belarus, 1970. – 464 p. 3. Fiziko-matematicheskaya teoriya protsessov obrabotki materialov i tekhnologiy mashinostroeniya / Pod obsh. red. F.V. Novikova i A.V. Yakimova. V 10 vol.– Vol. 4. «Teoriya abrazivnoy i almazno-abrazivnoy obrabotki materialov» – Odessa: ONPU, 2002. – 802 p. 4. Novoselov Y.K. Dinamika formoobrazovaniya poverkhnostey pri abrazivnoy obrabotke / Y.K. Novoselov. – Saratov, 1979. – 232 p. 5. Sherokhovatost poverkhnostey (teoretiko-veroyatnostnyiy podkhod) / A.P. Khusu, Y.R. Vitenberg, V.A. Palymov. – Moscow:: Gl. red. fiz.-mat. literatury izd-va «Nauka», 1975. – 344 p. 6. Novikov F.V. Vysokoproduktyvne almazne shlifuvannya: monografiya / F.V. Novikov. – Kharkov: Vyd. KhNEU, 2014. – 412 p. 7. Almazno-abrazivnaya obrabotka materialov: spravothnik / Pod red. prof. A.N. Reznikova. – Moscow:: Mashinostroenie, 1977. – 390 p. 8. Shkurupiy V.G. Analiticheskoe opisanie i tekhnologitheskoe obespechenie parametrov sherokhovatosti obrabotki / V.G. Shkurupiy, F.V. Novikov // Rezanie i instrument v tekhnologitheskikh sistemakh: Mezhd. nauthn.-tekhn. sbornik. – Kharkov: NTU «KhPI», 2004. – Vyp. 67. – P. 46–56.

Поступила (received) 10.07.2015

УДК 621.923

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

О. С. КЛЕНОВ, канд. техн. наук, фирма «ДиМерус Инженеринг», Харьков

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Разработана математическая модель определения погрешностей механической обработки с позиции баланса упругих перемещений, возникающих в технологической системе, и рабочих перемещений инструмента в процессе резания. Расчетами установлено, что величина упругого перемещения при шлифовании по жесткой схеме математически описывается биномиальным рядом. Доказано, что существует установившееся значение упругого перемещения, определяемого равенством силы резания и силы упругости. Исходя из этого, определены оптимальные параметры обработки при шлифовании с относительно низкой жесткостью технологической системы.

Ключевые слова: механическая обработка, шлифование, инструмент, точность обработки, упругое перемещение, технологическая система, сила резания, глубина шлифования.

Введение. Обеспечение высоких показателей точности механической обработки деталей машин требует значительных трудозатрат, связанных с необходимостью снижения режимов резания и производительности обработки на финишных операциях. Это связано главным образом с возникновением в технологической системе упругих перемещений, которые в процессе резания вызывают различные погрешности обработки. Поэтому требуется установление оптимальных условий обработки, обеспечивающих заданную точность с максимально возможной производительностью, что предполагает разработку математической модели определения погрешностей механической обработки и оптимизацию параметров процесса резания с учетом возникающих в технологической системе упругих перемещений.

Анализ последних достижений и литературы. Вопросу определения упругих перемещений при механической обработке посвящены многочисленные работы [1–3], в которых математически описаны технологические закономерности возникновения упругих перемещений. Однако, расчетные зависимости содержат составляющие силы резания, которые могут быть установлены экспериментально, что снижает эффективность теоретических решений.

В работах [4] показано, что тангенциальную составляющую силы резания при шлифовании можно аналитически выразить произведением энергоемкости

обработки и мгновенной суммарной площади поперечного сечения среза, равной отношению производительности обработки к скорости круга. Это открывает принципиально новые возможности теоретического анализа силы резания при шлифовании и соответственно упругих перемещений, возникающих в технологической системе.

Цель работы, постановка проблемы. Целью работы является теоретическое определение условий обеспечения заданной точности обработки и повышения при этом производительности на основе учета упругих перемещений, возникающих в технологической системе. Для достижения поставленной цели необходимо разработать математическую модель определения упругих перемещений в технологической системе и на ее основе провести выбор оптимальных условий обработки по критерию наибольшей производительности с учетом ограничения по точности.

Материалы исследований. Величина упругого перемещения, возникающего в технологической системе при механической многопроходной обработке (по жесткой схеме) может быть определена зависимостью [5]:

$$y = n \cdot t_n - \sum_{i=1}^n t, \quad (1)$$

где n – количество проходов инструмента; t_n , t – номинальная и фактическая глубины резания, м.

Поскольку фактическая глубина резания является функцией величины упругого перемещения y , возникающего в технологической системе на каждом проходе инструмента, то целесообразно величину y выразить через t :

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{K_{рез} \cdot c} = \frac{\sigma \cdot F}{K_{рез} \cdot c}, \quad (2)$$

где P_y , P_z – радиальная и тангенциальная составляющие силы резания, Н; c – приведенная жесткость технологической системы, Н/м; $K_{рез} = P_z / P_y$ – коэффициент резания; σ – условное напряжение резания, Н/м²; F – площадь поперечного сечения среза, м².

При точении $F = S \cdot t$, где S – подача, м/об; t – фактическая глубина резания, м.

При шлифовании $F = Q/V_{кр}$, где $Q = \pi \cdot D \cdot t \cdot S_{прод}$ – производительность обработки, м³/с; D – диаметр обрабатываемой детали, м; t – фактическая глубина шлифования, м; $S_{прод}$ – скорость продольной подачи, м/с; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с. Тогда зависимость (1) с учетом зависимости (2) примет вид:

$$\frac{\pi \cdot D \cdot S_{прод} \cdot t \cdot \sigma}{K_{рез} \cdot c \cdot V_{кр}} = n \cdot t_n - \sum_{i=1}^n t. \quad (3)$$

В работе [6] показано, что при шлифовании при относительно низкой жесткости технологической системы c справедливо условие $y \geq t$ и величина упругого перемещения может быть описана зависимостью:

$$y = B_1 \cdot t, \quad (4)$$

где $B_1 = \frac{\pi \cdot D \cdot S_{прод} \cdot \sigma}{K_{рез} \cdot c \cdot V_{кр}}$ – безразмерная величина.

Очевидно, $B_1 \geq 1$ и зависимость (3) может быть представлена:

$$B_1 \cdot t = n \cdot t_n - \sum_{i=1}^n t. \quad (5)$$

В итоге получено уравнение относительно неизвестной величины t . В общем виде решить уравнение (5) сложно. Его можно решить поочередно для каждого прохода инструмента ($n=1; 2; 3; 4$ и т.д.).

Так, при первом проходе инструмента уравнение (5) принимает вид:

$$B_1 \cdot t_1 = t_n - t_1, \quad (6)$$

где t_1 – фактическая глубина шлифования при первом проходе, м.

Откуда

$$t_1 = \frac{t_n}{(1 + B_1)}. \quad (7)$$

Как видно, фактическая глубина шлифования t_1 меньше номинальной глубины шлифования t_n в связи с возникновением в технологической системе упругого перемещения.

При втором проходе инструмента уравнение (5) принимает вид:

$$B_1 \cdot t_2 = 2 \cdot t_n - t_1 - t_2, \quad (8)$$

где t_2 – фактическая глубина шлифования при втором проходе, м.

Исходя из уравнения (5), неизвестная величина t_2 определяется:

$$t_2 = \frac{2 \cdot t_n - t_1}{(1 + B_1)} = \frac{2 \cdot t_n}{(1 + B_1)} - \frac{t_n}{(1 + B_1)^2}. \quad (9)$$

При третьем проходе инструмента уравнение (5) принимает вид:

$$B_1 \cdot t_3 = 3 \cdot t_n - t_1 - t_2 - t_3, \quad (10)$$

где t_3 – фактическая глубина шлифования при третьем проходе, м.

Откуда неизвестная величина t_3 определяется:

$$\begin{aligned} t_3 &= \frac{3 \cdot t_n - t_1 - t_2}{(1 + B_1)} = \frac{3 \cdot t_n}{(1 + B_1)} - \frac{t_n}{(1 + B_1)^2} - \frac{2 \cdot t_n}{(1 + B_1)^2} + \frac{t_n}{(1 + B_1)^3} = \\ &= \frac{3 \cdot t_n}{(1 + B_1)} - \frac{3 \cdot t_n}{(1 + B_1)^2} + \frac{t_n}{(1 + B_1)^3}. \end{aligned} \quad (11)$$

При четвертом проходе инструмента уравнение (5) принимает вид:

$$B_1 \cdot t_4 = 4 \cdot t_n - t_1 - t_2 - t_3 - t_4, \quad (12)$$

где t_4 – фактическая глубина шлифования при четвертом проходе, м.

Откуда неизвестная величина t_4 определяется:

$$\begin{aligned} t_4 &= \frac{4 \cdot t_n - t_1 - t_2 - t_3}{(1 + B_1)} = \frac{4 \cdot t_n}{(1 + B_1)} - \frac{t_n}{(1 + B_1)^2} - \frac{2 \cdot t_n}{(1 + B_1)^2} + \frac{t_n}{(1 + B_1)^3} - \\ &- \frac{3 \cdot t_n}{(1 + B_1)^2} + \frac{3 \cdot t_n}{(1 + B_1)^3} - \frac{t_n}{(1 + B_1)^4} = \frac{4 \cdot t_n}{(1 + B_1)} - \frac{6 \cdot t_n}{(1 + B_1)^2} + \frac{4 \cdot t_n}{(1 + B_1)^3} - \frac{t_n}{(1 + B_1)^4}. \end{aligned} \quad (13)$$

При пятом проходе инструмента уравнение (5) принимает вид:

$$B_1 \cdot t_5 = 5 \cdot t_H - t_1 - t_2 - t_3 - t_4 - t_5, \quad (14)$$

где t_5 – фактическая глубина шлифования при четвертом проходе, м.

Откуда неизвестная величина t_5 определяется:

$$t_5 = \frac{5 \cdot t_H - t_1 - t_2 - t_3 - t_4}{(1 + B_1)} = \frac{5 \cdot t_H}{(1 + B_1)} - \frac{10 \cdot t_H}{(1 + B_1)^2} + \frac{10 \cdot t_H}{(1 + B_1)^3} - \frac{5 \cdot t_H}{(1 + B_1)^4} + \frac{t_H}{(1 + B_1)^5}. \quad (15)$$

Нетрудно видеть, что полученные зависимости (7), (9), (11), (13) и (15) являются разложениями биномиального ряда $t_n \cdot \left\{ 1 - \left[1 - \frac{1}{(1 + B_1)} \right]^n \right\}$.

Например,

$$\begin{aligned} & t_n \cdot \left\{ 1 - \left[1 - \frac{1}{(1 + B_1)} \right]^5 \right\} = \\ & = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[1 - \frac{5}{(1 + B_1)} + \frac{5 \cdot 4}{1 \cdot 2 \cdot (1 + B_1)^2} - \frac{5 \cdot 4 \cdot 3}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot (1 + B_1)^3} + \frac{5 \cdot 4 \cdot 3 \cdot 2}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4 \cdot (1 + B_1)^4} - \frac{5 \cdot 4 \cdot 3 \cdot 2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4 \cdot 5 \cdot (1 + B_1)^5} \right] \right\} = \\ & = \frac{5 \cdot t_H}{(1 + B_1)} - \frac{10 \cdot t_H}{(1 + B_1)^2} + \frac{10 \cdot t_H}{(1 + B_1)^3} - \frac{5 \cdot t_H}{(1 + B_1)^4} + \frac{t_H}{(1 + B_1)^5}; \quad (16) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & t_n \cdot \left\{ 1 - \left[1 - \frac{1}{(1 + B_1)} \right]^4 \right\} = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[1 - \frac{4}{(1 + B_1)} + \frac{4 \cdot 3}{1 \cdot 2 \cdot (1 + B_1)^2} - \frac{4 \cdot 3 \cdot 2}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot (1 + B_1)^3} + \frac{4 \cdot 3 \cdot 2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4 \cdot (1 + B_1)^4} \right] \right\} = \\ & = \frac{4 \cdot t_H}{(1 + B_1)} - \frac{6 \cdot t_H}{(1 + B_1)^2} + \frac{4 \cdot t_H}{(1 + B_1)^3} - \frac{t_H}{(1 + B_1)^4}; \quad (17) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & t_n \cdot \left\{ 1 - \left[1 - \frac{1}{(1 + B_1)} \right]^3 \right\} = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[1 - \frac{3}{(1 + B_1)} + \frac{3 \cdot 2}{1 \cdot 2 \cdot (1 + B_1)^2} - \frac{3 \cdot 2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot (1 + B_1)^3} \right] \right\} = \\ & = \frac{3 \cdot t_H}{(1 + B_1)} - \frac{3 \cdot t_H}{(1 + B_1)^2} + \frac{t_H}{(1 + B_1)^3}; \quad (18) \end{aligned}$$

$$t_n \cdot \left\{ 1 - \left[1 - \frac{1}{(1 + B_1)} \right]^2 \right\} = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[1 - \frac{2}{(1 + B_1)} + \frac{2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot (1 + B_1)^2} \right] \right\} = \frac{2 \cdot t_H}{(1 + B_1)} - \frac{t_H}{(1 + B_1)^2}. \quad (19)$$

Как видно, зависимости (15) и (16), (13) и (17), (11) и (18), (9) и (19) идентичны между собой. Следовательно, фактическая глубина шлифования t описывается зависимостью:

$$t = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^n \right\} = t_n \cdot \left[1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{B_1} \right)^n} \right]. \quad (20)$$

Величина упругого перемещения y аналитически выражается:

$$y = B_1 \cdot t = B_1 \cdot t_n \cdot \left[1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{B_1} \right)^n} \right]. \quad (21)$$

Произведение $B_1 \cdot t_n$ равно величине установившегося упругого перемещения $y_{уст} = B_1 \cdot t$, определяемого равенством силы резания и силы упругости. С учетом этого условия зависимость (21) выразится:

$$y = y_{уст} \cdot \left[1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{B_1} \right)^n} \right]. \quad (22)$$

Характер изменения отношения t/t_n , определяемого зависимостью (20), показан в табл. 1 и на рис. 1. С увеличением количества проходов инструмента n отношение t/t_n непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице. При большем значении B_1 отношение t/t_n больше.

Таблица 1 – Расчетные значения отношения t/t_n

n	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
t/t_n (для $B_1 = 2$)	0	0,33	0,56	0,7	0,8	0,87	0,91	0,94	0,96	0,97
t/t_n (для $B_1 = 4$)	0	0,2	0,36	0,49	0,59	0,67	0,74	0,79	0,83	0,87

Исходя из зависимости (22), по такому же закону изменяется и отношение $y/y_{уст}$, которое равно отношению t/t_n (рис. 1). Чтобы исключить переходной процесс шлифования с относительно низкой жесткостью технологической системы и повысить эффективность шлифования, необходимо обработку производить с начальным натягом в технологической системе, равным установившемуся значению упругого перемещения $y_{уст}$.

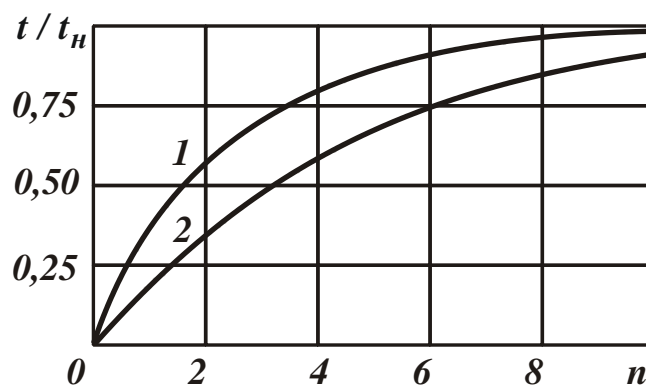


Рис. 1 – Зависимость t/t_n от n : 1 – $B_1 = 2$; 2 – $B_1 = 4$

Выводы. Разработана математическая модель определения погрешностей механической обработки с позиции баланса упругих перемещений, возникающих в технологической системе, и рабочих перемещений инструмента в процессе резания. Расчетами установлено, что величина упругого перемещения при шлифовании по жесткой схеме математически описывается биномиальным рядом. Доказано, что существует установившееся значение упругого перемещения, определяемого равенством силы резания и силы упругости, которое достигается через определенное время обработки. Исходя из этого, определены оптимальные параметры обработки при шлифовании с относительно низкой жесткостью технологической системы. В этих условиях величина упругого перемещения может многократно превосходить глубину шлифования, что требует создания в технологической системе начального натяга, равного установившемуся значению упругого перемещения.

Список литературы: 1. Маталин А.А. Технология машиностроения: учебник / А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с. 2. Балакишин Б.С. Основы технологии машиностроения / Б.С. Балакишин. – М.: Машиностроение, 1969. – 359 с. 3. Управление процессом шлифования / А.В. Якимов, А.Н. Паршаков, В.И. Сверцев, В.П. Ларшин. – К.: Техніка, 1983. – 182 с. 4. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки: учебное пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, А.А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с. 5. 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. 6. Новиков Ф.В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей : монографія / Ф.В. Новиков, І.О. Рябенков. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.

Bibliography (transliterated): 1. Matalin A.A. Tekhnologiya mashinostroeniya: uthebnik / A.A. Matalin. – Leningrad: Mashinostroenie, 1985. – 496 p. 2. Balakshin B.S. Osnovy tekhnologiy mashinostroeniya / B.S. Balakshin. – Moscow: Mashinostroenie, 1969. – 359 p. 3. Upravlenie protsessom shlifovaniya / A.V. Yakimov, A.N. Parshakov, V.I. Svirshev, V.P. Larshin. – Kyev: Tekhnika, 1983. – 182 p. 4. Khatstvo i proizvoditelnost abrazivno-almaznoy obrabotki: uthebnoe posobie / A.V. Yakimov, F.V. Novikov, G.V. Novikov, A.A. Yakimov. – Odessa: OGPU, 1999. – 212 p. 5. Fiziko-matematicheskaya teoriya protsessov obrabotki materialov i tekhnologiy mashinostroeniya / Pod obsh. red. F.V. Novikova i A.V. Yakimova. V 10 vol. – Vol. 1. «Mekhanika rezaniya materialov» – Odessa: ONPU, 2002. – 580 p. 6. Novikov F.V. Teoretychni osnovy mekhanichnoy obrobky vysokotochnykh detaley: monografiya / F.V. Novikov, I.O. Ryabenkov. – Kharkov.:Vyd. KhNEU, 2013. – 352 p.

Поступила (received) 18.07.2015

УДК 621.923

Ф. В. НОВИКОВ, докт. техн. наук, ХНЭУ, Харьков;
И. А. РЯБЕНКОВ, канд. техн. наук, ГП ХМЗ «ФЭД», Харьков

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАНИЯ

В работе аналитически описана удельная интенсивность шлифования и показано, что с уменьшением условного напряжения резания удельная интенсивность шлифования увеличивается, что способствует повышению эффективности шлифования. Аналитически установлено, что при прерывистом шлифовании условное напряжение резания меньше, а удельная интенсивность шлифования больше, чем при обычном шлифовании сплошным кругом, вследствие увеличения отношения толщины среза отдельным зерном круга к радиусу округления зерна. Это позволило обосновать технологические возможности прерывистого шлифования с позиции механики процесса резания.

Ключевые слова: шлифование, процесс резания, прерывистый круг, режущее зерно, удельная интенсивность шлифования, толщина среза, условное напряжение резания, микрорезание

Введение. Повышение качества и производительности финишной абразивной обработки является важным условием изготовления современных деталей машин и систем. Работами профессора Якимова А.В. доказана эффективность использования технологии прерывистого шлифования для уменьшения силы и температуры резания и соответственно повышения качества и производительности обработки. Однако при этом в полной мере не раскрыта физическая сущность достигаемого эффекта обработки, особенно с

точки зрения механики прерывистого шлифования. Поэтому в настоящей работе разработана математическая модель определения важнейшего параметра процесса шлифования – удельной интенсивности шлифования и на ее основе обоснованы технологические возможности прогрессивного метода прерывистого шлифования.

Анализ последних достижений и литературы. В работах [1, 2] показано, что применение прерывистого шлифования закаленных сталей обеспечивает поддержание в процессе обработки высокой режущей способности шлифовального круга, о чем свидетельствуют экспериментальные данные одного из основных технологических параметров шлифования – удельной интенсивности шлифования, которая с течением времени обработки остается фактически постоянной, тогда как при обычном шлифовании она интенсивно уменьшается во времени, снижая эффективность обработки. Принято считать, что это обусловлено динамическим характером взаимодействия рабочего выступа круга с обрабатываемым материалом, обеспечивающим режим самозатачивания круга. В работе [3] экспериментально установлено, что эффективность прерывистого шлифования связана с увеличением скорости съема металла при взаимодействии рабочего выступа круга с обрабатываемым материалом, увеличением толщин срезов зернами круга и уменьшением энергоемкости обработки. Поэтому важно теоретически оценить данные закономерности.

Цель работы, постановка проблемы. Целью работы является обоснование условий повышения эффективности процесса прерывистого шлифования на основе разработки математической модели определения удельной интенсивности шлифования на уровне микросрезов. Для этого необходимо выразить удельную интенсивность шлифования через отношение толщины среза отдельным зерном к радиусу округления режущего зерна, являющегося одним из основных физических показателей шлифования.

Материалы исследований. Удельная интенсивность шлифования $Q_{уд} = Q/P_y$ [4] при обычном шлифовании с учетом аналитической зависимости для определения радиальной составляющей силы резания $P_y = P_z/K_{ин} = \sigma \cdot Q/K_{ин} \cdot V_{кр}$ [5] описывается:

$$Q_{yd} = \frac{K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma}, \quad (1)$$

где Q – производительность обработки, м³/с; $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н; σ – условное напряжение резания (энергоемкость обработки), Н/м²; $K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

В работе [5] установлено, что условное напряжение резания σ описывается аналитической зависимостью:

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{сдв}}{K_{ш}}, \quad (2)$$

где $\tau_{сдв}$ – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м².

Тогда зависимость (1) опишется:

$$Q_{yd} = \frac{4 \cdot \tau_{сдв} \cdot V_{кр}}{\sigma^2}. \quad (3)$$

Из зависимости (3) вытекает, что наибольшее влияние на удельную интенсивность шлифования Q_{yd} оказывает условное напряжение резания σ : чем оно меньше, тем больше Q_{yd} и выше эффективность шлифования. Зависимость (3) в обобщенном виде связывает Q_{yd} и σ , указывая на то, что условное напряжение резания σ является основным параметром силовой напряженности процесса шлифования.

В условиях микрорезания единичным зерном условное напряжение резания σ описывается зависимостью [6]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}}}, \quad (4)$$

где a – толщина среза, м; R – радиус режущего зерна, м; ψ – условный угол трения абразивного зерна с обрабатываемым материалом ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коэффициент трения).

Подставляя зависимость (4) в (3), имеем:

$$Q_{y\partial} = \frac{V_{кр}}{\tau_{сдв}} \cdot \left(\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R}} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2} \right)^2. \quad (5)$$

Как видно, увеличить удельную интенсивность шлифования $Q_{y\partial}$ и тем самым повысить эффективность шлифования можно увеличением скорости круга $V_{кр}$, толщины среза a и уменьшением радиуса округления абразивного зерна R и интенсивности трения зерна с обрабатываемым материалом. Увеличение предела прочности на сдвиг обрабатываемого материала $\tau_{сдв}$ приводит к снижению $Q_{y\partial}$, что согласуется с известными экспериментальными данными.

По мере износа зерна в процессе резания его радиус R увеличивается, что ведет к уменьшению удельной интенсивности шлифования $Q_{y\partial}$. При условии $\sqrt{\frac{a}{2 \cdot R}} \rightarrow \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}$ имеем $Q_{y\partial} \rightarrow 0$, т.е. процесс съема материала при шлифовании фактически прекращается. Поэтому важнейшим условием повышения эффективности шлифования является уменьшение величины линейного износа зерен, не допуская образования на них площадок износа. Это может быть достигнуто за счет применения эффективных методов правки круга или обеспечения процесса самозатачивания круга. Важно также увеличивать толщины срезов, а за счет применения эффективных технологических сред – уменьшать интенсивность трения режущих зерен с обрабатываемым материалом, определяемую тригонометрической функцией $\operatorname{tg} \frac{\psi}{2}$.

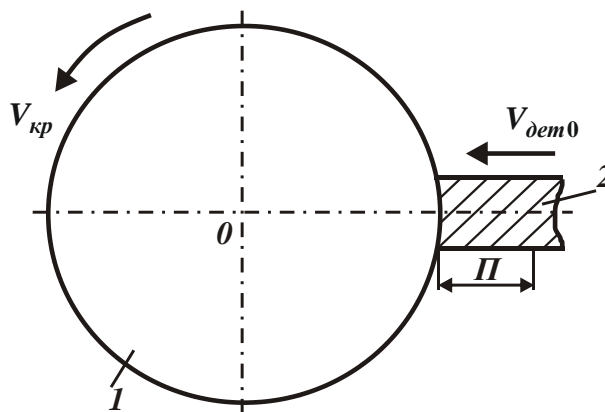


Рис. 1 – Расчетная схема процесса шлифования: 1 – круг; 2 – деталь

При шлифовании по схеме, показанной на рис. 1, при съеме припуска величиной l максимальная толщина среза отдельным зерном круга определяется зависимостью [5]:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{dem0}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}, \quad (6)$$

где b – максимальная высота выступания вершин зерен круга над уровнем связки, м; k – поверхностная концентрация зерен круга, шт./м²; γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна.

В условиях прерывистого шлифования скорость съема металла $V_{dem} = V_{dem0} \cdot (l_{01} + l_{02}) / l_{01}$ [7], тогда зависимость (6) примет вид:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{dem0} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right)}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}, \quad (7)$$

где V_{dem0} – скорость детали при обычном шлифовании сплошным кругом, м/с; l_{01} , l_{02} – длины рабочего выступа и впадины прерывистого круга, м.

Следовательно, чем больше длина впадины прерывистого круга l_{02} , тем больше скорость съема металла V_{dem} и соответственно максимальная толщина среза отдельным зерном круга, определяемая преобразованной зависимостью (7). Увеличение максимальной толщины среза отдельным зерном круга $H_{max} = a$, согласно зависимости (5), ведет к увеличению удельной интенсивности шлифования Q_{yd} . Следовательно, при прерывистом шлифовании параметр Q_{yd} больше, чем при обычном шлифовании сплошным кругом.

С другой стороны, увеличение максимальной толщины среза отдельным зерном круга приводит к увеличению нагрузки, действующей на зерно, и вероятности его выпадения из связки при меньшем линейном износе, что предполагает реализацию режима самозатачивания круга. В результате радиус округления абразивного зерна R уменьшается, что также приводит к увеличению удельной интенсивности шлифования Q_{yd} и повышению эффективности процесса шлифования. Однако при этом увеличивается

интенсивность износа прерывистого круга, т.е. эффективность обработки достигается в первую очередь за счет постоянного обновления режущего контура круга и поддержания его высокой режущей способности в процессе шлифования. Таким образом показано, что при прерывистом шлифовании обеспечивается увеличение отношения a/R , что согласно зависимости (5), предполагает повышение режущей способности шлифовального круга и производительности обработки.

При шлифовании по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием $P_y = P_z / K_{ш} = \sigma \cdot Q / K_{ш} \cdot V_{кр}$ удельная интенсивность шлифования $Q_{уд}$ определяется зависимостью:

$$Q_{уд} = \frac{K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma}. \quad (8)$$

В итоге пришли к зависимости (1), т.е. закономерности формирования удельной интенсивности шлифования $Q_{уд}$ при шлифовании по жесткой схеме (с $Q = const$) и упругой схеме (с $P_y = const$) одни и те же.

Выводы. В работе аналитически описана удельная интенсивность шлифования и показано, что определяющее влияние на ее изменение оказывает условное напряжение резания, являющееся основным параметром силовой напряженности процесса шлифования. С уменьшением условного напряжения резания удельная интенсивность шлифования увеличивается, что способствует повышению эффективности процесса шлифования. Аналитически установлено, что при прерывистом шлифовании условное напряжение резания меньше, а удельная интенсивность шлифования больше, чем при обычном шлифовании сплошным кругом, вследствие увеличения отношения толщины среза отдельным зерном круга к радиусу округления зерна. Это позволило обосновать технологические возможности прерывистого шлифования с позиции механики процесса резания.

Список литературы: 1. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с. 2. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 3. Марчук В.І. Умови підвищення якості та ефективності без центрального шліфування тіл кочення роликотідшипників в умовах переналаджувального виробництва / В.І. Марчук, Ю.А. Лукьянчук // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О.В. – Д.: ЛІРА. – 2015. –

С. 60–68. 4. Попов С.А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С.А. Попов, Н.П. Малевский, Л.М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с. 5. 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. 6. Андиллахай А.А. Научные основы эффективной отделочной абразивной обработки деталей затопленными струями: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук : спец. 05.02.08 «Технология машиностроения» / А.А. Андиллахай. – Одесса, 2013. – 47 с. 7. Якимов А.В. Физическая сущность и технологические возможности прерывистого шлифования / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О.В. – Д.: ЛІРА. – 2015. – С. 38-43.

Bibliography (transliterated): 1. Yakimov A.V. Abrazivno-almaznaya obrabotka fasonnykh poverkhnostey / A.V. Yakimov. – Moscow: Mashinostroenie, 1984. – 212 p. 2. Yakimov A.V. Optimizatsiya protessa shlifovaniya / A.V. Yakimov. – Moscow: Mashinostroenie, 1975. – 175 p. 3. Marthuk V.I. Umovy pidvyshennya yakosti ta efektyvnosti beztsentrovogo shlifuvannya til kothennyh rolykopydshypnykiv v umovakh perenalagodzhuvalnogo vyrobnytstva / V.I. Marthuk, Y.A. Lukyanthuk // Suthasni systemy tekhnologiy u mashynobuduvanni. Zbirnyk naukovykh prats, prysvyathenyi 90-riththyu z dnya narodzhennya profesora Odesjkogo natsionalnogo politekhnithnogo universytetu (ONPU) Yakimova O.V. – Donetsk: LIRA. – 2015. – P. 60–68. 4. Popov S.A. Abrazivno-almaznaya obrabotka metallov i tverdyykh splavov / S.A. Popov, N.P. Malevskiy, L.M. Terethenko. – Moscow: Mashinostroenie, 1977. – 263 p. 5. Fiziko-matematicheskaya teoriya protsessov obrabotki materialov i tekhnologiy mashinostroeniya / pod obsh. red. F.V. Novikova i A.V. Yakimova. V 10 tomakh. – Vol. 1. «Mekhanika rezaniya materialov» – Odessa: ONPU, 2002. – 580 p. 6. Andilakhay A.A. Nauthnye osnovy effektivnoy otdelothnoy abrazivnoy obrabotki detaley zatoplennymi struyami: avtoref. dis. na soiskanie nauthn. stepeni dokt. tekhn. nauk : spets. 05.02.08 «Tekhnologiya mashinostroeniya» / A.A. Andilakhay. – Odessa, 2013. – 47 p. 7. Yakimov A.V. Fizicheskaya sushnosty i tekhnologicheskieskie vozmozhnosti preryvistogo shlifovaniya / A.V. Yakimov, F.V. Novikov, G.V. Novikov // Suthasni systemy tekhnologiy u mashynobuduvanni. Zbirnyk naukovykh prats, prysvyathenyi 90-riththyu z dnya narodzhennya profesora Odesjkogo natsionalnogo politekhnithnogo universytetu (ONPU) Yakimova O.V. – Donetsk: LIRA. – 2015. – P. 38–43. *Поступила (received) 17.07.2015*

Поступила (received) 18.07.2015

УДК 621.77.014

С. Ю. ПЛЕСНЕЦОВ, преподаватель-стажер, НТУ «ХПИ»;
О. И. ТРИШЕВСКИЙ, докт. техн. наук, проф., ХНУСХ
им. П. Василенка, Харьков

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛА В МЕСТАХ ИЗГИБА ДО 180°

В статье рассматривается теоретическое моделирование процесса изгиба до 180°. Приведено решение задачи по определению деформаций методом механики сплошных сред с описанием деформаций полем скоростей перемещений. Приведен сопоставительный анализ деформированного состояния посредством моделирования процесса методом конечных элементов. Приведены графические описания результатов для частного случая данной задачи.

Ключевые слова: теоретический анализ, деформированное состояние, метод конечных элементов, метод механики сплошных сред/

Введение. Одним из эффективных путей экономии металла является увеличение производства и поиск новых сфер применения гнутых профилей – наиболее экономичного вида металлопроката. Технологические возможности валковой формовки позволяют изготавливать профили практически любой длины, достаточно большой ширины, со сложной формой поперечного сечения. Такие профили практически готовы к применению и требуют в ряде случаев лишь минимальной дальнейшей механической или другой доработки.

Первоочередная потребность в специальных гнутых профилях с местами изгиба на 180° только в основных металлопотребляющих регионах Украины составляет около 30 тыс. тонн в год. Исследования, связанные с анализом формоизменения мест изгиба металла на 180° и разработкой практических рекомендаций по технологии изготовления специальных гнутых профилей, важны и актуальны для реализации программ ресурсосбережения в Украине.

Цель работы – создание математической модели деформированного состояния металла в местах его изгиба на 180° .

Анализ источников информации. В работах [1, 2] приведены результаты теоретических экспериментальных исследований деформирования металла до 180° , а также сформулированы практические рекомендации для разработки технологических процессов производства профилей из металла толщиной 3 мм и более.

Теоретический анализ очага деформации методом механики сплошных сред. В настоящей работе для анализа напряженно-деформированного состояния металла при валковой формовке профилей с местами изгиба на 180° и определения параметров, характеризующих процесс, использован метод механики сплошных сред с описанием очага деформации полем скоростей перемещений. Разработка и внедрение этого метода теоретических исследований применительно к процессам пластического течения металла связана с работами Ю. Н. Алексеева [5, 6], А. А. Ильюшина [7], Г. Я. Гуна [8], Л. И. Седова [9], и др.

Метод предполагает использование уравнений механики сплошных сред в их наиболее общей форме, то есть в виде уравнений движения вязкой жидкости, а также специальных характеристик, позволяющих учитывать отличия в деформировании твердых металлов от течения вязких жидкостей.

В основе данного метода лежит закономерность, определяющая связь между напряжениями и деформациями, выраженный через девиаторы напряжений.

В качестве основного материала при изготовлении профилей с элементами изгиба до 180° применяют сталь Ст. 3, зачастую используются многослойные покрытия.

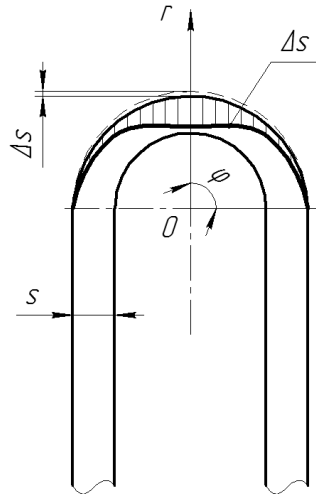


Рис. 1– Распределение утонений вдоль очага деформации при изгибе до 180°

Экспериментальные исследования утонения в местах изгиба [6] показали, что по мере прохождения полосы через валки профилегибочного стана, т.е. с уменьшением внутреннего радиуса места изгиба, утонение увеличивается (рис. 1). При этом по ширине места изгиба оно развивается неравномерно и является функцией угла φ в месте изгиба.

Так как скорости частиц металла тождественно равны перемещениям в единицу времени, изложенное выше позволяет записать радиальную составляющую скорости в общем виде следующим образом:

$$v_r = -\frac{v_0}{R_H - \frac{R_B^2}{R_H}} \left(r - \frac{R_B^2}{r} \right) J(\varphi) \frac{z}{l}. \quad (1)$$

В выражении (1) неизвестна функция $J(\varphi)$. На основании экспериментальных исследований УкрНИИМет установлено, что изменение утонения по ширине места изгиба описывается функцией:

$$J(\varphi) = \cos^4 \frac{\pi\varphi}{2\varphi_0}. \quad (2)$$

Экспериментальные исследования, выполненные в рамках данной работы, показывают, что распределение утонений в очаге деформации для тонколистового металла описываются следующей зависимостью:

$$J(\varphi) = f \cos^4(0,8\varphi). \quad (3)$$

где f – экспериментальный коэффициент.

Формулы для определения составляющих скоростей движения частиц металла в месте изгиба полосы за счет уменьшения толщины:

$$\left\{ \begin{array}{l} v_r = -\frac{v_0}{R_H - \frac{R_B^2}{R_H}} \left(r - \frac{R_B^2}{r} \right) \frac{z}{l} \cos^4 \frac{\pi\varphi}{2\varphi_0}; \\ v_\varphi = \frac{1}{\pi} v_0 \varphi_0 \frac{r}{R_H - \frac{R_B^2}{R_H}} \left(\frac{3}{4} \frac{\pi\varphi}{\varphi_0} + \sin \frac{\pi\varphi}{\varphi_0} + \frac{1}{32} \sin \frac{\pi\varphi}{\varphi_0} \right) \frac{z}{l}; \\ v_z = 0. \end{array} \right. \quad (4)$$

Представленные на рис. 2 диаграммы распределения составляющих скоростей v_r и v_φ в месте изгиба полосы показывают, что максимальное значение радиальная составляющая скорости v_r принимает в осевой плоскости валков формирующей клетки на внешней поверхности места изгиба по биссектрисе угла загибки. По ширине места изгиба (очага деформации) радиальная составляющая скорости v_r плавно убывает от максимальных значений посередине места изгиба до 0 на участках, где радиус изгиба переходит в плоские участки профиля. По длине очага деформации радиальная скорость v_r также плавно убывает от максимальных значений в осевой плоскости формирующей клетки до 0 в осевой плоскости валков предшествующей клетки стана. По толщине формируемой полосы радиальная скорость v_r плавно убывает от максимальных значений на внешней поверхности участка изгиба до 0 на его внутренней поверхности.

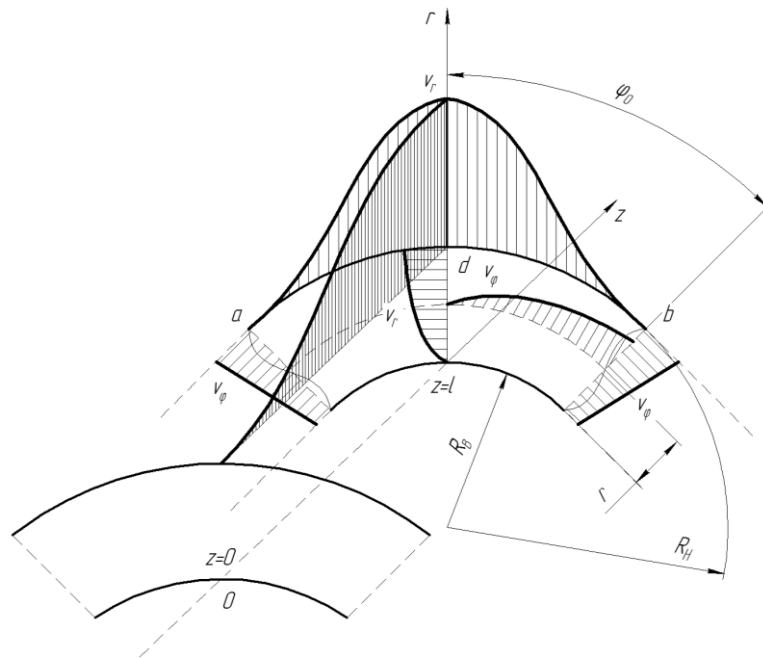


Рис. 2.—Эпюры поля скоростей перемещения при изгибе

Тангенциальная составляющая скорости v_φ по ширине места изгиба плавно возрастает по параболической зависимости от 0 по биссектрисе угла изгиба до максимальных значений на участках, где радиус изгиба переходит в плоские участки профиля. По толщине же полосы скорость v_φ пропорционально убывает от максимальных значений на внешней поверхности участка изгиба до некоторых конечных значений на внутренней поверхности этого участка.

После определения скорости перемещения частиц металла в месте изгиба, возможно определение компонентов скорости деформаций.

$$\varepsilon_{rr} = -\frac{f \cdot v_0 \cdot \cos^4(0,8\varphi)}{R_H - \frac{R_B^2}{R_H}} \left(1 + \frac{R_B^2}{r^2}\right)$$

$$;$$

$$\varepsilon_{\varphi\varphi} = -\frac{f \cdot v_0 \cdot \cos^4(0,8\varphi)}{r \left(R_H - \frac{R_B^2}{R_H}\right)} \left(r - \frac{R_B^2}{r^2}\right) - \frac{f \cdot v_0 \cdot \cos^4(0,8\varphi)}{r \left(R_H - \frac{R_B^2}{R_H}\right)} \left(1 + \frac{R_B^2}{r^2}\right);$$

$$\varepsilon_{r\varphi} = \frac{2\pi}{\varphi_0} \frac{v_0}{R_H - \frac{R_B^2}{R_H}} \left(1 + \frac{R_B^2}{r^2}\right) \cos^3 \frac{\pi\varphi}{2\varphi_0} \sin \frac{\pi\varphi}{2\varphi_0}; \quad (5)$$

$$\varepsilon_{\varphi z} = 0; \quad \varepsilon_{zr} = 0; \quad \varepsilon_{zz} = 0.$$

Деформация утонения как производная от скорости деформации по времени примет вид:

$$\begin{aligned}
 e_{rr} &= \frac{R_B^2 R_H f v_0 \cos^4(0,8\varphi) + r^2 R_H f v_0 \cos^4(0,8\varphi)}{R_B^2 r^2 - R_H^2 r^2} \\
 e_{r\varphi} &= \frac{48R_H \varphi f r^3 v_0 + 40R_H f r^3 v_0 \sin(1,6\varphi) + 5R_H f r^3 v_0 \sin(3,2\varphi)}{64R_B^2 r^3 - 64R_H^2 r^3} - \\
 &\quad - \frac{64R_B^2 R_H f v_0 \cos^4(0,8\varphi) + 64R_H f r^2 v_0 \cos^4(0,8\varphi)}{64R_B^2 r^3 - 64R_H^2 r^3} \quad , (6) \\
 e_{\varphi\varphi} &= \frac{R_B^2 R_H f v_0 \cos^4(0,8\varphi) + r^2 R_H f v_0 \cos^4(0,8\varphi) + r^3 R_H f v_0 \cos^4(0,8\varphi)}{R_B^2 r^3 - R_H^2 r^3} - \\
 &\quad - \frac{R_B^2 R_H r f v_0 \cos^4(0,8\varphi)}{R_B^2 r^3 - R_H^2 r^3} \\
 e_{\varphi z} &= 0 \\
 e_{zr} &= 0
 \end{aligned}$$

Для теоретической модели, полученной на основании исследований УкрНИИМет для металла толщиной свыше 3 мм, данная зависимость примет вид:

$$e_{rr} = \frac{R_H v_0 R_B^2 \cos^4\left(\frac{\pi\varphi}{2\varphi_0}\right) + R_H v_0 r^2 \cos^4\left(\frac{\pi\varphi}{2\varphi_0}\right)}{R_B^2 r^2 - R_H^2 r^2} \quad (7)$$

Полученные распределения e_{rr} , в зависимости от угла для размеров образцов, аналогичных примененным в экспериментальной части темплетам, приведены на рис. 3 и рис. 4

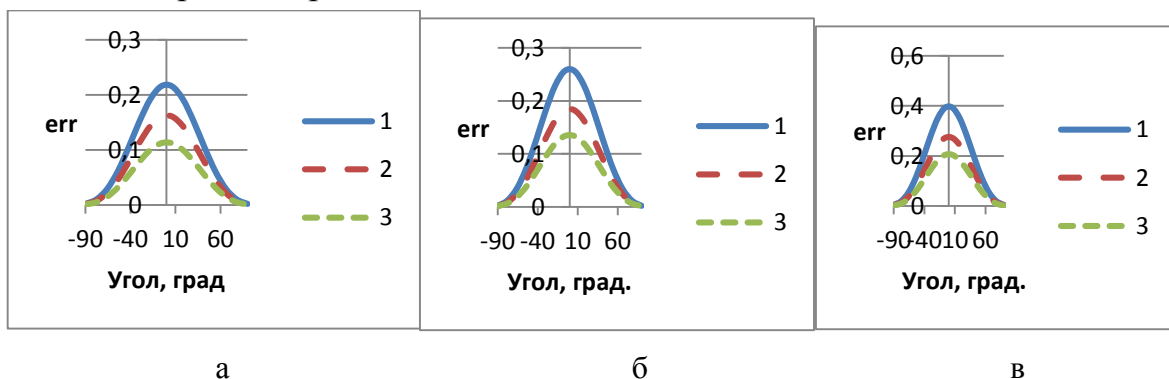


Рис. 3–Распределение деформаций e_{rr} 1 – $s=1$; 2 – $s=1,5$; 3 – $s=2,4$;
а – $r=s$; б – $r=2s$; в – $r=3s$

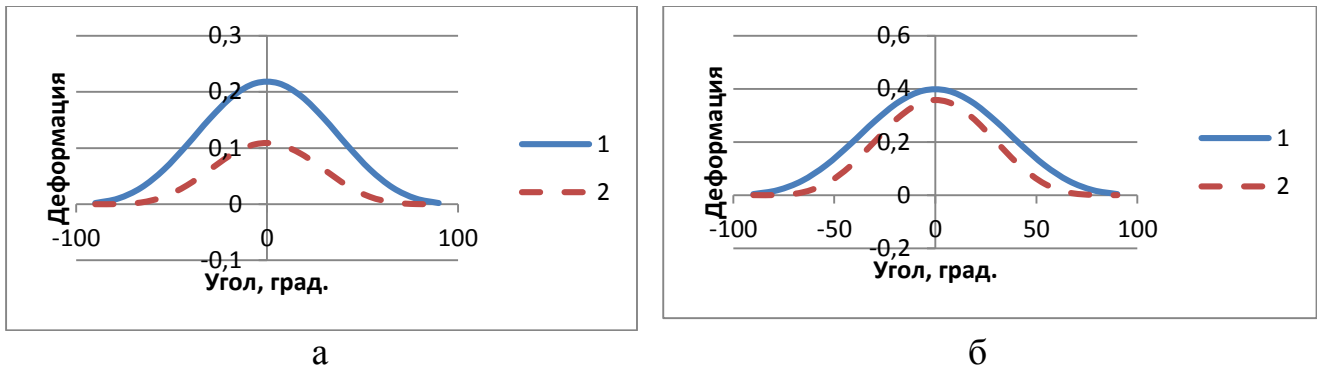


Рис. 4.–Сопоставление распределения деформаций e_{rr} полученных по разным методикам при: а – $s=0,5$ мм, $h=s$; б – $s=2,4$ мм

Полученные зависимости показывают, что деформации достигают наибольших значений на центральной оси очага деформации, а также что значения максимальной деформации тем меньше, чем больше радиус подгибки, но тем больше, чем больше толщина металла. Также установлено, что зависимости (6) и (7) дают схожую картину распределения деформаций, однако зависимость (6) требует введения дополнительного уточняющего коэффициента для получения значений, соответствующих экспериментальным данным. Расхождение значений для обеих теоретических зависимостей значительно снижается по мере приближения к верхней границе рассматриваемого интервала толщин (0,5–3 мм), и достигает 40–50% на нижней границе.

На рис. 5 представлена зависимость теоретического значения максимального значения деформации e_{rr} при различных значениях зазора между плоскими участками элемента, подогнутого до 180° (h).

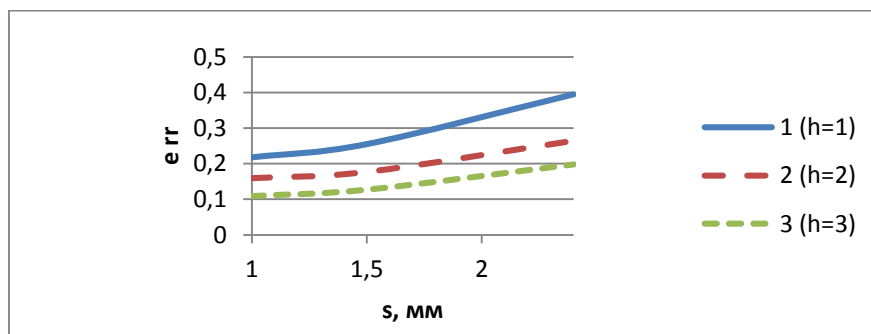


Рис. 5.–Результаты расчета максимальных значений e_{rr}

Сверка результатов теоретического анализ на ПК методом конечных элементов. Для проверки и уточнения полученных в ходе теоретического

анализа распределений деформаций при процессе формообразования профилей с элементами изгиба до 180° использовался программный комплекс Deform 3D компании SFTC. Данный комплекс является средством для моделирования процессов обработки металлов давлением методом конечных элементов.

В ходе моделирования процесса были заданы следующие условия его протекания: коэффициент трения (сталь о сталь) 0,12; температура окружающей среды, заготовки и оснастки 20°C ; число конечных элементов модели заготовки 150000; скорость движения пуансона – 10 мм/с; число шагов симуляции на каждом этапе – 100.

Моделирование проводилось в три этапа: подгибка до 90° в специальной оснастке, подгибка до 120° в специальной оснастке, подгибка до 180° на плоских бойках. На каждом этапе производилась замена моделей инструмента и перерасчитывались межэлементные связи.

Полученные в ходе моделирования распределения деформаций приведены на рис. 6–8.

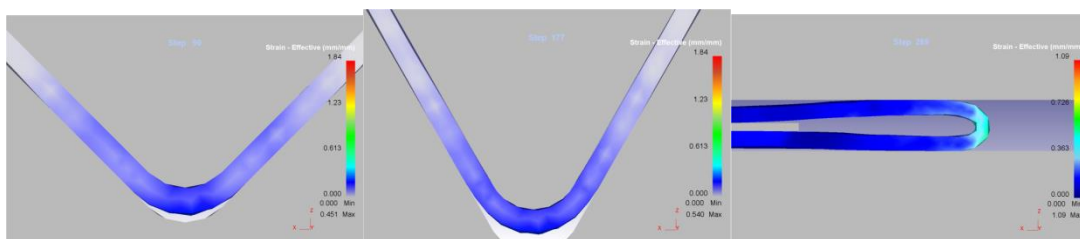


Рис. 6 – Модель распределения деформаций при изгибе до углов 90° , 120° и 180° при $r=s$

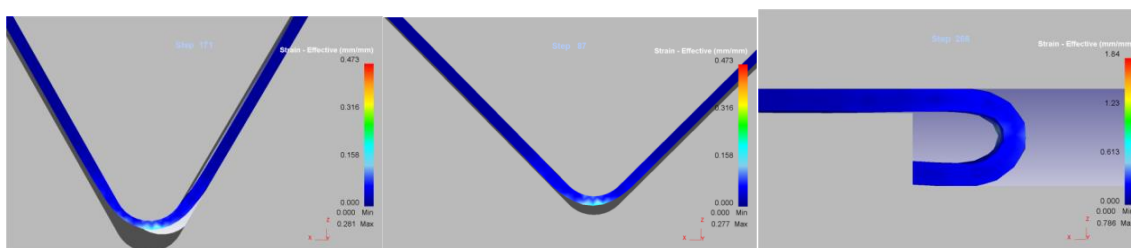


Рис. 7 – Модель распределения деформаций при изгибе до углов 90° , 120° и 180° при $r=2s$

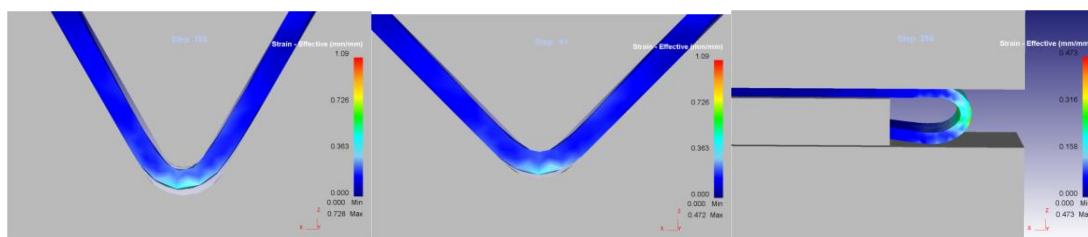


Рис. 8 – Модель распределения деформаций при изгибе до углов 90° , 120° и 180° при $r=3s$

Приведенные на рис. 6–8 распределения деформаций согласуются полученными ранее теоретическими графиками распределения деформаций (рис. 3, 4), показывая максимальную деформацию при $\varphi = 0^\circ$.

Сопоставление данных, полученных в ходе теоретического расчета и результатов моделирования процесса в программном комплексе Deform 3D приведено в табл. 1.

Таблица 1 – Сравнение теоретического расчета по зависимости и результатов моделирования по максимальному значению утонения

h, мм	Толщина образца, мм	Теоретическое значение $\epsilon_{гр}$	Значение $\epsilon_{гр}$ согласно расчету в Deform 3D, мм/мм	Величина расхождения	
				абсолютная, мм	относительная, %
1	1	0,22	0,215	0,005	2,3
2		0,16	0,164	-0,004	2,5
3		0,11	0,114	0,01	3,6

Таким образом, проверка полученных результатов теоретического анализа методом конечных элементов высокую степень схождения результатов (максимальное расхождение не превышает 3,6%).

Выводы:

1. Получены теоретические зависимости для описания деформированного состояния в очаге деформации профилей с элементами изгиба до 180° .
2. Выполнен конечноэлементный анализ на основе компьютерного моделирования процесса, произведено сопоставление результатов теоретических исследований с цифровой моделью, установлено незначительное расхождение, не превышающее 4%.

Список литературы: 1. Тришевский И.С. Исследование деформаций металла при пластическом изгибе на 180° / И.С. Тришевский, В.П. Стукалов // Теория и технология производства гнутых профилей проката. Сборник трудов. Выпуск XV.–Харьков, изд-во УкрНИИМет, 1970. 2. Тришевский И.С. Исследование влияния утонения на напряженно-деформированное состояние металла полосы в месте изгиба и изменение ширины заготовки при профилировании / И.С. Тришевский, Ю.Н. Алексеев и В.М. Щеглов // Теория и технология производства гнутых профилей проката. Сборник трудов. Выпуск XV.–Харьков, изд-во УкрНИИМет, 1970. 3. Алексеев Ю.Н. Вопросы пластического течения металлов.– Харьков: изд-во ХГУ, 1958. – 188 с. 4. Алексеев Ю.Н. Введение в теорию обработки металлов давлением, прокаткой и резанием.– Харьков: изд-во ХГУ, 1958. – 188 с. 5. Ильюшин А.А. Механика сплошной среды. 3-е изд. – М.: Изд-во МГУ, 1990. – 285 с. 6. Гун Г.Я. Математическое моделирование процессов обработки металлов давлением. Учебное пособие для вузов. – М.: Металлургия, 1983.–285 с. 7. Седов Л.И. Механика сплошной среды: В 2 т. т. 1 – 4-е изд. – М.: Наука, 1983. – 540 с. 8. Плеснецов С.Ю. Моделирование изгиба металла на 180° и исследование его деформированного состояния с использованием цифровых методов.–Вісник НТУ «ХПІ».. – Х. : НТУ «ХПІ», 2009. – № 15 (948).

Bibliography (transliterated): 1. *Trishevskij I.S.* Issledovanie deformatsij metalla pri plasticheskom izgibe na 180° / I.S. Trishevskij, V.P. Stukalov // Teorija i tehnologija proizvodstva gnutyh profilej prokata. Sbornik trudov. Issue XV.–Kharkiv, UkrNIIMet, 1970. 2. *Trishevskij I.S.* Issledovanie vlijanija utonenija na naprjazhenno-deformirovannoe sostojanie metalla polosy v meste izgiba i izmenenie shiriny zagotovki pri profilirovanii / I.S. Trishevskij, Ju.N. Alekseev, V.M. Shheglov // Teorija i tehnologija proizvodstva gnutyh profilej prokata. Sbornik trudov. Issue XV.–Kharkiv, UkrNIIMet, 1970. 3. *Alekseev Ju.N.* Voprosy plasticheskogo techenija metallov. – Kharkiv: HGU, 1958. – 188 p. 4. *Alekseev Ju.N.* Vvedenie v teoriju obrabotki metallov davleniem, prokatkoj i rezaniem. – Kharkiv: HGU, 1958. – 188 p. 5. *Il'jushin A.A.* Mehanika sploshnoj sredy. 3rd ed. – Moscow: MGU, 1990. – 285 p. 6. *Gun G.Ja.* Matematicheskoe modelirovanie processov obrabotki metallov davleniem. Uchebnoe posobie dlja vuzov. – Moscow: Metallurgija, 1983. – 285 p. 7. *Sedov L.I.* Mehanika sploshnoj sredy: in 2 volumes, vol. 1 – 4-th ed. – Moscow: Nauka, 1983. – 540 p. 8. *Plesnecov S.Ju.* Modelirovanie izgiba metalla na 180° i issledovanie ego deformirovannogo sostojanija s ispol'zovaniem cifrovyh metodov.–Visnik NTU «KhPI».. – Kharkiv : NTU «KhPI», 2009. – N 15 (948).

Поступила (received) 06.11.2015

УДК. 621.7.044

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

РАСЧЕТ КОМПОНЕНТ ТЕНЗОРА НАПРЯЖЕНИЙ НА РАДИУСЕ ЗАКРУГЛЕНИЯ ПРОФИЛИРУЮЩЕГО РОЛИКА ПРИ РАДИАЛЬНО-РОТАЦИОННОМ ПРОФИЛИРОВАНИИ ОБОДЬЕВ КОЛЕС

Рассматриваются вопросы определения поля напряжений при формоизменении ободьев колес из стальных заготовок на первом переходе радиально-ротационного профилирования. Интерес представляет определение напряжений на радиусе закругления профилирующего ролика, так как именно места сопряжений различных элементов профиля обода испытывают во время эксплуатации наибольшие нагрузки. Результаты теоретического исследования позволяют анализировать возникающие в процессе деформирования напряжения и определять совокупность технологических и конструкторских параметров процесса профилирования, которые оказывают значительное влияние на величину и распределение нормальных и касательных напряжений.

Ключевые слова: обод, профилирование, заготовка, радиус закругления, деформация.

Введение. Одним из определяющих технологических параметров процесса профилирования ободьев колес является минимально допустимая толщина металла в местах радиусных переходов профиля, поэтому толщину заготовки необходимо выбирать такой, чтобы это условие было выполнено, и одновременно не допустить утяжеления ободьев изначально ее завывсив.

Анализ последних исследований и литературы. Как показывают исследования по теории и эксперименту радиально-ротационного профилирования [1–3], а также расчеты на прочность обода колеса во время эксплуатации [4, 5], наибольший интерес вызывают публикации, направленные на установление поля напряжений и деформаций, действующих на радиусах

закругления профиля колеса в процессе радиально-ротационного профилирования и в готовом изделии при нагружении его внешними силами.

Цель исследований, постановка проблемы. Поэтому исследования, связанные с определением компонент тензора напряжений и деформаций на радиусах закругления полуфабриката в процессе деформации являются наиболее актуальными.

Материалы исследований. Для решения задачи по определению компонент тензора напряжений на радиусах закругления ободьев колес исходили из гипотез и допущений безмоментной технической теории оболочек вращения [6]. Профиль обода рассекали сечениями, перпендикулярными и параллельными к оси заготовки, для получения простых геометрических тел (рис. 1).

При сопряжении цилиндрической оболочки с оболочками другого профиля необходимо выполнение граничных условий: равенство радиальных перемещений или равенство окружных деформаций; равенство углов поворота нормали; равенство моментов; равенство сил распора, т. е. радиальных составляющих внутренних сил.

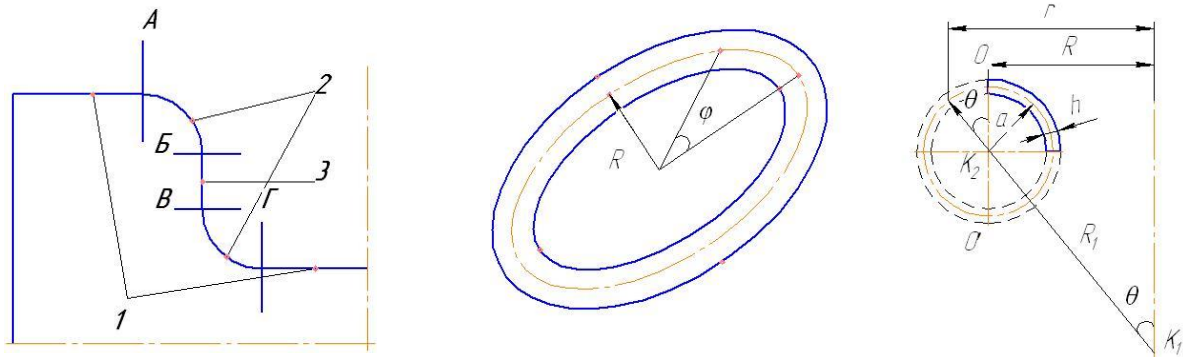


Рис. 1 – Профиль обода колеса после первого перехода профилирования и тороидальная оболочка с принятыми обозначениями: А, Б, В, Г – сечения профиля; 1, 3 – цилиндрические поверхности, 2 – тороидальные поверхности

Рассмотрим верхнюю тороидальную поверхность, которая образована вследствие раздачи части цилиндрической заготовки нижним роликом. Используем для решения задачи общие уравнения равновесия оболочек вращения. Обозначим через a радиус сечения и через R – расстояние от оси до центра сечения. Введем криволинейные координаты θ и φ ; под θ понимается

полярный угол в плоскости меридиана, под φ – угол в плоскости параллельного круга. Один из главных радиусов кривизны, соответствующий меридиану, совпадает с радиусом сечения и равен $R_2 = a$; второй, отвечающий параллельному кругу, по теореме Менье равен $R_1 = \frac{r}{\sin \theta}$, где r – расстояние от оси симметрии до некоторой точки срединной поверхности [8], $r = R + a \sin \theta = a \frac{(1 + k \sin \theta)}{k}$, где $k = \frac{a}{R}$.

В общих уравнениях равновесия не учитываем изгибающие и крутящие моменты, и перерезывающие усилия, а также поверхностную нагрузку, тогда они в проекциях на касательные θ и φ примут вид [8]

$$\begin{aligned} a \frac{\partial N_1}{\partial \varphi} + 2a \cos \theta \cdot S + \frac{a}{k} (1 + k \sin \varphi) \frac{\partial S}{\partial \theta} &= 0, \\ a \cos \theta \cdot N_2 + \frac{a}{k} (1 + k \sin \varphi) \frac{\partial N_2}{\partial \theta} + a \frac{\partial S}{\partial \varphi} - a \cos \theta \cdot N_1 &= 0, \\ \frac{k \sin \theta \cdot N_1}{a(1 + k \sin \theta)} + \frac{N_2}{a} &= 0. \end{aligned} \quad (1)$$

Выразим из третьего уравнения системы N_2 и подставим его во второе уравнение равновесия, проведя не сложные преобразования, получим, возьмем решение уравнений в виде

$$N_1 = T_\theta \cos \varphi \text{ и } S = T_{\varphi\theta} \sin \varphi, \quad (2)$$

где T_θ и $T_{\varphi\theta}$ – функции одного θ .

После подстановки их в уравнения системы (1) получим для определения этих функций обыкновенные дифференциальные уравнения. Складывая и вычитая эти уравнения и вводя обозначения $L_1 = T_{\varphi\theta} + T_\theta$ и $L_2 = T_{\varphi\theta} - T_\theta$, после некоторых преобразований получим два следующих обыкновенных дифференциальных уравнения, каждое из которых содержит одно неизвестное

$$\begin{aligned} \frac{dL_2}{d\theta} \left(\frac{1}{2k} + \sin \theta \right) + L_2 (2 \cos \theta + 1) &= 0, \\ \frac{dL_1}{d\theta} \left(\frac{1}{2k} + \sin \theta \right) + L_1 (2 \cos \theta - 1) &= 0. \end{aligned} \quad (3)$$

Интегрирование уравнений (4.58) производим с помощью разделения переменных и подстановки $u = \operatorname{tg} \frac{\theta}{2}$, при этом интегралы рационализируются и, опуская не нужные выкладки, окончательно получим

$$\begin{aligned} N_1 &= \left[\left(\operatorname{tg}^2 \frac{\theta}{2} + 4k \operatorname{tg} \frac{\theta}{2} + 1 \right)^{4k} \left(\frac{e^{-A} C_1}{2} - \frac{e^{-B} C_2}{2} \right) \right] \cos \varphi, \\ S &= \left[\left(\operatorname{tg}^2 \frac{\theta}{2} + 4k \operatorname{tg} \frac{\theta}{2} + 1 \right)^{4k} \left(\frac{e^{-A} C_1}{2} + \frac{e^{-B} C_2}{2} \right) \right] \sin \varphi. \end{aligned} \quad (4)$$

где $A = \frac{4k}{\sqrt{1-4k^2}} \operatorname{arctg} \frac{\operatorname{tg} \frac{\theta}{2} + 2k}{\sqrt{1-4k^2}} (4k+1);$

$$B = \frac{4k}{\sqrt{1-4k^2}} \operatorname{arctg} \frac{\operatorname{tg} \frac{\theta}{2} + 2k}{\sqrt{1-4k^2}} (4k+3).$$

Левый конец тороидальной оболочки сопрягается с цилиндром, значит, должны выполняться равенства: $N_1 = N_x, S_u = S_T$, где N_x, S_u – решения для меридиональных и касательных усилий, полученные для цилиндрической заготовки [9]. Граничные условия на левом торце: при $\theta = 0, \varphi = 0, x = 0$

$$N_1 = \sum_m \sum_n \frac{\sigma_s l}{m\pi R_0} \left(\frac{n^2 l^3 \operatorname{Sin} \varphi_0 n}{3R_0^2 \pi (1 - \pi m)} + \frac{2hs_n}{3l(1 - k_{\text{разд}})} \right) \operatorname{Sin} \varphi_0 n,$$

при $\theta = 0, \varphi = 90^\circ, x = 0$

$$S = 0.$$

Подставляем данные граничные условия в (4) и получим

$$\begin{aligned} C_1 &= \sum_m \sum_n \frac{2\sigma_s l}{m\pi R_0} \left(\frac{n^2 l^3 \operatorname{Sin} \varphi_0 n}{3R_0^2 \pi (1 - \pi m)} + \frac{2hs_n}{3l(1 - k_{\text{разд}})} \right) \frac{\operatorname{Sin} \varphi_0 n}{e^{-A_1}}, \\ C_2 &= \sum_m \sum_n - \frac{2\sigma_s l}{m\pi R_0} \left(\frac{n^2 l^3 \operatorname{Sin} \varphi_0 n}{3R_0^2 \pi (1 - \pi m)} + \frac{2hs_n}{3l(1 - k_{\text{разд}})} \right) \frac{\operatorname{Sin} \varphi_0 n}{e^{-B_1}}, \end{aligned} \quad (5)$$

где $A_1 = \frac{4k}{\sqrt{1-4k^2}} \operatorname{arctg} \frac{2k}{\sqrt{1-4k^2}} (4k+1)$;

$B_1 = \frac{4k}{\sqrt{1-4k^2}} \operatorname{arctg} \frac{2k}{\sqrt{1-4k^2}} (4k+3)$.

Значения усилий будут иметь вид

$$N_1 = \left[\left(\operatorname{tg}^2 \frac{\theta}{2} + 4k \operatorname{tg} \frac{\theta}{2} + 1 \right)^{4k} \left(\frac{e^{-A}}{2e^{-A_1}} + \frac{e^{-B}}{2e^{-B_1}} \right) \times \right. \\ \left. \times \sum_m \sum_n \frac{2\sigma_s l}{m\pi R_0} \left(\frac{n^2 l^3 \operatorname{Sin} \varphi_0 n}{3R_0^2 \pi (1-\pi m)} + \frac{2hs_n}{3l(1-k_{\text{разд}})} \right) \operatorname{Sin} \varphi_0 n \right] \cos \varphi, \quad (6)$$

$$S = \left[\left(\operatorname{tg}^2 \frac{\theta}{2} + 4k \operatorname{tg} \frac{\theta}{2} + 1 \right)^{4k} \left(\frac{e^{-A}}{2e^{-A_1}} - \frac{e^{-B} e^{-A_1}}{2e^{-B_1}} \right) \times \right. \\ \left. \times \sum_m \sum_n \frac{2\sigma_s l}{m\pi R_0} \left(\frac{n^2 l^3 \operatorname{Sin} \varphi_0 n}{3R_0^2 \pi (1-\pi m)} + \frac{2hs_n}{3l(1-k_{\text{разд}})} \right) \operatorname{Sin} \varphi_0 n \right] \sin \varphi.$$

Для определения величины тангенциальных напряжений в очаге деформации используем условия перехода в пластическое состояние по гипотезе максимальных касательных напряжений

$$\sigma_y = \sigma_x - \sqrt{\sigma_s^2 - 4\tau^2}. \quad (7)$$

За пределами очага деформации тангенциальные напряжения находим из третьего уравнения системы (1).

Так как меридиональные напряжения являются наиболее опасными, с точки зрения получения качественных изделий, которые приводят к чрезмерным утонениям профиля, к потере устойчивости и даже появлению трещин и разрушению заготовки то, проанализируем первое уравнение системы (6).

Первый и второй множители уравнения учитывают изменение напряжений в процессе деформации на радиусе закругления профиля, третий – величину меридиональных напряжений на цилиндрическом участке. С увеличением координаты θ растут первый и второй множители и увеличиваются меридиональные напряжения. Первый множитель выражения (6) при увеличении θ от 90° до 175° (при $\theta=180^\circ$ – тангенс не существует)

изменяется от $\left(\operatorname{tg}^2 \frac{\theta}{2} + 4 \operatorname{ktg} \frac{\theta}{2} + 1 \right)^{4k} \approx 1$ до $\left(\operatorname{tg}^2 \frac{\theta}{2} + 4 \operatorname{ktg} \frac{\theta}{2} + 1 \right)^{4k} \approx 3,5$, он

оказывает значительное влияние на распределение напряжений на закругленном участке. Полученный результат соответствует положениям теории листовой штамповки, где меридиональные напряжения увеличиваются при увеличении угла охвата радиуса закругления матрицы при вытяжке.

Второй множитель $-\left(\frac{e^{-A}}{2e^{-A_l}} + \frac{e^{-B}}{2e^{-B_l}} \right)$ с ростом угла θ уменьшается, так для

$$\theta=0^\circ, \quad \left(\frac{e^{-A}}{2e^{-A_l}} + \frac{e^{-B}}{2e^{-B_l}} \right) = 1; \quad \theta=5^\circ, \quad \left(\frac{e^{-A}}{2e^{-A_l}} + \frac{e^{-B}}{2e^{-B_l}} \right) = 0,92, \quad \text{для} \quad \theta=20^\circ,$$

$$\left(\frac{e^{-A}}{2e^{-A_l}} + \frac{e^{-B}}{2e^{-B_l}} \right) = 0,88; \quad \theta=90^\circ, \quad \left(\frac{e^{-A}}{2e^{-A_l}} + \frac{e^{-B}}{2e^{-B_l}} \right) = 0,73. \quad \text{Кроме того показатель}$$

$k = \frac{a}{R}$, характеризующий отношение радиуса закругления ролика к радиусу

заготовки не остается постоянной величиной, а динамически изменяется. Для верхнего закругленного участка R увеличивается, так как происходит раздача левой части заготовки, a – при этом остается постоянным, k – уменьшается. Для

обода колеса W12x24, для которого размеры обечайки равны: $l = 380 \text{ мм}; D = 568 \text{ мм}; h = 4,5 \text{ мм}$ по заводскому технологическому процессу

после первого перехода профилирования

$D_n = 610 \text{ мм}; D_p = 556 \text{ мм}; a_n = 15 \text{ мм}; a_p = 30 \text{ мм}$, где D_n, D_p – диаметры полки

и ручья обода соответственно; a_n, a_p – радиусы закругления профиля обода от полки к стенке монтажного ручья и от стенки монтажного ручья к монтажному

ручью соответственно. Для двух предельных случаев участка раздачи получим:

$$\text{при } \theta=90^\circ, \quad k = \frac{15}{305} = 0,049, \quad \left(\frac{e^{-A}}{2e^{-A_l}} + \frac{e^{-B}}{2e^{-B_l}} \right) = 1, \quad \text{так как на входе в очаг}$$

деформации показатели A, B и A_l, B_l равны между собой; при $\theta=175^\circ$,

$$k = \frac{15}{305 - 15} = 0,051, \quad \left(\frac{e^{-A}}{2e^{-A_l}} + \frac{e^{-B}}{2e^{-B_l}} \right) = 0,76. \quad \text{Наблюдается еще большее}$$

уменьшение уровня меридиональных напряжений на выходе из закругленного

участка. Однако во втором предельном случае, когда $\theta=175^\circ$ первый множитель равен 3,5 и окончательно получим

$$\left(\operatorname{tg}^2 \frac{\theta}{2} + 4k \operatorname{tg} \frac{\theta}{2} + 1 \right)^{4k} \times \left(\frac{e^{-A}}{2e^{-A_1}} + \frac{e^{-B}}{2e^{-B_1}} \right) = 3,5 \times 0,76 \approx 2,7.$$

Данные расчеты показывают, что с увеличением охвата радиуса закругления деформирующего ролика металлом заготовки на участке раздачи величина меридиональных напряжений возрастает в 2,7 раза к концу процесса деформирования, когда материал заготовки полностью охватит радиус закругления нижнего ролика.

Для участка обжима заготовки будем иметь аналогичные зависимости, как и для участка раздачи, где меридиональные напряжения увеличиваются и в конце перехода радиально-ротационного профилирования будут в 5,2 раза больше чем на цилиндрическом участке профиля полуфабриката для обода колеса W12x24.

Выводы. Обобщая полученные результаты, можно сказать, что на распределение и величину меридиональных напряжений на закругленных участках профиля обода в процессе деформирования оказывают влияние угол охвата радиуса закругления ролика материалом заготовки θ и показатель $k = \frac{a}{R}$, который равен отношению радиуса закругления профиля к радиусу заготовки. Поэтому, при радиально-ротационном профилировании для снижения величины меридиональных напряжений на закругленных участках необходимо стремиться к увеличению показателя k и уменьшению угла θ для участка раздачи и обжима заготовки.

Список литературы. 1. Потехушин Н.В. Исследование напряжений при радиальном профилировании заготовок на первых переходах / Н.В. Потехушин, Э.З. Сайфулин. – В кн.: Обработка металлов давлением. Свердловск, УПИ.– 1974. – вып. 2. – С. 111–114. 2. 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. 3. Мосьпан Д.В. Определение потребного крутящего момента при радиально-ротационном профилировании ободьев колес / Д. В. Мосьпан, В.В. Драгобецкий, Р.Г. Пузырь // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету імені Михайла Остроградського – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 6(53), частина 2 – С. 64-66. 4. Guo Y.Q. Recent developments on the analysis and optimum design of sheet metal forming parts using a simplified inverse approach / Y.Q. Guo, et al // Comput. Struct. 2000. – 78. – P. 133–148. 5. Балабин И.В. Расчет напряженного состояния ободьев колес / И.В. Балабин, В.Г. Бондарь, Л.Г. Сухомлинов // Тр. НАМИ, 1983. – вып. 189. – С. 24–43. 6. Тимошенко С. П. Пластинки и оболочки / С. П. Тимошенко, С. Войновский-Кригер. – М.: Наука, 1966. – 635 с. 7. Филин А.П. Элементы теории оболочек / А.П. Филин. – Л.: Стройиздат, Ленингр. отд-ние, 1975. – 256 с. 8. Вольмир А. С. Устойчивость деформируемых систем / А. С. Вольмир. – М.: Главн. ред. физико-математической литературы, 1967. – 984 с. 9. Пузырь Р.Г. Установление поля

напряжений при радіально-ротационном профілюванні циліндричної заготовки без урахування радіусів закруглення деформуючого інструмента / Р.Г. Пузырь, Е.Н. Сосенушкин, Е.А. Яновская // Вестник МГТУ «Станкин». Научный рецензируемый журнал. М.: МГТУ «Станкин», 2013. – №4 (27). – с. 42–47.

Bibliography (transliterated): 1. Potekushin N.V., Je.Z. Sajfulin “Issledovanie naprjazhenij pri radial'nom profilirovanii zagotovok na pervyh perehodah» V kn.: *Obrabotka metallov davleniem. Sverdlovsk, UPI*. No. 2. 1974. 111–114. Print. 2. Chigirinskij V.V., V.L. Mazur, and S.V. Belikov. *Sovremennoe proizvodstvo koles avtotransportnyh sredstv i sel'skohozjajstvennoj tehniki: [Monografija]. Dnepropetrovsk: RIA «Dnepr-VAL»*, 2010. Print. 3. Mos'pan D.V., V.V. Dragobeckij, R.G. Puzyr' “Opredelenie potrebnogo krutjashhego momenta pri radial'no-rotacionnom profilirovanii obod'ev koles». *Visnik Kremenchuc'kogo derzhavnogo politehničnogo universitetu imeni Mihajla Ostrogradskogo. Kremenchuk: KDPU*, No. 6.53. 2008. chastina 2. 64–66. Print. 4. Guo Y.Q. “Recent developments on the analysis and optimum design of sheet metal forming parts using a simplified inverse approach». *Comput. Struct.* No. 78. 2000.133–148. Print. 5. Balabin I.V., V.G. Bondar' and L.G. Suhomlinov “Raschet naprjazhennogo sostojanija obod'ev koles.» *Tr. NAMI*. No.189. 1983. 24–43. Print. 6. Timoshenko S. P. and S. Vojnovskij-Kruger. *Plastinki i obolochki* Moscow: Nauka, 1966. 635. Print. 7. Filin A.P. *Jelementy teorii obolochek* Leningrad: Strojizdat, Leningr. otd-nie, 1975. 256. Print. 8. Vol'mir A. S. *Ustojchivost' deformiruemyh system* Moscow: Glavn. red. fiziko-matematičeskoj literatury, 1967. 984. Print. 9. Puzyr' R.G., E.N. Sosenushkin and E.A. Janovskaja “Ustanovlenie polja naprjazhenij pri radial'no-rotacionnom profilirovanii cilindričeskoj zagotovki bez ucheta radiusov zakruglenija deformirujushhego instrumenta» *Moscow: MGTU «Stankin»*. No. 4.27. 2013. 42–47. Print.

Поступила (received) 22.10.2015

УДК 621.777

Ю. Г. РОЗОВ, докт. техн. наук, доц., Херсонский национальный технический университет

ГИДРОЭКСТРУЗИЯ С ДИФФЕРЕНЦИРОВАННЫМ ПРОТИВОДАВЛЕНИЕМ ТРУБЧАТОЙ ЗАГОТОВКИ НА ПОДВИЖНОЙ ГЛАДКОЙ ОПРАВКЕ

В статье предложена новая перспективная технология гидропрессования ствольной заготовки на подвижной гладкой оправке. Разработанная технология получения длинномерных ствольных заготовок позволяет снизить себестоимость изготовления изделий и повысить продуктивность производства стволов стрелкового оружия, за счёт исключения из технологического процесса методов получения заготовок на специальном оборудовании.

Ключевые слова: технология, гидропрессование, оправка, ствол, ствольная заготовка, моделирование, пресс, штамповая оснастка, матрица.

Введение. Толстостенные трубчатые изделия ($s > 0.1R_{cp}$, где: s – толщина стенки, R_{cp} – радиус срединной поверхности трубчатой заготовки) с прецизионными элементами внутреннего профиля (6...8 квалитет, при шероховатости 0.16...0.32 мкм) достаточно широко применяются в машиностроении, приборостроении и изделиях специального назначения.

Максимальная глубина (высота) профильных элементов обычно не превышает (0.015...0.02) внутреннего диаметра d , а их образующие могут быть параллельными оси трубчатого изделия или образовывать винтовую поверхность.

Первый случай характерный для телескопических устройств различного назначения, обеспечивающих прямолинейное перемещение в направлении оси одних частей конструкции относительно других (например, шлицевые соединения или телескопические направляющие роботов и манипуляторов), а второй – для устройств, в которых осевое перемещение сопровождается вращением вокруг оси.

Типовым примером последнего могут служить изделия специального назначения, такие как стволы артиллерийского и стрелкового оружия (СО).

Технология их изготовления предусматривает две стадии [1]:

1. Получение глубокого отверстия с указанными геометрическими параметрами внутренней поверхности.

2. Получение на внутренней поверхности профильных элементов.

Каждая из них требует нескольких операций и специального оборудования.

Постановка задачи. Большой научный и практический интерес представляет совершенствование процессов изготовления оружейных стволов по следующим основным причинам:

- в качестве материалов для изготовления стволов используются в основном конструкционные легированные высококачественные стали (30ХН2МФА, 50Р, 50РА, 30ХРА), т.е. малопластичные материалы;

- необходимость получения исходной длинномерной толстостенной трубчатой заготовки с глубоким отверстием необходимой точности при шероховатости поверхности 0.16...0.32 мкм;

- канал оружейного ствола имеет высокую точность размеров и достаточно сложную геометрическую форму профильных элементов (нарезов или полигонов), образующих винтовую поверхность;

- эксплуатационные качества (баллистические характеристики) огнестрельного оружия напрямую зависят от качества внутреннего профиля оружейного нарезного ствола.

Поэтому ствол СО требует особой тщательности при проектировании и изготовлении.

Основные трудности при создании трубчатой толстостенной длинномерной заготовки ($l/d \geq 10$, где: l – глубина отверстия, d – диаметр отверстия), так называемой «ствольной заготовки», методом сверления глубоких отверстий заключаются:

- в сложных условиях подвода смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) в зону резания и отвода стружки;
- в вводе осей отверстий;
- в погрешностях размера и формы отверстий в радиальном и продольном сечениях.

Следует отметить, что изготовление гладкого канала в сплошной цилиндрической заготовке сверлением требует специальных высокоточных станков, производства которых на Украине не было.

Таким образом, при сверлении длинной заготовки значительная часть металла превращается в стружку и, кроме того, необходимо использование специального уникального оборудования, инструмента (специальных сверл) и особых режимов резания. Кроме того, одной операции глубокого сверления для получения качественного прецизионного отверстия не достаточно и требуются дополнительные отделочные операции, вследствие чего трудоёмкость процесса изготовления резко возрастает.

Цель исследования – разработка нового процесса гидропрессования ствольной заготовки на подвижной гладкой оправке.

Постановка задачи. Одной из задач исследования являлось изучение возможности получения заготовок для ствола с необходимой точностью и шероховатостью внутренней поверхности из более коротких заготовок с глубиной отверстия $l/d < 10$. Достичь этого возможно путём выдавливания трубчатой заготовки на оправке.

Однако из-за низкой пластичности ствольных сталей, традиционное холодное выдавливание не обеспечивает необходимой степени деформации без разрушений. Поэтому, для повышения пластичности сталей при холодном формообразовании изделий используют схемы выдавливания в условиях НДС

всестороннего неравномерного сжатия при деформации в среде высокого гидростатического давления или гидропрессование (гидроэкструзию) [2–5]. Данный способ позволяет, как повысить пластичность самого материала, так и получить необходимые физико-механические свойства деформированного материала.

В результате анализа предложен и рассмотрен перспективный метод получения высокоточных трубчатых изделий с повышенными эксплуатационными свойствами (например, ствольных заготовок) методом гидропрессования с дифференцированным противодействием трубчатой заготовки на подвижной гладкой оправке.

Методы исследования. Анализ гидропрессования трубчатых заготовок из ствольной стали 30ХН2МФА проводили с помощью МКЭ с использованием программного комплекса DEFORMTM-3D [6].

Для моделирования процесса были заданы механические свойства металла в исходном состоянии для стали 30ХН2МФА, коэффициент трения на контактных поверхностях инструмента, исходные размеры заготовки и др.

Согласно выбранной схеме гидропрессования, учитывая, что данная задача является осесимметричной, была составлена расчётная схема процесса (рис. 1).

В контейнер 1 устанавливается заготовка 3, к которой прикладывается нагрузка штоком с оправкой 2.

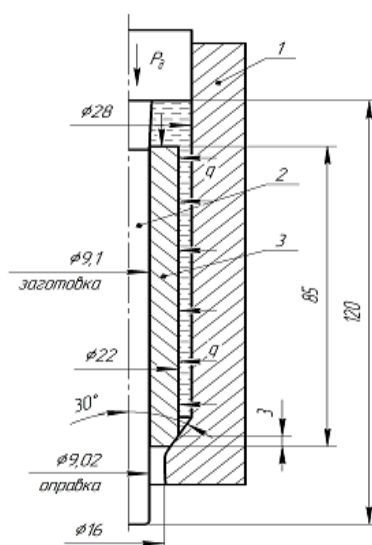


Рис. 1–Расчётная схема гидропрессования трубчатых заготовок на оправке

На свободную поверхность заготовки действует распределённое давление, что позволяет приближённо моделировать действие рабочей жидкости.

Для сравнения возможности реализации было проведено моделирование при традиционном выдавливании (без действия гидростатического давления) и в условиях действия гидростатического давления. В случаях действия гидростатического давления учитывали снятия его в момент перехода свободной поверхности на контактную поверхность с инструментом и при выходе заготовки из матрицы.

Результаты численного моделирования. По результатам компьютерного моделирования было определено НДС изготавливаемых деталей, необходимое гидростатическое давление, которое обеспечит деформирование в холодном состоянии для стали 30ХН2МФА без разрушений (величина необходимого гидростатического давления составила 750 МПа), конечную геометрию изделия, распределение удельных усилий на поверхности заготовки в месте контакта с инструментом, а также силовые параметры процесса. Кроме того, расчётным путём была определена рациональная геометрия инструмента (угол матрицы, высота калибрующего пояска и радиус перехода между ними).

Максимальное значение интенсивности деформаций ε_i составило 1,3 на контактной поверхности, в самой же стенке трубчатой заготовки, после прессования, распределение ε_i равномерное и максимальное значение 0,88. Из составляющих компонент деформаций наибольших значений достигли деформации ε_r и ε_z , где максимальные по абсолютной величине, соответственно составили ε_r , – 1,07 и ε_z – 1,1.

Из составляющих компонент напряжений наибольших значений (по абсолютной величине) достигли тангенциальные напряжения $\sigma_\theta = -2300$ МПа.

Максимальные значения нормальных напряжений на инструменте достигли 1600...2250 МПа на конической поверхности матрицы. На оправке – от 1000 МПа до 1800 МПа. Максимальное значение усилия выдавливания составило 630 кН.

Получение прецизионных трубчатых заготовок гидропрессованием с подвижной гладкой оправкой поставило вопрос о прочности и надёжности матрицы в этом процессе.

Для решения этого вопроса (до экспериментальной проверки) было проведено исследование методом компьютерного моделирования НДС

матрицы в процессе гидропрессования при воздействии гидростатического давления, обеспечивающего пластичность заготовки из стали 30ХН2МФА. Для расчёта матрицы использовался программный комплекс DEFORM.

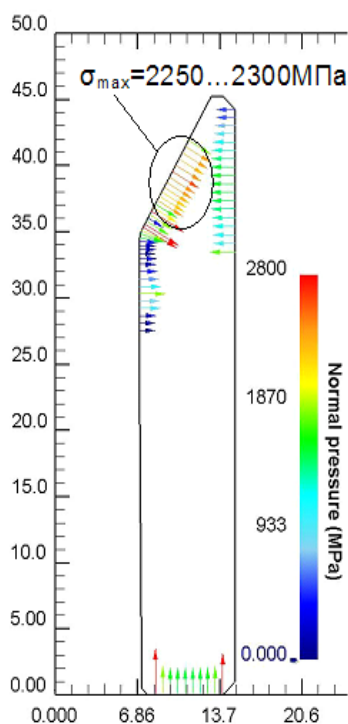


Рис. 2 – Распределение нормальных напряжений на поверхности матрицы

Результаты расчёта позволили сделать вывод о достаточной прочности и надёжности матрицы при получении прецизионных трубчатых заготовок гидропрессованием с подвижной гладкой оправкой [7].

На рис. 2 показано распределение нормальных напряжений на поверхности матрицы. Максимальное значение нормального напряжения составило 2250...2300 МПа.

Распределения параметров НДС по объёму нагруженной матрицы представлены на рис. 3. Максимальное значение гидростатического давления составило -1800 МПа в месте перехода конической части матрицы в цилиндрический калибрующий пояс.

Результаты экспериментальных исследований. Исходя из полученных данных компьютерного моделирования, был разработан технологический процесс получения ствольной заготовки и спроектирована оснастка для её изготовления путём гидроэкструзии в условиях высоких гидростатических давлений [8].

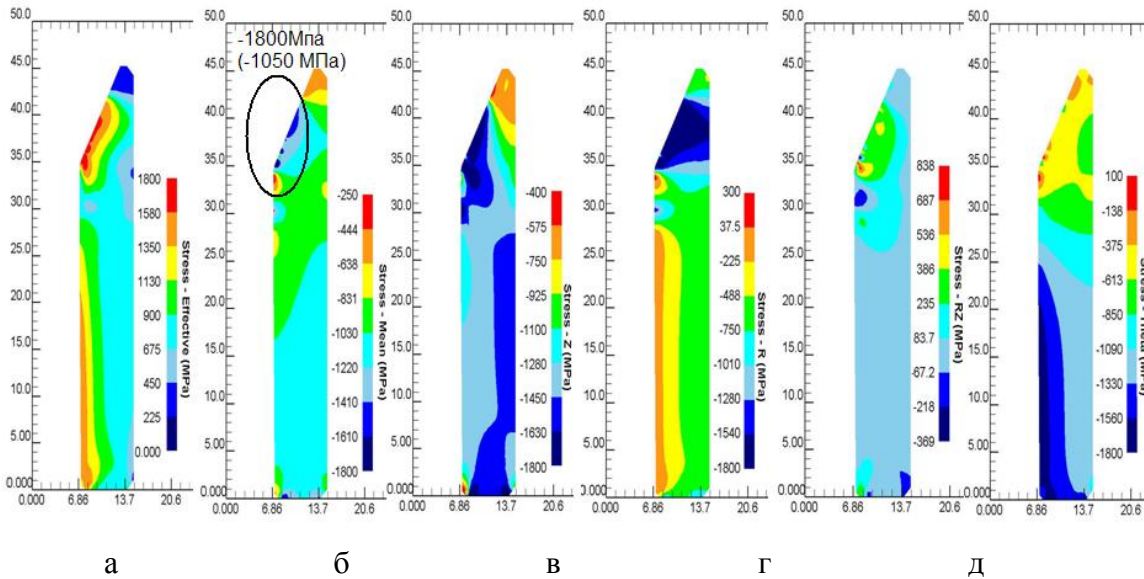


Рис. 3 – Распределение параметров НДС в объёме матрицы в нагруженном состоянии: а – распределение интенсивности напряжений σ_i ; б – распределение гидростатического давления; в – распределение компоненты напряжения σ_z ; г – распределение компоненты напряжения σ_r ; д – распределение компоненты напряжения σ_{rz} ; е – распределение компоненты напряжения σ_θ

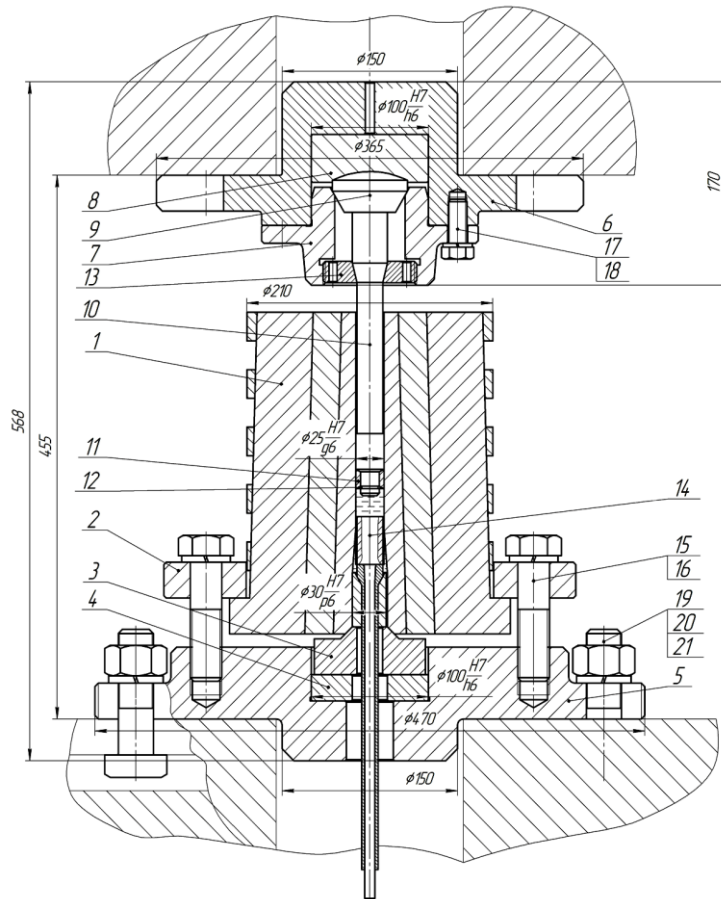


Рис. 4 – Конструкция штампа для гидроэкструзии с подвижной оправкой

Конструкция штампа для гидроэкструзии с подвижной оправкой приведена на рис. 4. Матрица с бандажированным контейнером 1, который установлен на направляющем конусе 3, зафиксированном в проточке нижней плиты 5 вместе с подкладным кольцом 4. Сам контейнер 1 крепится прижимным кольцом 2 с помощью болтов 15 с шайбами 16. В рабочей камере контейнера 1 вместе с заготовкой устанавливается пуансон с оправкой 14.

В верхней плите 6 установлена подкладная плита 8 с пятой 9, на которую опирается пуансон-шток 10, фиксируемый гайкой 13, вкрученной в корпус 7, который, в свою очередь, крепится болтами 17 с шайбами 18 к верхней плите 6. Для крепления нижней плиты 5 на прессе используются болтовые соединения (болт 19, гайка 20, шайба 21).

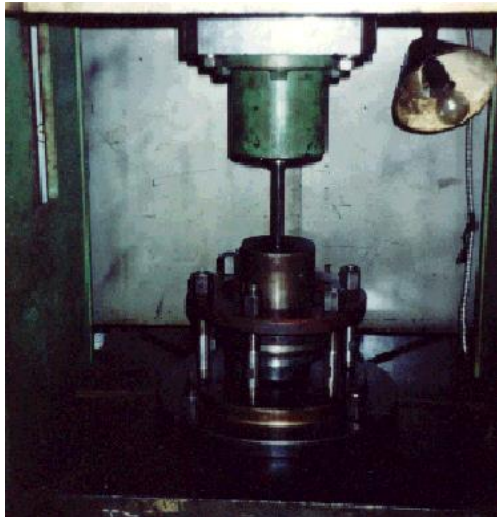
Штамп работает следующим образом. В бандажированный контейнер 1 устанавливается заготовка с предварительными фасками под конус матрицы, вместе с оправкой. Сменным пуансоном 10 предварительно надавливают на пуансон с оправкой 14, чтобы предотвратить последующую течь рабочей жидкости. После этого, в камеру контейнера заливается рабочая жидкость необходимого объёма. Далее устанавливают пуансон 10 с уплотнителем 11, который зафиксирован кольцом 12.

Была изготовлена соответствующая штамповая оснастка (рис. 5), которая устанавливалась на гидравлический пресс ДБ2432 усилием 1600 кН.

На рис. 6 показаны ствольные заготовки из стали 30ХН2МФА, полученные методом гидроэкструзии на гладкой подвижной оправке через коническую матрицу.

Гидропрессование осуществлялось без выхода заготовки из матрицы (не на всю длину), в результате чего образуется участок утолщения под механическую обработку под патронник и участок пульного входа.

Сравнивая экспериментальные данные с результатами, полученными расчётным путём, следует отметить, что разница составила менее 10%, что подтверждает адекватность полученных расчётов.



а



б



в

Рис. 5 – Производственный штамп: а – установленный на прессе ДБ2432
б – бандажированный контейнер; в – оправка



Рис. 6 – Ствольные заготовки, полученные путём гидроэкструзии на гладкой оправке

Разработанная технология получения ствольных заготовок позволяет снизить себестоимость изготовления изделий и повысить продуктивность производства стволов СО. Это достигается путём исключения из технологического процесса методов получения заготовок на специальном оборудовании.

Выводы:

1. В результате проведения численного моделирования осесимметричной задачи гидропрессования на гладкой оправке, были определены необходимые

параметры процесса, в том числе, необходимое гидростатическое давление, которое обеспечивает деформирование в холодном состоянии для стали 30ХН2МФА без разрушений. Таким, образом, определённая величина необходимого гидростатического давления составила 750 МПа.

2. Определено НДС трубчатой заготовки при деформировании, распределение нормальных напряжений на контактирующих поверхностях заготовки с инструментом и максимальное усилие процесса гидроэкструзии, которое составило 630 КН в конце рабочего хода.

3. Результаты исследования методом компьютерного моделирования НДС матрицы в процессе гидропрессования при воздействии гидростатического давления, обеспечивающего пластичность заготовки из стали 30ХН2МФА (750 МПа), подтвердили достаточную прочность и надёжность деформирующего инструмента.

4. Используя полученные результаты компьютерного моделирования, было спроектировано и изготовлено штамповое оборудование для реализации процесса гидроэкструзии ствольной заготовки на гладкой подвижной оправке.

5. Результаты натурных экспериментов подтвердили адекватность полученных расчётов и эффективность предложенного метода изготовления высокоточных длинномерных трубчатых изделий из малопластичных материалов с повышенными эксплуатационными свойствами гидропрессованием на гладкой оправке.

6. Разработанная технология получения ствольных заготовок из стали 30ХН2МФА позволяет снизить себестоимость изготовления изделий и повысить продуктивность производства стволов СО. Это достигается путём исключения из технологического процесса методов получения заготовок на специальном оборудовании.

Список литературы: 1. Туктанов А. Г. Технология производства стрелково-пушечного и артиллерийского оружия [Текст] / А. Г. Туктанов. – М. : Машиностроение, 2007. – 375 с. 2. Береснев Б. И. Некоторые вопросы больших пластических деформаций металлов при высоких давлениях [Текст] / Б. И. Береснев, Л. Ф. Верещагин, Ю. Н. Рябинин и др. – М. : Изд-во АН УССР, 1960. – 80 с. 3. Белошенко В. А. Теория и практика гидроэкструзии [Текст] / В. А. Белошенко, В. Н. Варюхин, В. З. Спусканюк. – К. : Наукова думка, 2007. – 246 с. 4. Береснев Б. И. Высокие давления в современных технологиях обработки материалов [Текст] / Б. И. Береснев, К. И. Езерский, Е. В. Трушин и др. – М. : Наука, 1988. – 245 с. 5. Бейгельзимер Я. Е. Напряженно-деформированное состояние металла при безоправочном гидропрессовании толстостенных трубных заготовок [Текст] / Я. Г. Бейгельзимер,

А. В. Спусканюк : Физика и техника высоких давлений, 1995. – № 1. – С. 18–25. **6.** Розов Ю. Г. Исследование процесса гидроэкструзии трубчатой заготовки на профильной оправке методом компьютерного моделирования [Текст] / Ю. Г. Розов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2013. – № 12. – С. 21–25. **7.** Розов Ю. Г. Исследование напряжённо-деформированного состояния деформирующего инструмента при гидропрессовании трубчатых заготовок методом конечных элементов [Текст] / Ю. Г. Розов // Вестник Херсонского национального технического университета : инженерные науки. – Херсон, 2014. – № 1 (48). – С. 48–54. **8.** Розов Ю. Г. Проектирование оснастки и технологии изготовления ствольных заготовок методом гидроэкструзии на гладкой подвижной оправке / Ю. Г. Розов // Обработка материалов давлением : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2013. – № 1 (35). – С. 106–109.

Bibliography (transliterated): **1.** Tuktanov A. G. Tehnologija proizvodstva strelkovo-pushechnogo i artillerijskogo oruzhija. A. G. Tuktanov. Moscow : Mashinostroenie, 2007. Print. **2.** Beresnev B. I. Nekotorye voprosy bol'shix plasticheskix deformatsij metallov pri vysokix davlenijah. B. I. Beresnev, L. F. Vereshhagin, Ju. N. Rjabinin i dr. Moscow : Izd-vo AN USSR, 1960. Print. **3.** Beloshenko V. A. Teorija i praktika gidrojekstuzii. V. A. Beloshenko, V. N. Varjuhina, V. Z. Spuskanjuk. Kiev : Naukova dumka, 2007. Print. **4.** Beresnev B. I. Vysokie davlenija v sovremennyh tehnologijah obrabotki materialov. B. I. Beresnev, K. I. Ezerskij, E. V. Trushin i dr. Moscow : Nauka, 1988. Print. **5.** Bejgel'zimer Ja. E. Naprjazhenno-deformirovannoe sostojanie metalla pri bezopravochnom gidropressovanii tolstostennyh trubnyh zagotovok. Ja. G. Bejgel'zimer, A. V. Spuskanjuk : Fizika i tehnika vysokix davlenij, 1995. No 1. 18–25. Print. **6.** Rozov Ju. G. Issledovanie processa gidrojekstuzii trubchatoj zagotovki na profil'noj opravke metodom komp'juternogo modelirovanija. Ju. G. Rozov. Kuznechno-shtampovocnoe proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem. 2013. No 12. 21–25. Print. **7.** Rozov Ju. G. Issledovanie naprjazhjonno-deformirovannogo sostojanija deformirujushhego instrumenta pri gidropressovanii trubchatykh zagotovok metodom konechnykh jelementov. Ju. G. Rozov. Vestnik Hersonskogo nacional'nogo tehničeskogo universiteta : inzhenernye nauki. Herson, 2014. No 1 (48). 48–54. Print. **8.** Rozov Ju. G. Proektirovanie osnastki i tehnologii izgotovlenija stvol'nykh zagotovok metodom gidrojekstuzii na gladkoj podvizhnoj opravke. Ju. G. Rozov. Obrabotka materialov davleniem : sb. nauch. tr. Kramatorsk : DGMA, 2013. No 1 (35). 106–109. Print.

Поступила (received) 30.01.2015

УДК 621.777

С. Ф. САБОЛ, канд. техн. наук, доц., НТУУ «КПІ»;

В. В. ПІМАНОВ, асистент, НТУУ «КПІ»;

Є. М. КОРОБКА, студент, НТУУ «КПІ», Київ

КОМБІНОВАНЕ ХОЛОДНЕ ВИДАВЛЮВАННЯ КОНІЧНОЇ ПОРОЖНИСТОЇ ЗАГОТОВКИ ДЛЯ ВИРОБУ СПЕЦІАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

Запропоновано схему комбінованого видавлювання конічної порожнистої заготовки. За допомогою методу скінчених елементів (МСЕ) в програмному комплексі DEFORM-3D проведено теоретичний аналіз процесу. Визначено залежність зусилля процесу від переміщення пуансону, отримано розподіл нормальних напружень на матриці, пуансоні та виштовхувачі штамп. Приведено розподіл

© С. Ф. Сабол, В. В. Піманов, Є. М. Коробка, 2015

інтенсивності напружень та деформацій а також ступеню використання ресурсу пластичності в zdeформованій заготовці в моменті дії максимального зусилля процесу.

Ключові слова: комбіноване холодне видавлювання, конічний порожнистий виріб, зусилля видавлювання, інтенсивність напружень та деформацій, ступінь використання ресурсу пластичності.

Вступ. Сучасне виробництво потребує високопродуктивних та мало витратних технологій, які дозволяють отримати високоточні вироби та напівфабрикати з підвищеними експлуатаційними властивостями. Вказані задачі можна вирішити використовуючи вискоефективні процеси холодного об'ємного штампування, які дають змогу отримувати точні деталі, форма та розміри яких визначаються точністю виготовлення деформуючого інструменту [1]. За рахунок зміцнення при холодній деформації, вироби отримані вищевказаним способом мають підвищені механічні характеристики, що в ряді випадків, дозволяє заміну дорогих марок сталей на більш дешеві. Особливою ефективністю характеризуються процеси комбінованого видавлювання при якому забезпечується одночасна течія металу в різних напрямках та яке здійснюється за різними технологічними схемами видавлювання [2].

Метою роботи є розробка схеми та проведення дослідження комбінованого видавлювання конічної порожнистої заготовки для спеціального виробу.

На рис. 1 показано ескіз заготовки, що видавлюється. Вказана заготовка отримується комбінованим видавлюванням: пряме видавлювання по конусу та зворотнє видавлюванням ступінчастої порожнини. Схему процесу видавлювання зображено на рис. 2. Ліворуч від осі показано положення штампу у вихідному стані, а праворуч – після видавлювання. Заготовка 2 встановлюється в контейнер 1, у якому в донній частині контейнера встановлений виштовхувач 4. Заготовка 2 позиціонується фаскою по діаметру контейнера. видавлювання заготовки виконується ступінчатим пуансоном 3.

Вихідні розміри заготовки визначали з умови постійності об'ємів та допустимого ступеню деформації. Дана заготовка виготовляється із сталі 10 з наступними характеристиками: модуль Юнга $2,1 \cdot 10^5$ МПа, коефіцієнт Пуассона 0,3, умовна межа течії $\sigma_{0,2}=260$ МПа.

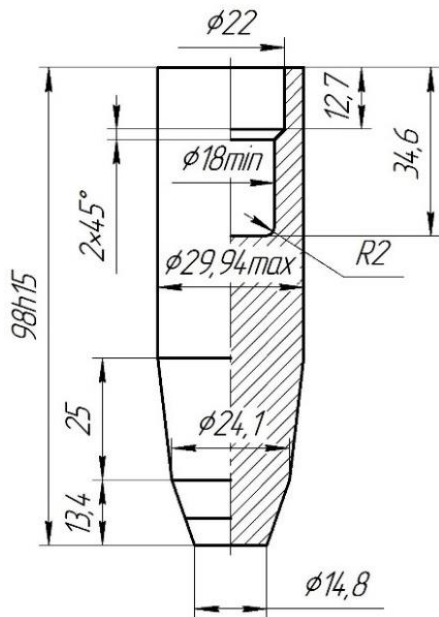


Рис. 1 – Ескіз заготовки, що видавлюється

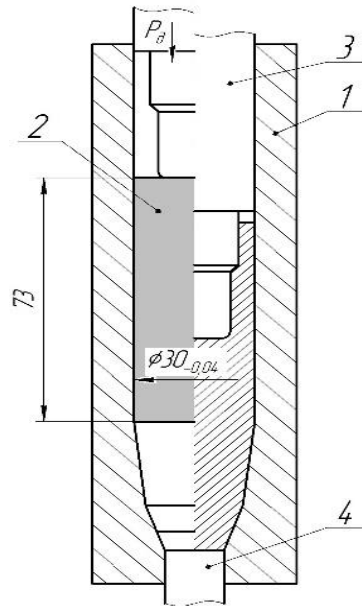


Рис. 2 – Схема процесу видавлювання

Чисельним моделюванням, за допомогою методу скінчених елементів (МСЕ) в програмному комплексі DEFORM-3D проведено теоретичний аналіз процесу холодного видавлювання заготовки діаметром 30 мм. Моделювання виконували в пружно-пластичній постановці задачі з врахуванням розвантаження. Теоретичний аналіз МСЕ дозволяє встановити напружено-деформований стан в об'ємі заготовки, кінцеві розміри виробу з урахуванням пружної деформації, зусилля видавлювання а також отримати розподіл нормальних напружень на контактуючих поверхнях заготовки з інструментом, що дозволяє розраховувати інструмент на міцність [3].



Рис. 3 – Залежність зусилля від переміщення пуансона

Залежність зусилля від переміщення пуансона показано на рис. 3. Максимальне значення зусилля склало 1003кН в кінці робочого ходу.

Розподіл нормальних напружень на деформуючому інструменті зображено на рис. 4. Результати виводили в момент дії максимального зусилля.

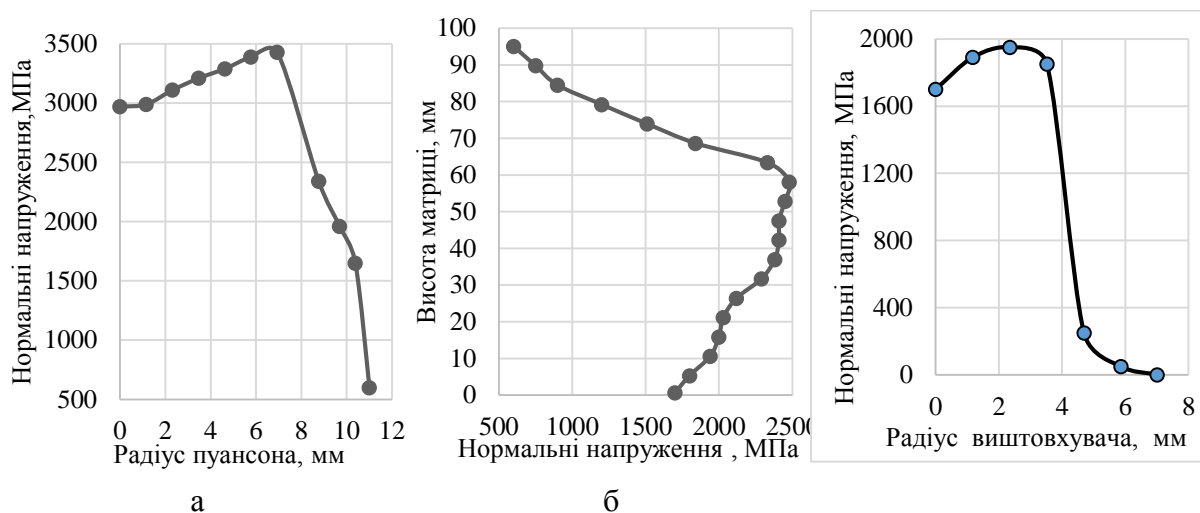


Рис. 4 – Розподіл нормальних напружень на деформуючому інструменті:
 а – на пуансоні, б – на матриці, в – на виштовхувачі

Як слідує з графіка представленого на рис. 4 а), максимальні напруження на пуансоні – 3500 МПа спостерігаються на поверхні радіуса 6,8 мм., інтенсивно зменшуючись до зовнішньої поверхні. Максимальні нормальні напруження на матриці діють на висоті 60 мм., та сягають значення 2500 МПа. За результатами чисельного експерименту було визначено кінцеву геометричну форму заготовки, напружено-деформований стан та ступінь використання ресурсу пластичності ψ здеформованого металу (рис. 5), який дає можливість прогнозувати отримання порожнини без руйнування.

На рис. 5 наведено розподіл інтенсивності деформації. По розподілу (рис. 6) ϵ_i можна оцінити пропрацювання структури металу холодною пластичною деформацією. Розподіл інтенсивності напружень σ_i в об'ємі здеформованого металу з урахуванням розвантаження, який дає можливість оцінити зміцнення матеріалу за рахунок холодної деформації наведено на рис. 7.

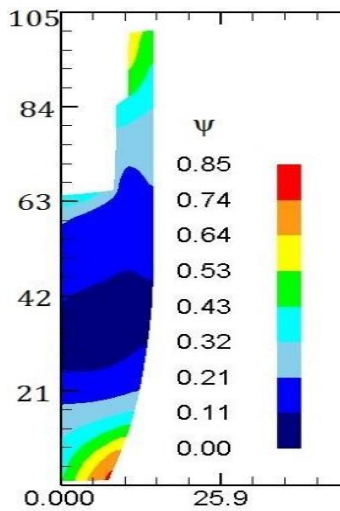


Рис. 5 – Розподіл використання ресурсу пластичності

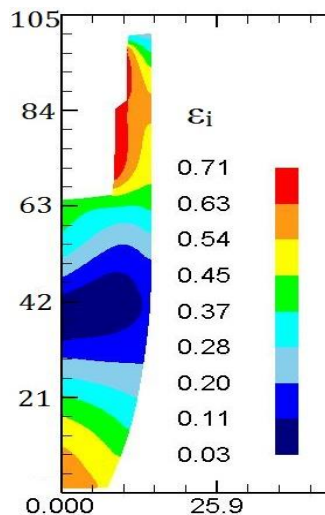


Рис. 6 – Розподіл інтенсивності деформації

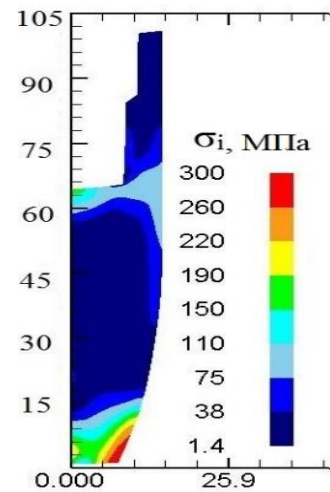


Рис. 7 – Розподіл інтенсивності напружень

ИС
НО
ВО
К.
Та
КИ
М
ЧИ
НО
М,
В

роботі показано можливість отримання якісної конічної порожнистої заготовки холодним комбінованим видавлюванням. Проведений розрахунковий аналіз процесу холодного комбінованого видавлювання, дав змогу визначити зусилля деформування, розподіл питомих зусиль на деформуючому інструменті, розподіл інтенсивності напружень та деформацій, кінцеву геометрію отриманого виробу, зміцнення здеформованого металу та ступінь використання ресурсу пластичності.

Список літератури: 1. Фаворский В. Е. Холодная штамповка выдавливанием / В.Е. Фаворский – М.: Машиностроение, 1966 – 160 с. 2. Ковка и штамповка: справочник в 4-х т./ Ред. совет: Е.И. Семенов (пред.) и др. – М.: Машиностроение Т. 3. Холодная объемная штамповка / под ред. Навроцкого, 1987. – 384 с. 3. Калюжный А. В. Применение метода конечных элементов при расчетах процессов изготовления гильз для артиллерийских и стрелковых боеприпасов / А.В. Калюжный// Артиллерийское и стрелковое вооружение // Международный научно-технический журнал – К.: – 2009. – №2 – С. 32–43. 4. Піманов В. В. Холодне видавлювання конічної порожнистої заготовки /В. В. Піманов, С. Ф. Сабол, Є. М. Коробка // Міжнародна наук.-тех. конференція «Прогресивна техніка технологія та інженерна освіта», м. Одеса, 22–25 червня 2015 р.: Матеріали конференції – Одеса-Київ: 2015. –С. 62–64.

Bibliography (transliterated): 1. Favorsky V. E. Kholodnaya shtampovka vydavlyvanyem / V.E. Favorsky – Moscow: Mashynostroenye, 1966 – 160 p. 2. Kovka y shtampovka: spravochnyk v 4 vol./ Red. совет: E.Y. Semenov (pred.) y dr. – Moscow: Mashynostroenye Vol. 3. Kholodnaya obyemnaya shtampovka / pod red. Navrotskoho, 1987. – 384 p. 3. Kalyuzhniy A.V. Prymenenye metoda konechnikh elementov pry raschetakh protsessov yz-hotovlenyya hyl'z dlya artylleryst-skykh y strelkovikh boeprypasov / A.V. Kalyuzhniy// Artylleryst-skoe y strelkovee vooruzhenye // Mezhdunarodniy nauchno-tekhnychesky zhurnal. – Kiev – 2009. – N2 – P. 32–43. 4. Pimanov V.V. Kholodne vydavlyvannya konichnoyi porozhnystoyi zahotovky /V. V. Pimanov, S.F. Sabol, Ye. M. Korobka // Mizhnarodna nauk.-tekh. konferentsiya «Prohresyvna tekhnicatekhnolohiya ta inzhenerna osvita»,m. Odesa, 22–25 chervnya 2015 r.: Materialy konferentsiyi – Odesa-Kyiv: 2015. – P. 62–64.

Надійшла (received) 05.11.2015

УДК 621.981.06

В. Т. СИКУЛЬСКИЙ, канд. техн. наук, доц., Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт»

РАЗРАБОТКА УСТРОЙСТВ ДЛЯ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ И ДОВОДКИ МОНОЛИТНЫХ ПАНЕЛЕЙ СЛОЖНЫХ ФОРМ

Приведен классификатор монолитных панелей, используемых в конструкции самолетов, получение которых имеет технологические проблемы при их формообразовании: недостаточную точность, высокую трудоемкость доводочных работ и пр. Дана классификация методов формообразования панелей с оребрением, в том числе методов формообразования до механической обработки, а также с использованием лазерного профилирования. Сформулированы требования к технологическим процессам формоизменения и доводки формы ребристых панелей сложных форм. Предложен метод формоизменения локальным деформированием с использованием изгибающих моментов и осевых усилий. Рассмотрены возможные схемы деформирования и предложены устройства для реализации процесса. Кратко описаны устройства для доводки и правки панелей с оребрением без применения прессы, а также специальный штамп для получения панелей двойной кривизны разводкой средних зон. Описаны результаты испытания процесса на образцах из алюминиевых сплавов и приведены основные технологические рекомендации.

Ключевые слова: формообразование, посадка, разводка, изгиб, доводка формы, точность формообразования, двойная кривизна.

Введение. Применение монолитных узлов и панелей в конструкции самолетов обусловлено рядом преимуществ по сравнению с другими конструкционными материалами, в том числе и с композиционными материалами. Такие панели позволяют уменьшить массу конструкции при равной прочности, повысить ресурс изделия, уменьшить объем сборочных работ, применить местную герметизацию взамен сплошной.

Применение монолитных панелей в конструкциях самолетов оправдано только в случаях существенного улучшения эксплуатационных характеристик изделий. Выбор геометрических размеров монолитных панелей и их места расположения в планере производится с учетом прочности, ресурса и массы конструкции [3]. Перспективные конструкторские решения зависят от эффективности применения монолитных узлов, которая определяется на основе большого числа конструкторских, технологических, экономических и других параметров.

Анализ известных конструктивно-технологических членений самолетов показывает, что перспективными являются применения монолитных панелей в

случаях, когда достигается высокая эффективность массовых и экономических показателей.

Однако при использовании монолитных панелей снижается коэффициент использования материала по сравнению со сборной конструкцией, требуется повышенная мощность станочного оборудования, повышается стоимость полуфабрикатов, удлиняется цикл производства.

Постановка проблемы. Серьезной технологической проблемой является формообразование монолитных панелей особенно в связи с тенденцией увеличения габаритов панелей и, следовательно, усложнением их форм.

Основными методами получения заготовок монолитных панелей являются прокатка, прессование, горячая штамповка и литье. Заготовки монолитных панелей из алюминиевых сплавов Д16 и В95 получают чаще всего прессованием или прокаткой на металлургических заводах, где они дополнительно подвергаются правке и термообработке [1].

На авиационных предприятиях заготовки монолитных панелей обрабатывают на фрезерных станках с программным управлением. В промежутках между фрезерными операциями производится необходимая механическая правка плоскостности панели. Завершающими технологическими операциями являются операции формообразования согласно внешним обводам агрегата, а также операции обеспечения заданного ресурса.

Формообразование плоских монолитных панелей является сложным технологическим процессом, отличающимся большой трудоемкостью и высокой квалификацией рабочего. Трудности, возникающие при формообразовании панелей, ограничивают возможности создания сложных форм поверхности и поэтому в конструкциях самолетов применяются монолитные панели в основном одинарной и небольшой двойной кривизны [2].

По виду образованной поверхности монолитные панели могут быть развертывающимися и неразвертывающимися и разделяются по способу построения поверхности [4]. Панели неразвертывающиеся с перегибом или криволинейной образующей применяются как крыльевые или фюзеляжные обшивки двойной кривизны. Такие панели двойной кривизны ввиду отсутствия эффективных механизированных методов серийного производства считаются нетехнологичными. В отдельных случаях неразвертывающиеся типы

поверхностей могут быть получены на заготовках из разнотолщинной плиты или стрингерной заготовки.

Процесс формообразования проводят после механической обработки, либо при создании сборно–монолитной конструкции плиту обрабатывают после формообразования, либо отказываются от механической обработки и формообразования и применяют лазерное профилирование.

Применяемые методы формоизменения профилей и монолитных панелей представлены на рис. 1.

Проблема получения деталей сложной формы решается в настоящее время путем использования технологий лазерного профилирования или так называемых 3D-принтеров [5].

Эта технология гарантирует огромную производственную «гибкость», она идеальна для выпуска деталей небольшими партиями и создания прототипов, в то же время она имеет свои преимущества в единичном производстве или при производстве деталей, снятых с производства.

В серийном производстве экономически целесообразными являются традиционные методы получения заготовок деталей сложных форм.



Рис. 1 – Методы формообразования профилей и монолитных панелей

Основными методами формоизменения профилей и монолитных панелей, которые используются в промышленности, являются: гибка прокаткой на КГЛ; гибка на листогибочных прессах и ЛГС; гибка в рессорных штампах; дробеструйное формование; использование упругих наполнителей или упругих матриц; методы с применением импульсных источников энергии; методы с местным деформированием; методы со свободным изгибом.

Для получения требуемой поверхности применяется формовка по участкам в штампе на гидропрессе, а также посадка или раздача отдельных участков панели.

Панели с вафельным оребрением могут быть отформованы по матрице с помощью гидравлической штамповки или получены в штампах. Для панелей простых форм широко используется свободная гибка и дробеударное формообразование.

В последние годы для получения панелей двойной кривизны используется предварительное формообразование листа или плиты и последующая механическая обработка на специальных 5-координатных станках с регулируемыми приспособлениями. Однако таким методом возможно получение относительно тонких панелей с нежесткими ребрами или утолщениями.

Цель исследования. Основные формы панелей применяемых при производстве летательных аппаратов и методы формоизменения сложных профилей приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Укрупненный конструкторско-технологический классификатор ребристых панелей, используемых в конструкции летательных аппаратов

Технологическая группа	Методы формообразования					
	Гибка-прокатка	Свободная гибка	Обдувка дробью	Зональное деформирование	Раскатка части сечения	Метод отсутствует
1	2	3	4	5	6	7
Панели с перегибами		*		*		
Панели с прерывистым оребрением		*				*
Одинарной кривизны с косым перегибом		*				
Конической формы с образующей под углом к ребрам						*
Панели с разными углами изгиба ребер						*
Панели с ребрами переменной жесткости			*			*

Окончание таблицы 1

1	2	3	4	5	6	7
Панели с ребрами большой жесткости						*
Пологие панели положительной гауссовой кривизны	*	*	*			
Не пологие панели двойной кривизны				*		
Пологие панели двойной отрицательной гауссовой кривизны	*		*		*	
Панели с местными отклонениями ребер панелей						*

Более половины технологических групп деталей, представленных в таблице, являются не технологичными или метод их изготовления не разработан, а в некоторых случаях их применение находится на этапе научно-исследовательских работ.

Анализ существующих способов и оборудования для формоизменения панелей сложных форм с оребрением приведен в работе [4]. Вследствие нестабильности процесса деформирования панелей с малыми упругопластическими деформациями формообразование панелей ведут последовательно методом приближений с межоперационным контролем геометрии панелей. Как правило, для контроля формы используются пространственные носители форм и размеров, например, координатный стенд, оснащенный комплектом шаблонов сечений.

Применяемые технологические методы не обеспечивают достаточную точность формообразования вследствие существенных отклонений геометрических размеров после механической обработки. Используемые методы обладают низкой производительностью формообразования и контроля формы поверхности после формообразования. В применяемых технологических методах сложным вопросом является обеспечение равномерного совместного деформирования полотна и ребер панелей.

Вследствие неточности формы панелей при сборке конструкции часто используют так называемую упругую сборку, которая предусматривает увеличение остаточных напряжений в деталях изделия [6].

Анализ публикаций, направленных на совершенствование технологического процесса формообразования панелей, показывает, что для успешного их применения на предприятиях они должны обладать качествами, описанными в работе [7].

В этой связи является весьма актуальной задача создания технологических процессов и приспособлений для формоизменения и правки сложных по форме профилей и панелей с оребрением, удовлетворяющих вышеуказанным требованиям и обеспечивающих высокую точность деталей, эффективность использования в промышленности при малой стоимости оборудования и инструмента, а также невысокой квалификации исполнителей.

Основные результаты исследований. В результате анализа перечисленных требований и особенностей был выбран в качестве базового метод зонального деформирования.

Сущность процесса получения панели сложной формы зональным деформированием состоит в поэтапном придании панели обобщенного поля деформаций, состоящего из отдельных местных (локальных) деформаций. Эти местные деформации должны быть распределены определенным образом по панели и по времени их приложения, чтобы обобщенные деформации соответствовали постепенному приближению к требуемой форме панели при условии образования минимальных остаточных напряжений в полотне и ребрах панели.

Исследовались различные последовательности приложения зональных воздействий: последовательная в отдельных сечениях, последовательная вдоль отдельных ребер и последовательная спиральная.

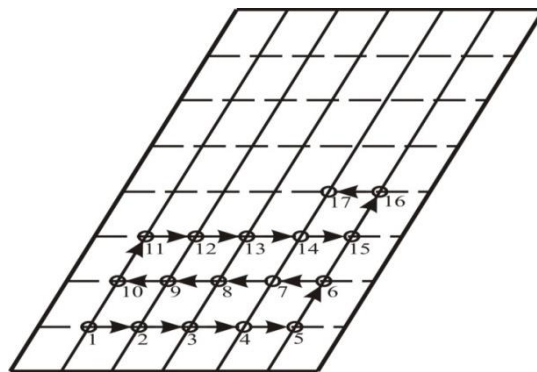


Рис. 2 – Схема последовательного деформирования поперечного сечения панели

Целью исследования было определение величины влияния соседних участков панелей на процесс деформации и конечную пластическую деформацию в каждой зоне, которая определяет процесс формообразования в целом. Для разных образцов были выбраны разные последовательности

перемещения зоны деформирования, которые имели свои технологические преимущества. Первая последовательность представлена на рис. 2, которая получила название схема последовательного деформирования поперечного сечения панели.

В этой схеме местные воздействия прикладываются последовательно к каждому ребру вдоль одного сечения панели, затем зона деформирования перемещается к соседнему сечению и далее процесс продолжается вновь. Такая схема позволяет обеспечить минимальное вспомогательное время на перемещение заготовки вдоль пресса и контролировать форму панели уже после обработки нескольких сечений. Процесс формообразования панели по такому методу для достижения потребной кривизны можно выполнять в несколько этапов. На первом этапе формируется 30% кривизны, производится измерение и выполняется коррекция процесса. На втором и третьем этапах выполняются операции формообразования, которые называют волнами. На последней четвертой волне выполняют доводку формы до окончательных размеров с помощью доводочных устройств с контролем формы на координатном стенде.

Достичь необходимого качества процесса формообразования можно применением схем совместного деформирования ребра и полотна панели.

Анализ возможных схем деформирования ребер панелей показал, что для получения панелей сложных форм необходимо создание совместного изгибающего момента в плоскости ребра и осевого усилия в сечении ребра и участке прилегающего полотна.

В результате анализа возможных вариантов сочетания моментов и осевых сил установлено, что все они могут использоваться при получении различных форм панелей.

На рис. 3 представлены возможные схемы локального нагружения участка полотна с ребром, где используется осевое усилие в сечении ребра и участка полотна и момент изгиба в плоскости ребра.

Положительное значение момента здесь соответствует созданию выпуклости вдоль ребер в сторону полотна, отрицательное – вогнутости полотна; положительное значение осевого усилия соответствует растяжению ребер с прилегающим участком полотна, отрицательное – сжатию.

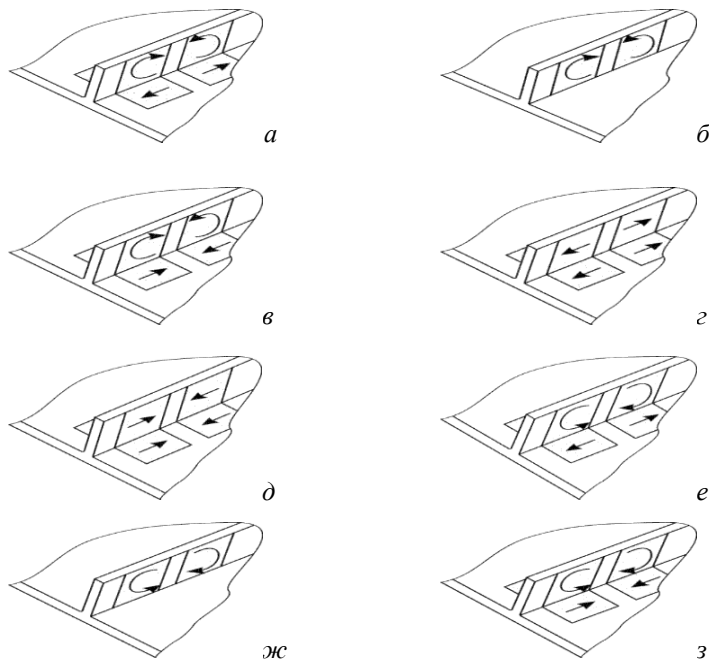


Рис. 3– Варианты приложения моментов и нормальных сил при формообразовании местным деформированием

В соответствии с приведенными схемами созданы устройства для реализации сочетаний действующих изгибающих моментов и осевых усилий. Так, деформирование панелей методом раскатки ребер осуществляется по схеме *г* (см. рис. 3), а специальные устройства в виде штампов позволяют реализовать все указанные схемы. Устройства устанавливаются на гидравлических прессах, используемых на предприятиях. Принцип работы заключается в сочетании действия посадочных губок в плоскости полотна и изгибающих моментов, приложенных к губкам.

Для доводки формы панелей и их правки создано переносное устройство, в котором гибка ребер производится приложением момента к небольшому участку ребра (см. рис. 3 схемы *б*, *ж*). Устройство может также использоваться при правке и доводке панели непосредственно на стенде для измерения формы панелей.

Для панелей с орebrением прямоугольного типа создано механическое устройство правки ребер панели непосредственно при комплектовании или при сборке монолитной конструкции в сборочном стапеле.

На рис.4 показано устройство, не требующее подвода энергии, т.е.

автономное устройство, которое может использоваться в условиях сборочного производства. Устройство закрепляется на ребре панели на базе 160 мм и способно выполнить корректирующие нагрузки по схемам *а, б, ж, з* (рис. 3).



Рис. 4 – Внешний вид механического устройства для правки и доводки панелей с ребрением

Разработанный и изготовленный в Национальном аэрокосмическом университете «ХАИ» инструмент для правки и доводки с ребрами большой жесткости панелей работает по принципу местной гибки ребер панелей с малыми упругопластическими деформациями. Внешний вид инструмента представлен на рис. 5.

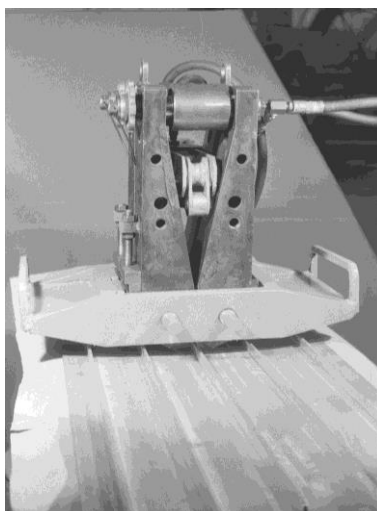


Рис 5 –Устройство для правки и доводки ребристых панелей

Принцип его работы заключается в том, что на участке ребра жестко закрепляются две консоли. Закрепление консолей осуществляется за счет сил трения с помощью гидравлического усилителя и рычажной системы, при этом насечки на губках отсутствуют. Для осуществления правки в ту или иную

сторону консоли сводятся или разводятся в плоскости ребра панели. Сведение или разведение, т.е. посадка или разводка ребра производится с помощью пневматического цилиндра. После проведения правки консоли освобождаются от ребра, а сами консоли возвращают в исходное положение.

Исследования процесса правки и доводки панелей проводились на образце панели из материала Д16Т натурального сечения. Измерение геометрии проводилось с точностью 0,01 мм до и после правки вдоль ребра панели. Панель базировалась до и после правки на измерительном столе по трем точкам. Исследование режимов деформирования проводилось с помощью инструмента, имеющего губки без насечек, обработанные с шероховатостью около 2,5–4,0. Такая шероховатость позволяет использовать губки без насечек, обеспечивает надежное сцепление с материалом ребра, позволяет исключить последующую зачистку места правки.

Инструмент обеспечивает достаточную стабильность угла пружинения, что объясняется отсутствием существенного проскальзывания губок. Некоторые отклонения угла гибки объясняются контактными явлениями на местах захвата ребра. Смятие ребер отсутствует, однако имеются на поверхности ребер следы шероховатости губок инструмента высотой около 0,01 мм. Величина пружинения при минимальных деформациях не превышает одного градуса, что намного меньше угла пружинения, который допускают оребренные панели при гибке. Инструмент показал одинаковую эффективность разводки и посадки ребер различной высоты. Высота ребра практически не влияет на процесс деформирования, что объясняется малой зоной деформирования, которая составляет величину около 15 мм.

Большое количество панелей сложных форм, в том числе панелей двойной кривизны, можно получать приложением приведенных локальных воздействий моментов и осевых усилий во многих точках, так чтобы обобщенные деформации приводили к изменению формы в требуемом направлении.

Для реализации данного процесса был создан специальный штамп, внешний вид которого приведен на рис. 6. Штамп содержит две пары верхних губок и одну пару нижних губок, укрепленных подвижно соответственно на верхних и нижних плитах.

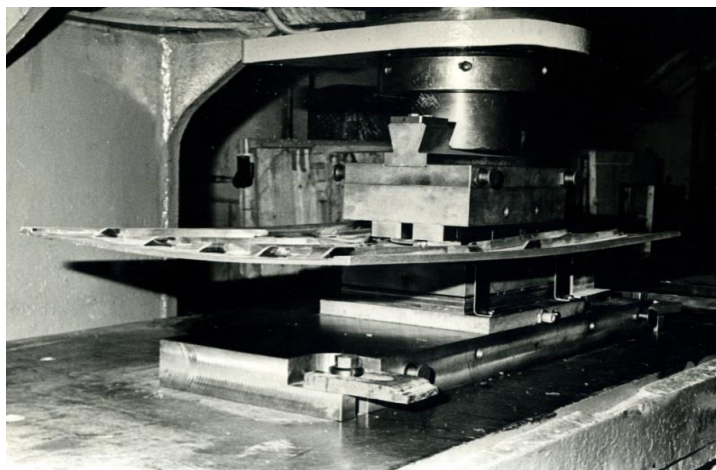


Рис. 6 – Штамп для формоизменения панелей разводкой с изгибом

В исходном положении верхние губки допускают свободное перемещение панели вдоль штампа, который устанавливается в одностоечный пресс. При нажатии прессы и увеличении усилия до 5–10 Кн верхние пары губок захватывают ребро панели. В таком положении верхние губки поддерживают ребро в течение всего процесса деформирования. При возрастании усилия до 200–300 Кн штамп изгибает участок ребра с прилегающим участком полотна на угол до нескольких градусов. При столь малых прогибах соседние ребра не оказывают заметного влияния на процесс в очаге деформации. Для изменения величины прогиба штамп снабжен клиновым регулятором с винтовым приводом, установленным под нижними губками.

При дальнейшем увеличении усилия до 1500–2000 Кн верхние и нижние губки совместно сближаются при посадке, либо раздвигаются при разводке. В конструкции штампа предусмотрено осуществление обоих режимов, причем, время переналадки с одного режима на другой занимает не более нескольких минут. Совместное действие изгибающих и сжимающих (или растягивающих) напряжений уменьшает величину пружинения и положительно отражается на качестве гибки. Экспериментальная проверка различных последовательностей обработки панелей показала, что панели обладают стабильной формой, не зависящей от последовательности деформирования. Это правило выполняется при малых пластических деформациях в зоне между губками посадочного устройства, допускаемых для алюминиевых сплавов.

Используя последовательную волновую обработку сечений и ребер, в штампе была получена панель двойной кривизны со следующими

геометрическими размерами: длина панели – 5,5 м, ширина – 1,1 м, продольный радиус – 12 м, поперечный радиус – 1,5 м (рис. 7).

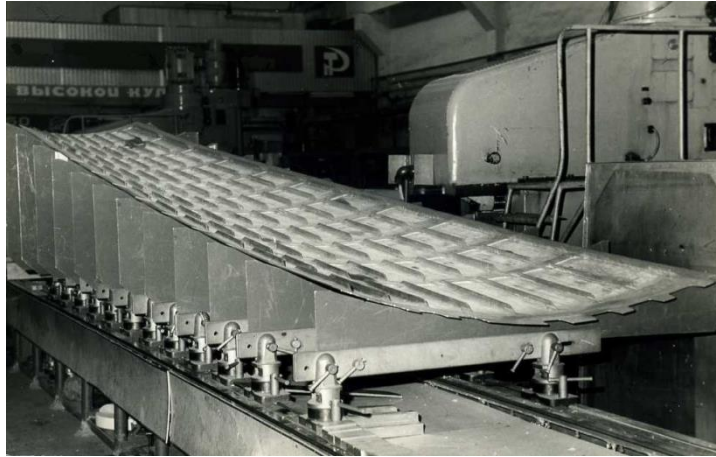


Рис. 7 – Фюзеляжная панель двойной кривизны, полученная разводкой средних зон

Панель имеет переменное сечение толщины полотна панели от 2,5 до 6,0 мм, разрезные ребра длиной 500–700 мм, свободные кромки толщиной 6 мм. Материал панели Д16пчТ.

Формование панели осуществлялось разводкой средних зон в штампе в соответствии с разработанной методикой расчета числа воздействий.

Натурные подкилевые панели после фрезерной операции получили характерные геометрические отклонения лицевой поверхности от плоскостности, имели заданную продольную и поперечную кривизну. Шероховатость поверхности панели после фрезерования и зачистки шлифовальными машинками находилась в пределах R_a 2,0–2,5. Устранение местных и общих отклонений геометрических отклонений, отклонений толщины полотна перед формообразованием не требовалось и не проводилось вследствие специфики процесса.

На основании опытной отработки технологии разработаны технические требования к устройствам для зонального деформирования панелей, а также технологический процесс правки и доводки.

Выводы. Проведенные опытно-конструкторские работы по созданию механизированного инструмента для доводки и правки оребренных панелей, экспериментальные исследования технологического процесса правки и доводки

методом местного деформирования ребра показали эффективность процесса и возможность его использования одновременно с процессом контроля формы панелей на контрольном стенде.

Экспериментальные исследования получения панелей двойной кривизны из плоских оребренных заготовок из алюминиевых деформируемых сплавов, работы по отработке устройства позволили получить положительные результаты его применения в производственных условиях.

Проведенные работы подтвердили преимущества технологического процесса: малая масса и стоимость инструмента, возможность правки и доводки на контрольном стенде, высокая точность формоизменения, возможность получения панелей сложных форм, что позволяет рекомендовать разработанный технологический процесс и инструмент для внедрения в заготовительно-штамповочных цехах авиационных предприятий.

Список литературы: 1. *Белянин, П.Н.* Технология и оборудование для производства широкофюзеляжных самолетов в США [Текст]/ П.Н. Белянин. – М.: Машиностроение, 1979. – 255 с. 2. *Шелков, В.С.* Геометрический анализ монолитных панелей летательных аппаратов [Текст]/ В.С. Шелков // *Авиационная промышленность*. – 1984. – №8. – С. 7–11. 3. *Олейников, А.И.* Интегрированное проектирование процессов изготовления монолитных панелей [Текст]/ А.И. Олейников, А.И. Пекарш – М.: Эком, 2009. – 112 с. 4. *Сиккульский, В.Т.* Формообразование монолитных панелей сложных форм [Текст] / В.Т. Сиккульский // *Авиационно-космическая техника и технология*. – № 5/102. – 2013. – С. 15–19. 5. Airbus заключил контракт с Китаем на производство деталей для самолётов при помощи 3D-принтеров [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.happy-wheel-2-full.com/>. 6. *Березюк, А.Н.* Упругая сборка конструкций – резерв повышения качества изделия [Текст]/ А.Н. Березюк, А.И. Бабушкин, Н.М. Пархоменко // *Вопросы авиационной науки и техники, серия авиационные технологии*. – Вып. 5(8). – М.: НИАТ, 1988. – С. 61–62.

Bibliography (transliterated): 1. Belianin, P.N. Tekhnologiiia i oborudovanie dlia proizvodstva shirokofuzeliashnykh samoletov v SShA [Tekst]/ P.N. Belianin. – Moscow: Mashinostroenie, 1979. – 255 p. 2. Shelkov, V.S. Geometricheskii analiz monolitnykh panelei letatel'nykh apparatov [Tekst] / V.S. Shelkov // *Aviatsionnaia promyshlennost'*. – 1984. – N8. – P. 7–11. 3. Oleinikov, A.I. Integrirovannoe proektirovanie protsessov izgotovleniia monolitnykh panelei [Tekst]/ A.I. Oleinikov, A.I. Pekarsh – Moscow: Ekom, 2009. – 112 p. 4. Sikul'skii, V.T. Formoobrazovanie monolitnykh panelei slozhnykh form [Tekst] / V.T. Sikul'skii // *Aviatsionno-kosmicheskaiia tekhnika i tekhnologiiia*. – N5/102. – 2013. – P. 15–19. 5. Airbus zakliuchil kontrakt s Kitaem na proizvodstvo detalei dlia samoletov pri pomoshchi 3D-printerov [Elektronnyi resurs]. – Rezhim dostupa: <http://www.happy-wheel-2-full.com/>. 6. Bereziuk, A.N. Uprugaia sborka konstruktssii – rezerv povysheniia kachestva izdeliia [Tekst]/ A.N. Bereziuk, A.I. Babushkin, N.M. Parkhomenko // *Voprosy aviatsionnoi nauki i tekhniki, seriia aviatsionnye tekhnologii*. – Vyp. 5(8). – Moscow: NIAT, 1988. – P. 61–62.

Поступила (received) 30.01.2015

УДК 621.922.04

А. А. СИМОНОВА, канд. техн. наук, доц. КрНУ, Кременчуг

ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ РЕЗАНИЕМ ТИТАНОВОГО СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОГО СПЛАВА ВТ6

Приведены результаты экспериментальных исследований и методика определения показателей обрабатываемости (коэффициент усадки стружки, угол наклона условной плоскости сдвига, силовые характеристики процесса резания и коэффициент трения). Представленные данные показывают улучшение обрабатываемости титанового сплава в субмикроструктурном состоянии, однако температурно-силовые явления процесса резания влияют на изменение структуры и, соответственно на показатели обрабатываемости.

Ключевые слова: обрабатываемость, субмикроструктурный титановый сплав, коэффициент усадки стружки, сила резания.

Введение. В настоящее время нарабатан большой экспериментальный материал по определению режимов резания при обработке деталей из различных материалов, который положен в основу справочных данных. Однако, по-прежнему, проблемой в современном машиностроении остается определение режимов максимальной обрабатываемости новых материалов. К таким материалам можно отнести металлы и сплавы с нано– и субмикроструктурной структурой.

Количество исследовательских работ в области обработки материалов резанием, направленных на определение обрабатываемости материалов, является значительным и неуклонно растет. Это обусловлено разработкой и внедрением большого количества новых материалов во всех областях промышленности. К таким материалам можно отнести металлы и сплавы с нано– и субмикроструктурной структурой, полученные методом интенсивной пластической деформации.

Анализ последних исследований и литературы. В работах ряда ученых [1, 2, 3] отмечены отличия в обрабатываемости металлов с нано– и субмикроструктурной структурой. В работе [1] изучена обрабатываемость чистого титана Grade 2 Ti, полученного равноканальным угловым прессованием в сравнении с крупнокристаллическим титаном и титановым сплавом Ti6-4.

Исследования показали, что изменения физико-механических свойств в субмикроструктурном титане приводит к увеличению значений сил резания, в первую очередь главной составляющей силы резания в сравнении с титановым сплавом. Это явление вызывает изменения в процессе стружкообразования и влияет на износ режущего инструмента, а также качество обработанной поверхности. Такие же тенденции наблюдаются при обработке субмикроструктурной меди [2].

Цель статьи. Исследование обрабатываемости титановых сплавов с субмикроструктурной структурой по виду и коэффициенту усадки стружки, углу наклона условной плоскости сдвига, а также изменению силы резания и коэффициента трения в процессе механической обработки.

Постановка проблемы. Большинство новых металлов обладают улучшенными механическими и физическими характеристиками. Это влечет за собой ухудшение обрабатываемости металлов резанием. В связи с этим возникает необходимость создания новых методов обработки, прогрессивных инструментальных материалов и улучшенных конструкций металлорежущего инструмента. Но и в этом случае невозможно обойтись без определения условий максимальной обрабатываемости металлов. Без проведения таких исследований обычно допускается назначение заведомо низких режимов резания, что влечет за собой снижение производительности и повышение себестоимости обработки.

Материалы исследований. В качестве исследуемого материала выбран титановый сплав ВТ6, который широко используется в автомобиле- и авиастроении. Для получения титанового сплава в СМК состоянии использован метод интенсивной пластической деформации, представляющий собой всестороннюю ковку, которая включает в себя многократное повторение определенной последовательности простых операций свободной ковки – осадки и протяжки [4]. Процесс всесторонней ковки выполнялся при нагреве заготовки до 773 К в индукционной печи. После четырех проходов, включающих в себя операции осадки – протяжки, полученные поковки охлаждали в сухом песке.

Исследуемые образцы титанового сплава получены на предприятии ПАО КрКЗ, г. Кременчуг (Украина), по ранее рассмотренной технологии.

Титановый сплав с исходной структурой имеет форму поставки – горячекатаный пруток диаметром 31,6 мм, образец диаметром 16 мм после всестороннейковки.

Экспериментальные исследования обрабатываемости проводили на образцах с крупнокристаллической (КК) и субмикрокристаллической (СМК) структурой.

Для исследования влияния механической обработки использовались различные режимы резания: $V = 30 - 100$ м/мин, $s = 0,05 \div 0,2$ мм/об. Использовалась постоянная глубина резания $t = 0,5$ мм. Процесс резания осуществлялся без охлаждения.

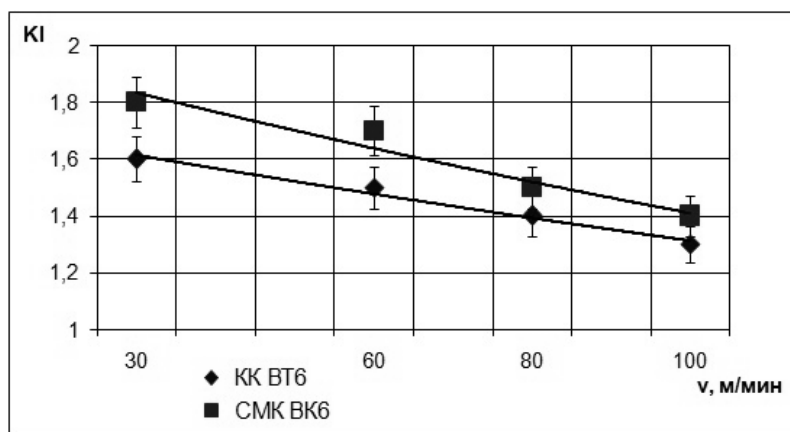
В качестве режущего инструмента использовался токарный проходной резец со сменными многогранными твердосплавными пластинами CNMG 120404-MF1, TS2000 фирмы SECO. Геометрические параметры: передний угол – 5° , задний угол – 0° , радиус округления вершины лезвия – 0,4 мм. Эксперименты проводили на токарном станке модели H.Ernault-Somua Cholet 435.

Для определения коэффициента деформации стружки (коэффициент усадки) применен весовой метод. Длина стружки измерена с помощью гибкой проволоки, прилегающей к гладкой поверхности стружки. Вес стружки G найден взвешиванием на аналитических весах мод. Sartorius BP221S с ценой деления 0,001 г. Коэффициент усадки стружки рассчитан по формуле [5]: $K_L = \frac{G \cdot 10^3}{L_c \cdot \rho \cdot s \cdot t}$, где G – вес стружки, мг; L – длина стружки, мм; s – подача, мм/об; t – глубина резания, мм; ρ – удельный вес материала стружки, г/см³.

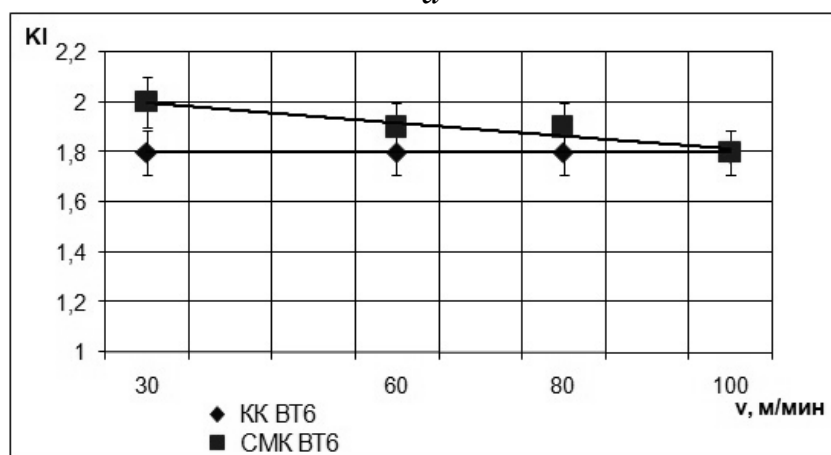
Составляющие силы резания измерялись с помощью динамометра Kistler 9257B и усилителя Kistler 5017B.

Результаты исследований. Комплекс характеристик, определяющих обрабатываемость, взаимосвязан с физико-механическими свойствами материала, а соответственно с его составом и структурой.

Определение обрабатываемости подразумевает установление зависимостей формы, вида и типа стружки, а также процесса стружкообразования от режимов резания, силовых зависимостей процесса резания.



a



б

Рис. 1 – Зависимости коэффициента усадки стружки титанового сплава от скорости резания:
a – при $s = 0,05$ мм/об, *б* – при $s = 0,2$ мм/об

Основными характеристика процесса стружкообразования является коэффициент усадки стружки и угол наклона условной плоскости сдвига.

Результаты экспериментов по определению коэффициента усадки стружки K_L приведены на рис. 1.

Практически во всем исследованном диапазоне скоростей резания значение коэффициента усадки субмикроструктурного титанового сплава меньше по сравнению с крупнокристаллическим, что обусловлено некоторым уменьшением пластичности титана, полученного методом ИПД [6].

По мере увеличения скорости резания коэффициент усадки стружки уменьшается для обоих типов образцов (исходного и полученного всесторонней ковкой), что объясняется уменьшением коэффициента трения между стружкой и передней поверхностью при увеличении температуры на передней поверхности вследствие возрастания скорости резания [7].

При увеличении скорости резания от 30 до 10 м/мин степень уменьшения коэффициента усадки стружки для субмикроструктурного титанового сплава существенно меньше по сравнению с крупнокристаллическим аналогом, рис. 1. При $V = 100$ м/мин значения K_L для обоих типов образцов практически совпадают, что может свидетельствовать об определенной стабилизации структуры, которая стремится к исходной структуре, а значит, и свойств полученного методом ИПД образца.

Механические свойства обрабатываемого материала весьма сложно и противоречиво влияют на составляющие силы резания. С одной стороны, повышение прочности и твердости обрабатываемого материала увеличивает угол сдвига, что уменьшает коэффициент усадки стружки и величину относительного сдвига. В результате этого уменьшаются работы деформации и стружкообразования и, как следствие, составляющие силы резания. С другой стороны, с повышением прочности и твердости напряжения в условной плоскости сдвига возрастают, что увеличивает работу деформации, стружкообразования и составляющие силы резания. В зависимости от того, что является преобладающим, силы резания при увеличении прочности и твердости обрабатываемого материала могут и возрастать, и уменьшаться [8].

На рис. 2 показаны гистограммы зависимости главной составляющей силы резания от скорости резания и подачи при токарной обработке титанового сплава ВТ6.

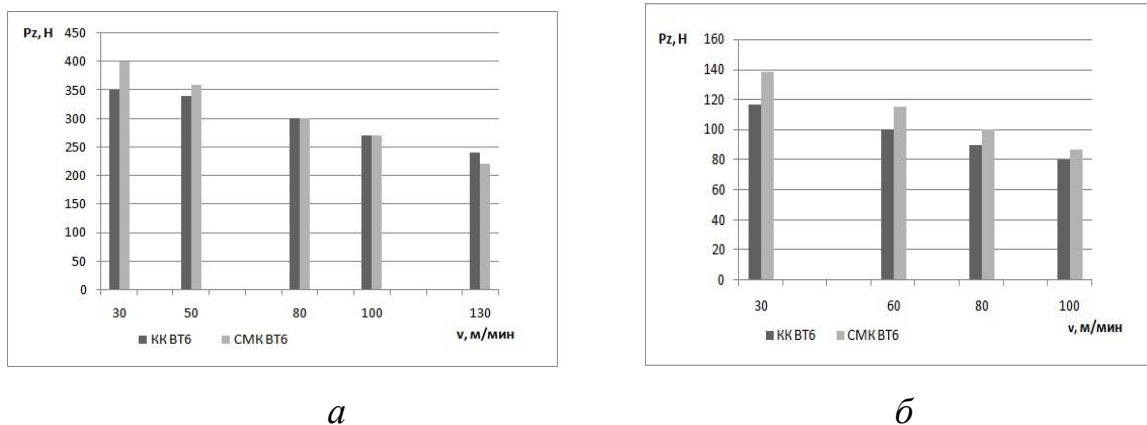


Рис. 2 – Зависимости главной составляющей силы резания титанового сплава от скорости резания: *а* – при $s = 0,05$ мм/об, *б* – при $s = 0,2$ мм/об

Экспериментальные данные показали, что главная составляющая силы резания P_z при обработке субмикроструктурного титанового сплава на

15÷20% вище, чем при обработке крупнокристаллического аналога с различными подачами и при глубине обработки до 0,5 мм. Увеличение силы P_z связано с увеличением твердости и прочности субмикроструктурированного титана.

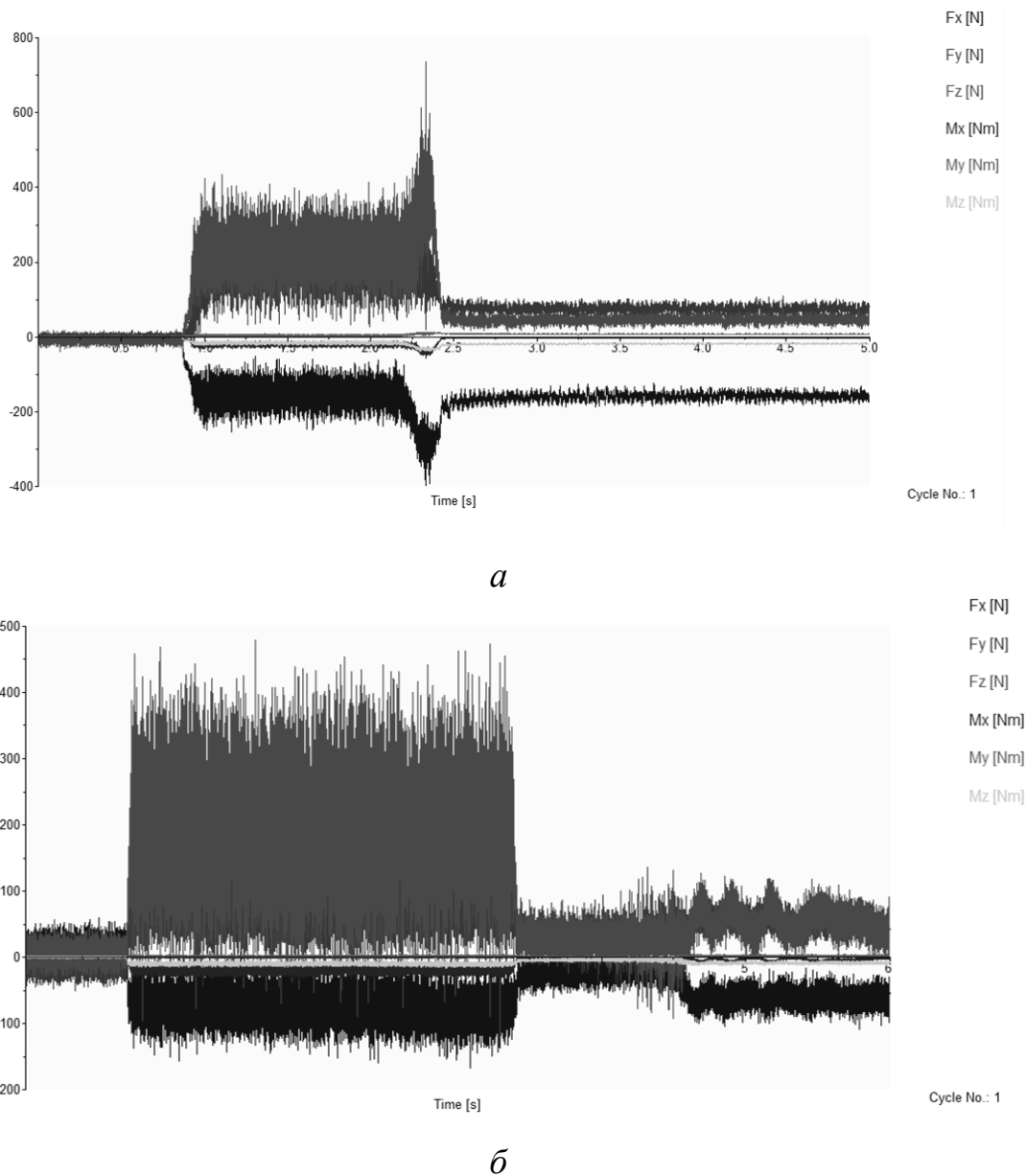


Рис. 3 – Осциллограммы составляющих силы резания ($v = 30$ м/мин; $s = 0,2$ мм/об; $t = 0,5$ мм):
a – КК ВТ6, *б* – СМК ВТ6

Радиальная составляющая P_y и осевая составляющая P_x при обработке субмикроструктурированного титанового сплава также больше, чем для крупнокристаллического образца.

Увеличение подачи приводит к росту всех составляющих силы резания при точении образцов. При увеличении скорости резания значения

составляющих силы резания монотонно убывают, однако процесс убывания величин, составляющих силы резания при обработке субмикроструктурированного образца происходит интенсивнее, что обусловлено с более интенсивным снижением прочности титанового сплава при повышении температуры в зоне обработки.

При обработке субмикроструктурированного титана увеличиваются не только величины составляющих силы резания, но и их амплитуды. На рис. 3, приведены осциллограммы, полученные на динамометрическом стенде. Увеличение амплитуд может быть объяснено повышением прочностных характеристик металлов в субмикроструктурированном состоянии. При этом рост амплитуды приводит к возникновению автоколебаний системы и, как следствие, к ухудшению качества обработанной поверхности.

На основании экспериментально полученных данных по исследованию механики процесса резания СМК титанового сплава (коэффициент усадки стружки, составляющие силы резания), см. табл. 1, с использованием аналитических зависимостей [9, 10], проведен расчет некоторых параметров, характеризующих механику процесса резания.

Таблица 1 – Исходные данные для расчета параметров процесса резания титанового сплава ВТ6

Исходные данные	Структура титана	
	КК	СМК
Инструментальный материал	ВК6	ВК6
Главный передний угол инструмента γ , град	5	5
Угол наклона режущей кромки λ , град	0	0
Скорость резания V , м/мин	30	30
Подача s , мм/об	0,05	0,05
Глубина резания t , мм	0,5	0,5
Усадка стружки K_L	0,6	0,5
Результирующая сила резания R , Н	153	173

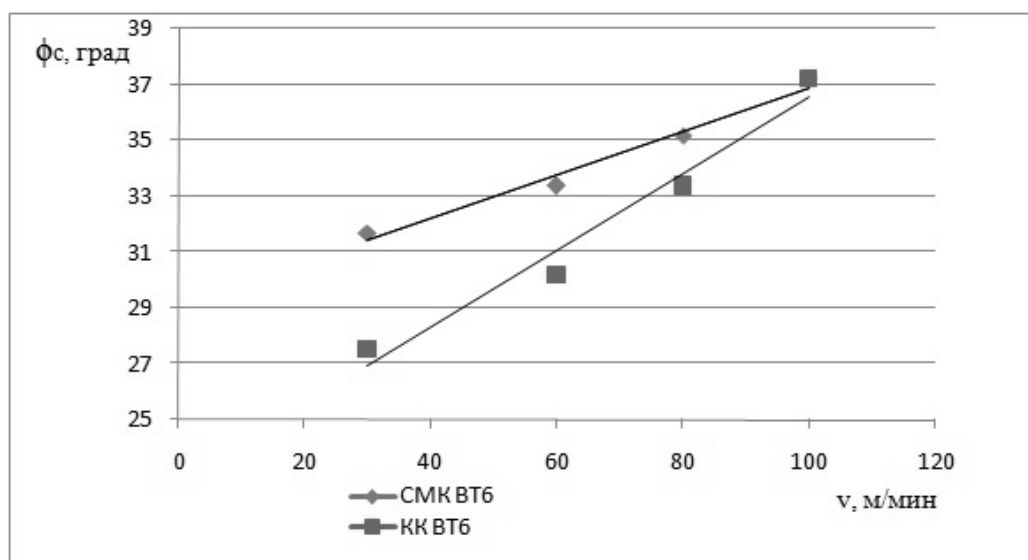
Результаты расчетов внесены в табл. 2.

Таблиця 2 – Результати расчета параметров механики резания титанового сплава ВТ6

Параметры процесса точения	Структура титанового сплава	
	КК	СМК
Угол сдвига, град	32	27
Угол трения, град	33	24
Коэффициент трения	0,65	0,46
Сила сдвига, Н	67,6	110,2
Площадь плоскости сдвига, мм ²	0,29	0,28
Нормальная сила в плоскости сдвига, Н	133,8	138,2
Скорость сдвига, м/с	0,58	0,56
Сила трения, Н	83,8	70,5
Нормальна сила, Н	129,1	158,4
Скорость схода стружки, м/с	0,3	0,25

Процесс резания титанового сплава с СМК структурой можно классифицировать как косоугольное резание с образованием сливной стружки без вторичных пластических деформаций ее контактного слоя. Образование сливной стружки при непрерывном резании позволяет рассматривать процесс как стабильный, не зависящий от времени.

Большие углы сдвига при резании титановых сплавов образуются в результате пониженных пластических свойств [6]. На рис. 4 представлены зависимости изменения угла сдвига от скорости резания.

Рис. 4 – Зависимость угла сдвига от скорости резания ($s = 0,05$ мм/об; $t = 0,5$ мм)

По всей видимости, у СМК титанового сплава уменьшается сопротивление сдвигу в зоне стружкообразования ввиду повышения его

прочностных характеристик и снижения пластичности, что приводит к уменьшению угла сдвига ($\Phi = 27^\circ$) по сравнению с КК ($\Phi = 32^\circ$) при обработке со скоростью резания 30 м/мин, подачей 0,05 мм/об и глубиной резания 0,5мм.

С увеличением скорости резания угол сдвига увеличивается для всех исследований образцов. В случае высокоскоростной обработки титана и его сплавов эта тенденция показывает, что начальная фаза формирования стружки происходит аналогично. Угол сдвига приближается к 45° , что соответствовало бы минимальной энергией сдвига. Разнообразие форм стружки могут быть объяснены динамическими эффектами отрыва сегмента, распространения полос сдвига и образование трещин [11].

Значение силы сдвига при обработке СМК титанового сплава с различными скоростями резания выше, чем у КК образца, что можно объяснить высоким значением предела текучести СМК металлов.

Средний коэффициент трения при резании состоит из постоянной механической оставляющей μ_0 и переменной адгезионной составляющей μ_A . Изменение коэффициента трения от скорости резания представлено на рис. 5.

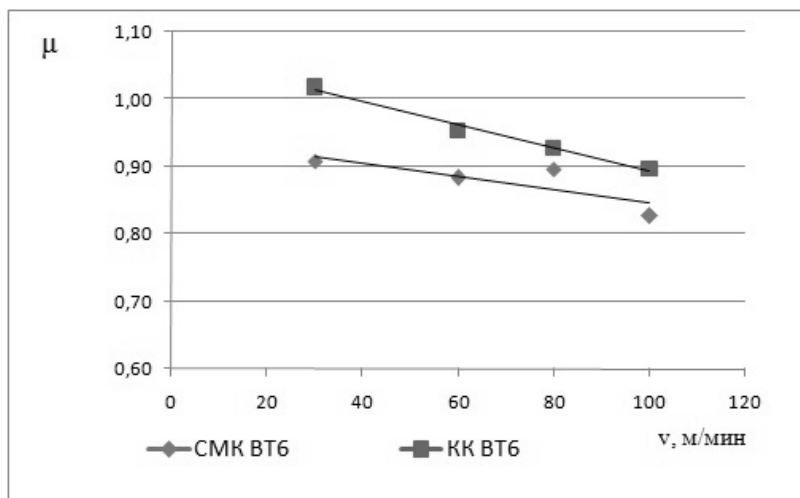


Рис. 5 – Зависимость коэффициента трения от скорости резания ($s = 0,05$ мм/об; $t = 0,5$ мм)

Снижение среднего коэффициента трения при обработке СМК титанового сплава с различными скоростями резания связано с уменьшением адгезионной составляющей коэффициента трения за счет возникновения вторичных структур (оксидов титана) на поверхности трибоконтакта [12] «инструмент-заготовка». При этом количество оксидов титана увеличивается с

увеличением температуры контакта (скорости резания). Оксиды титана, выполняя роль защитной пленки, предохраняют от схватывания контактирующих поверхностей и способствуют снижению коэффициента трения [12].

Выводы. Представленные экспериментальные результаты косвенно показывают, что тепловые и деформационные процессы, сопровождающие процесс резания, активизируют начало рекристаллизации и рост исходного зерна в образцах с субмикроструктурной структурой, полученной ИПД. Кроме того, состояние структуры и физико-механические свойства СМК титанового сплава приводят к изменению обрабатываемости и сопровождающих процесс резания тепловых и силовых параметров обработки. Полученные результаты позволяют говорить об улучшении обрабатываемости субмикроструктурного титанового сплава ВТ6 за счет уменьшения коэффициента трения и увеличения угла сдвига. Кроме того, в соответствии с теорией вязкого разрушения уменьшение размера зерна обрабатываемого материала сопровождается уменьшением критической длины трещины, поэтому можно предположить, что процесс стружкообразования для субмикроструктурного титанового сплава начнется при меньших размерах микротрещин и повлечет за собой снижения величины работы для процесса разрушения. Для создания обобщенных закономерностей условий обрабатываемости необходимо дальнейшее изучение особенностей механики процесса резания различных марок титановых сплавов, полученных методами интенсивной пластической деформации.

Список литературы: 1. *Lapovok R. Machining of coarse grained and ultra fine grained titanium / R. Lapovok, A. Molotnikov, Y. Levin [and all] // J Mater Sci. – 2012. – 47. – P. 4589–4594.* 2. *Moreheada M. Machinability of ultrafine-grained copper using tungsten carbide and polycrystalline diamond tools / M. Moreheada, Y. Huang, K. Ted Hartwig // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – 2007. – 47. – P. 286–293.* 3. *Чертовских С.В. Обрабатываемость резанием ультрамелкозернистого титана, полученного методом равноканального углового прессования / С.В. Чертовских // Вестник машиностроения. – 2007 – №5 – С. 43–46.* 4. *Мулюков Р.Р. Деформационные методы получения, многоуровневая структура и свойства наноструктурных материалов / Р.Р. Мулюков, А.А. Назаров, Р.М. Имаев // Вопросы материаловедения. – 2008. – № 2(54). – С. 20–32.* 5. *Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.* 6. *Малыгин Г.А. Пластичность и прочность микроструктурных и нанокристаллических материалов / Г.А. Малыгин // ФТТ. – 2007. – Т. 49, № 6. – С. 961–982.* 7. *Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. – М. : Высшая школа, 1974. – 590 с.* 8. *Грановский Г.И. Резание металлов / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. – М. : Высшая школа, 1985. – 304 с.* 9. *Oxley P. Mechanics of machining. An analytical approach to assessing machinability / P. Oxley. – New York : Ellis Horwood Ltd, 1989. – 296 p.* 10. *Altintas Yu. Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machin Tool Vibrations and CNC Design / Yu. Altintas. – Cambridge : Cambridge University Press, 2000. – 350 p.*

11. Sutter G. Very high speed cutting of Ti–6Al–4V titanium alloy—change in morphology and mechanism of chip formation / G. Sutter, G. List // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – 2013. – 66. – P. 37–43. 12. Чертовских С.В. Триботехнические характеристики ультрамелкозернистого титана и его сплавов / С.В. Чертовских. – автореферат канд. дис., Уфа : Уфа-центр, 2008. – 22 с.

Bibliography (transliterated): 1. Lapovok, R., A. Molotnikov and Y. Levin. «Machining of coarse grained and ultra fine grained titanium.» *J Mater Sci*. No. 47. 2012. 4589–4594. Print. 2. Moreheada, M., Y. Huang, K Ted Hartwig. «Machinability of ultrafine-grained copper using tungsten carbide and polycrystalline diamond tools.» *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. No. 47. 2007. 286–293. Print. 3. Chertovskih, S. V. «Obrabatyvaemost' rezaniem ul'tramelkozernistogo titana, poluchennogo metodom ravnokanal'nogo uglovogo pressovaniya.» *Vestnik mashinostroeniya*. No. 5. 2007. 43–46. Print. 4. Muljukov, R. R., A.A. Nazarov and R.M. Imaev «Deformacionnye metody poluchenija, mnogourovnevaja struktura i svojstva nanostrukturnyh materialov.» *Voprosy materialovedeniya*. No. 2(54). 2008. 20–32. Print. 5. Bobrov, V. F. *Osnovy teorii rezaniya metallov*. Moscow: Mashinostroenie, 1975. Print. 6. Malygin, G. A «Plastichnost' i prochnost' mikrokristallicheskih i nanokristallicheskih materialov.» *FTT*. No. 6. 2007. 961–982. Print. 7. Poduraev, V. N. *Rezanie trudnoobrabatyvaemyh materialov*. Moscow: Vysshaja shkola, 1985. Print. 8. Granovskij, G. I., V. G. Granovskij. *Rezanie metallov*. Moscow: Vysshaja shkola, 1985. Print. 9. Oxley, P. *Mechanics of machining. An analytical approach to assessing machinability*. New York: Ellis Horwood Ltd, 1989. Print. 10. Altintas, Yu. *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machin Tool Vibrations and CNC Design*. Cambridge: Cambridge University Press, 2000. Print. 11. Sutter, G. and G. List « Very high speed cutting of Ti–6Al–4V titanium alloy—change in morphology and mechanism of chip formation.» *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. No. 66. 2013. 37–43. Print. 12. Chertovskih, S. V. *Tribotekhnicheskie harakteristiki ul'tramelkozernistogo titana i ego splavov*. Avtoreferat kand. dis. Ufa: Ufa-centr, 2008. Print.

Поступила (received) 11.10.2015

УДК 620.179.14

Г. М. СУЧКОВ, д-р техн. наук, проф. НТУ «ХПИ»;

Ю. В. ХОМЯК, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПИ»;

С. Н. ГЛОБА, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПИ»;

А. Ю. СЛОБОДЧУК, аспирант НТУ «ХПИ»

КОМПЬЮТЕРНЫЙ ВИХРЕТОКОВЫЙ ДЕФЕКТОСКОП ДЛЯ АВТОМАТИЗИРОВАННЫХ СИСТЕМ КОНТРОЛЯ

Работа посвящена разработке вихретокового дефектоскопа для неразрушающего контроля металлических изделий. Описана структурная схема прибора, основой которого является микроконтроллер на базе ядра Cortex M0. В качестве управляющего микроконтроллера использована микросхема STM32F030F4P6 производства компании STMicroelectronics. Разработан макет вихретокового дефектоскопа, который состоит из электронного блока, подключаемого к персональному компьютеру через USB-разъем и вихретокового преобразователя.

Ключевые слова: неразрушающий контроль, вихретоковая дефектоскопия, вихретоковый преобразователь, микроконтроллер, поверхностный дефект.

Введение. Для контроля металлоизделий на наличие дефектов применяются различные методы и устройства [1–3]. Среди них и дефектоскопы различного типа, реализующие возможность неразрушающего контроля

методом вихревых токов. Большинство таких приборов имеют портативное исполнение. Однако современное производство требует автоматизированных систем, позволяющих оперативно проводить неразрушающий контроль изделий. Вихретоковый метод достаточно хорошо поддается автоматизации в виду его особенностей (выходной сигнал – электрическая величина). Но на сегодняшний день автоматизированные системы вихретокового контроля остаются достаточно дорогостоящими. С другой стороны, современная вычислительная микропроцессорная техника набрала огромные темпы в своем развитии, как по качеству, так и по цене. Для решения сложных задач, объемных вычислений существуют 8-и, 16-и и 32-х разрядные платформы микроконтроллеров различных производителей. Данные устройства характеризуются высоким быстродействием и наличием измерительной, исполнительной и коммуникационной периферии. Наиболее приемлемым для создания системы вихретокового контроля является применение микроконтроллеров с ПЭВМ. Такое сочетание позволяет получить высокую эффективность при доступной себестоимости.

Цель статьи – разработка вихретокового дефектоскопа с USB интерфейсом на базе микроконтроллера и персонального компьютера.

Результаты разработки и исследований. В качестве датчика дефектоскопа был применен накладной вихретоковый преобразователь (ВТП) [4]. Его особенности рассмотрены в работах [5–8]. Такой ВТП имеет ряд преимуществ перед классическими преобразователями: минимальный начальный сигнал при отсутствии дефекта, минимальная чувствительность к шероховатости поверхности объекта контроля (ОК), возможность определения ориентации трещины и т.п. Примененный преобразователь состоит из двух взаимно перпендикулярных катушек: возбуждающей 1 и измерительной 2 (рис 1.). Искаженное поверхностным дефектом металла магнитное поле возбуждающей катушки вызывает появление ЭДС на выходе измерительной. Таким образом дефект, находящийся в зоне действия ВТП, приводит к появлению электрического сигнала пропорционального его параметрам.

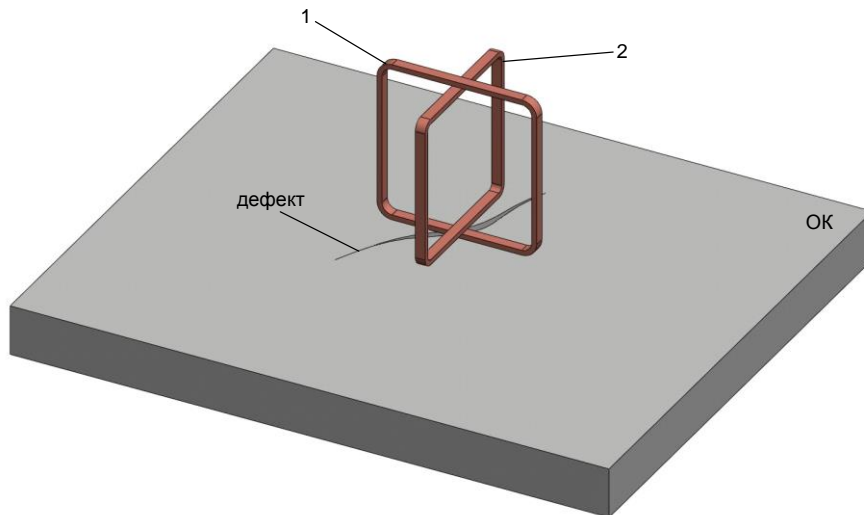


Рис. 1 – Конструкция вихревого преобразователя

В качестве элемента обработки информации дефектоскопа был выбран относительно недорогой микроконтроллер на базе ядра Cortex M0 [9].

Семейство микроконтроллеров STM32F0 производства компании STMicroelectronics относится к цифровым сигнальным контроллерам и объединяют в себе достоинства классических микроконтроллеров (таких как AVR, PIC, MSP и др.) с развитым набором периферии и вычислительную мощь специализированных процессоров. К основным характеристикам можно отнести: частота работы ядра до 48МГц, увеличенный объем ОЗУ (до 32 кБ), а также встроенной Flash памяти (до 256 кБ), поддержку полнодуплексного интерфейса I²C, последовательных интерфейсов SPI, а также UART. Относительно не большое напряжение питания (2,4–3,6В) позволяет применять данный тип микроконтроллера в системах с батарейным питанием. Потребление менее 1 мкА в спящем режиме с включенным модулем RTC, увеличенная частота работы АЦП, модуль ПДП (прямой доступ к памяти), таймеры-счетчики, модуль ФАПЧ (фазовая автоподстройка частоты) и др.

Микроконтроллер STM32F030F4P6 содержит один аналого-цифровой преобразователь (АЦП), вход которого подключается к определенным выводам микроконтроллера через встроенный аналоговый мультиплексор, который имеет гибкую систему настроек, позволяющую задавать определенную последовательность преобразования каналов. АЦП обладает разрешающей способностью 12 бит и довольно высокой скоростью преобразования

1 млн.отсч./с. Настройки АЦП позволяют производить однократные и циклические измерения. Для проведения преобразования на максимальных скоростях необходимо соблюдать диапазон напряжения питания 2,4...3,6 В. При снижении напряжения до уровня 1,8 В скорость преобразования падает примерно в 2 раза.

Контроллер DMA (ПДП) применяемый в микроконтроллере STM32F030F4P6 имеет 16 каналов (по 8 на каждый контроллер ПДП), каждый используется для управлением запросами доступа к памяти от одной или более периферии. Каждый поток имеет свой арбитраж приоритетности. Приоритеты между DMA-потоками задаются программно (четыре уровня приоритета: очень высокий, высокий, средний и низкий) или аппаратно в случае равенства программных приоритетов. Потоки поддерживают работу с кольцевым буфером.

DMA работает со всей наиболее важной периферией: SPI, I²C, UART, таймеры, ADC.

Модуль приема асинхронного передатчика UART может работать на скоростях от 600 до 115200 бод/с.

Таймеры микроконтроллера STM32 подразделяются на три основных типа: расширенный таймер (advanced control), общего назначения (general purpose) и базовый таймер (basic timer).

Базовые таймеры, согласно руководству по линейке STM32F0, имеют такие возможности:

- 16-битный счётчик с автоперезагрузкой;
- 16-битный программируемый делитель частоты: с 1 по 65535;
- генерация прерывания и/или запроса DMA по переполнению счётчика.

Таймеры общего назначения и продвинутые таймеры имеют функционал, что и базовые таймеры, но у них есть дополнительные возможности до 4-х каналов для:

- захвата сигнала (input capture).
- сравнения вывода (output compare).
- генерации сигнала ШИМ (выровненного по границе или по центру).
- генерации одиночных импульсов.

Порты микроконтроллера (GPIO – General Purpose Input/Output) позволяют взаимодействовать с внешними устройствами, начиная от светодиода и кнопки и заканчивая более сложными устройствами: дисплеями, GPS и GSM модемами и т.д. Также порты позволяют организовать связь с другими устройствами, например с компьютером.

GPIO основной и часто применяемый способ связи с внешней средой. Порты могут работать в двух режимах: вход (прием сигнала) и выход (передача сигнала). Работают они только с логическими уровнями 0 (низкий уровень) или 1 (высокий уровень). Также к определенным выводам микроконтроллера можно программно подключать вход мультиплексора АЦП и уже оцифровывать напряжение на определенном выводе GPIO относительно «земли» V_{SS} .

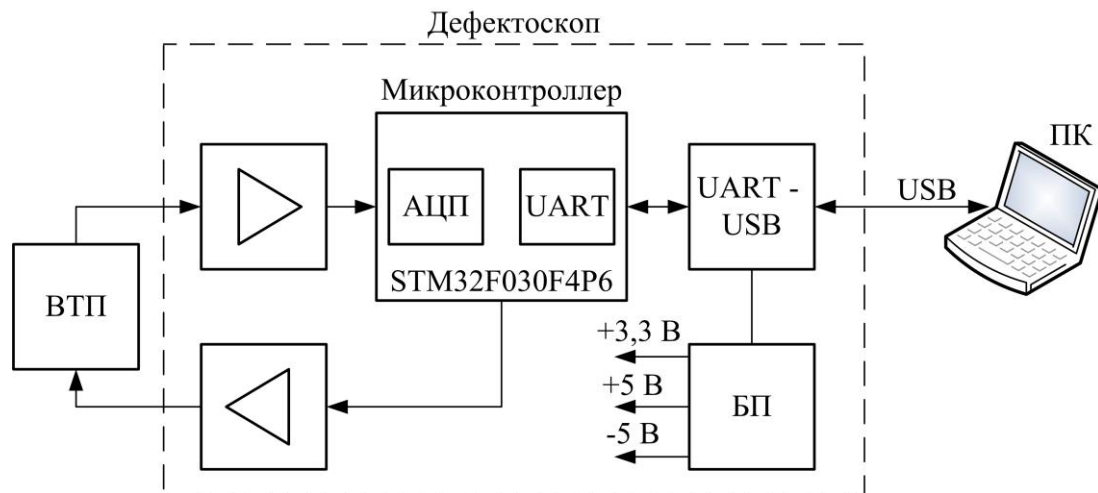


Рис.2 – Структурная схема USB дефектоскопа

Структурная схема разработанного дефектоскопа представлена на рис. 2. Устройство представляет собой приставку подключаемую к персональному компьютеру через порт USB. Для реализации данной возможности в схеме применен UART-USB преобразователь. Основой схемы является микроконтроллер, формирующий по запросу программы на компьютере импульс, который усиливается и подается на возбуждающую обмотку ВТП. В это же время запускается АЦП микроконтроллера, на который подается предварительно усиленный сигнал приемной обмотки ВТП, амплитуда которого несет информацию о наличии дефекта в ОК. АЦП микроконтроллера

запрограммирован на 12-ти битное преобразование с 1 млн.отсч./с. Полученный массив данных передается на ПК. После успешного приема данных процесс циклически повторяется. Электропитание устройства осуществляется от USB порта.

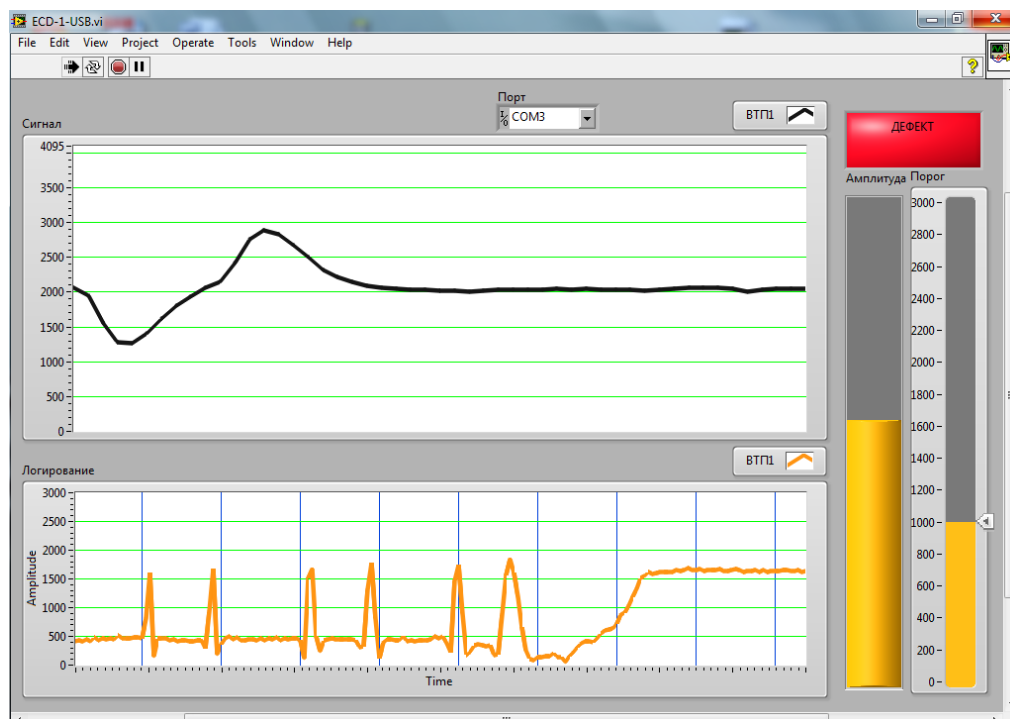


Рис.3 – Окно программы USB дефектоскопа

Со стороны ПК реализована программа управления и обработки информации полученной с модуля дефектоскопа (рис. 3). Для ее создания применен пакет LabVIEW.

В окне программы отображается сигнал измерительной обмотки ВТП и его амплитуда в виде индикатора уровня. Программа позволяет производить установку уровня срабатывания автоматической сигнализации дефекта. При использовании дефектоскопа данный уровень задается по модели дефекта на стандартном образце. Так же ведется хронология уровня сигнала при сканировании поверхности ОК, что способствует удобству работы оператора-дефектоскописта.

Выводы. В результате использования современной элементной базы был разработан недорогой дефектоскоп на базе персонального компьютера. Рассмотренный прибор может работать в составе автоматизированной системы неразрушающего контроля металлических изделий.

Список литературы: 1. Клюев В.В. Неразрушающий контроль и диагностика [Текст]: справочник / В.В. Клюев, Ф.Р. Соснин, Ковалев А. В. и др.; Под ред. В.В. Клюева. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 2005. – 656 с. 2. Metals handbook / Amer.soc.for metals. – 9th ed. – Metals Park(Oh): [s. n.]. Vol. 17: Nondestructive evaluation and quality control. – 9th. ed. – 1989. – XI, 795 p.p. 3. Сучков Г.М. Развитие возможностей вихретоковой дефектоскопии / Г.М. Сучков, Ю.В. Хомяк. // Методи та прилади контролю якості. – 2006. – № 17. – с.3–7. 4. Пат. 55471 U (Україна), МПК (2009) G 01N 27/90. Накладний вихорострумний перетворювач для неруйнівного контролю / Г.М. Сучков, Ю.В. Хомяк; Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут» (UA). – № u201008320; заяв. 05.07.2010; опубл. 10.12.2010, Бюл. №23. – 4с. 5. Сучков Г.М. Теоретическое исследование накладного вихретокового преобразователя с минимальной взаимной индуктивностью / Г.М. Сучков, Ю.В. Хомяк // Вісник НТУ «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ». – №48. – 2008. – с.100–103. 6. Сучков Г.М. Исследование модели накладного ортогонального вихретокового преобразователя / Г.М. Сучков, Ю.В. Хомяк, М.В. Добробаба // Вісник НТУ «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ». – №19. – 2011. – с.113–126. 7. Сучков Г.М. Улучшение характеристик вихретокового преобразователя за счет включения его обмоток в колебательные контуры / Г.М. Сучков, Ю.В. Хомяк. // Вісник НТУ «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ». – №35. – 2007. – с.41–44. 8. Хомяк Ю.В. Вихретоковый дефектоскоп с компенсацией влияния состояния поверхности ферромагнитных металлоизделий [Рукопись]: дис. ... канд. техн. наук : 05.11.13 / Ю.В. Хомяк ; Харьковский политехнический ин-т, нац. техн. ун-т. – Харьков, 2013. – 168 с. 9. STM32F0XXXX datasheet (<http://www.st.com/>).

Bibliography (transliterated): 1. Klyuev V.V. Nerazrushayuschiy kontrol i diagnostika [Tekst]: spravochnik / V.V. Klyuev, F.R. Sosnin, Kovalev A. V. i dr.; Pod red. V.V. Klyueva. – 3-e izd., pererab. i dop. – Moscow: Mashinostroenie, 2005. – 656 p. 2. Metals handbook / Amer.soc.for metals. – 9th ed. – Metals Park(Oh): [s. n.]. Vol. 17: Nondestructive evaluation and quality control. – 9th. ed. – 1989. – XI, 795 p.p. 3. Suchkov G.M. Razvitie vozmozhnostej vihretokovoj defektoskopii / G.M. Suchkov, Yu.V. Homyak. // Metodi ta priladi kontrolyu yakosti. – 2006. – No 17. – p. 3–7. 4. Pat. 55471 U (Ukrayina), MPK (2009) G01N 27/90. Nakladniy vihorostrumoviy peretvoryuvach dlya neruynlvnogo kontrolyu / G.M. Suchkov, Yu.V. Homyak; Natsionalniy tehnlchniy unIversitet «Kharkivskiy polltehnIchniy Institut» (UA). – No u201008320; zayav. 05.07.2010; opubl. 10.12.2010, Byul. No 23. – 4 p. 5. Suchkov G.M. Teoreticheskoe issledovanie nakladnogo vihretokovogo preobrazovatelya s minimalnoy vzaimnoy induktivnostyu / G.M. Suchkov, Yu.V. Homyak // Visnik NTU «KHPI». – Kharkiv: NTU «KHPI». – No 48. – 2008. – p. 100–103. 6. Suchkov G.M. Issledovanie modeli nakladnogo ortogonalnogo vihretokovogo preobrazovatelya / G.M. Suchkov, Yu.V. Homyak, M.V. Dobrobaba // Visnik NTU «KHPI». – Kharkiv: NTU «KHPI». – No 19. – 2011. –p. 113–126. 7. Suchkov G.M. Uluchshenie harakteristik vihretokovogo preobrazovatelya za schet vkluycheniya ego obmotok v kolebatelnyie konturyi / G.M. Suchkov, Yu.V. Homyak. // Visnik NTU «KHPI». – Kharkiv: NTU «KHPI». – No 35. – 2007. – p.41–44. 8. Homyak Yu.V. Vihretokoviy defektoskop s kompensatsiey vliyaniya sostoyaniya poverhnosti ferromagnitnyih metalloizdeliy [Rukopis]: dis. ... kand. tehn. nauk : 05.11.13 / Yu.V. Homyak ; Kharkovskiy politehnicheskij in-t, nats. tehn. un-t. – Kharkov, 2013. – 168 p. 9. STM32F0XXXX datasheet (<http://www.st.com/>)

Поступила (received) 08/10.2015

УДК 621.771

В. В. ТАТЬКОВ, канд.техн.наук, вед. научн. сотр., НТУ «ХПІ»;
Ю. Д. МУЗЫКИН, канд.техн.наук, проф., НТУ «ХПІ»;
А. Ю. ПУТНОКИ, канд.техн.наук, эксперт-консультант, НТУ «ХПІ»;
С. В. МАЦКО, нач. цеха горячего проката тонкого листа ПАО
«Запорожсталь»;
П. П. МОСКАЛЕНКО, зам. гл. механика по прокатному производству,
ПАО «Запорожсталь»;
С. А. МУДРИЦКИЙ, нач. технологического бюро ЦГПТЛ, ПАО
Запорожсталь»;
Ю. В. НОВОСЕЛОВ, старший мастер ЦГПТЛ, ПАО «Запорожсталь»,
Запорожье

СИСТЕМЫ ЖИДКОЙ ЦИРКУЛЯЦИОННОЙ СМАЗКИ Ж-1, Ж-2 ПРОКАТНОГО СТАНА НТЛС «1680» ОАО «ЗАПОРОЖСТАЛЬ»

Рассмотрены вопросы обеспечения устойчивой работы системы жидкой циркуляционной смазки для шестеренных клетей и силовых редукторов главных приводов рабочих клетей листопркатного стана НТЛС «1680». Приведена гидравлическая схема смазочных станций Ж-1 и Ж-2, а также показаны параметры, контролируемые в процессе работы как с помощью мнемосхем, так и аналоговых приборов. Предложенные схемы смазки обеспечивают поддержание расчетных режимов работы в парах трения за счет бесперебойной подачи смазочного материала во все трущиеся сопряжения.

Ключевые слова: прокатный стан, рабочая и шестеренная клеть, гидравлическая схема, смазочная система, трение, сопряжение.

Введение. Для обеспечения надежной работы станов горячей прокатки толстого и тонкого листа необходима устойчивая работа централизованной системы смазки, которая обеспечивает бесперебойную подачу смазочного материала во все трущиеся сопряжения подвижных соединений. Объясняется это тем, что большая протяженность станов, высокая их насыщенность оборудованием, работающем в широком диапазоне режимов нагружения как по передаваемым усилием, так и изменениям температур и скоростей при условии непрерывности работы, предъявляют повышенные требования к системам смазки по стабильности их работы.

Одними из наиболее нагруженных элементов листовых станов горячей прокатки являются силовые редуктора главных приводов рабочих клетей (СШР), а также шестеренные клетки (ШК), которые, как правило, обслуживаются системой жидкой циркуляционной смазки от центральных

станций, располагающихся в подвальных помещениях. Автоматизация работы смазочных систем, контроль за ее работой, а также установка аварийной и предупредительной сигнализации обеспечивается за счет использования панелей с мнемосхемами смазочных станций, а также щитов с показывающими приборами, которые позволяют обслуживающему персоналу в каждом конкретном случае принимать решения, адекватные создавшейся ситуации.

Для смазки наиболее уязвимых узлов СШР и ШК разработаны типовые схемы, которые базируются на общих принципах, как и общепринятые схемы для силовых редукторов. Незначительные особенности связаны с непрерывностью работы прокатного стана, что требует установки сопел, коллекторов и других уязвимых элементов таким образом, чтобы их обслуживание, ремонт и замена могли быть выполнены без демонтажа корпусных деталей [1, 2]

Цель работы, постановка задачи. Надежность работы узлов трения листопроекатных станов зависит как от эксплуатационных параметров, которые в каждом конкретном случае не детерминированы и поэтому носят вероятностно – статистический характер, так и условий смазки пары трения, которая регламентируется показателями работы смазочной системы. Так как реальные значения параметров, таких как нагрузка, температура, скорость, зазор в сопряжении, расход и давление смазки в рассматриваемой точке могут быть оценены только качественно, становится очевидным решающая роль смазочных систем для устойчивой и безаварийной работы как отдельных узлов, так и всего прокатного стана в целом. Поэтому совершенствование смазочных систем как в плане их гидравлического и конструктивного решения, так и автоматизации их работы при условии повышения информативности о каждой рабочей точке развернутых смазочных систем является технически и экономически обоснованной задачей [3, 4].

Материалы исследований. Всем выше перечисленным требованиям отвечают смазочные станции Ж-1 и Ж-2, которые предназначены для обеспечения жидкой циркуляционной смазки узлов трения шестеренных клетей ШК и силовых редукторов главных приводов СШР черновых и чистовых клетей непрерывного тонколистового стана горячей прокатки НТЛС «1680»,

установленного в ЦГПТЛ металлургического завода ОАО «Запорожсталь». Данные станции являются совместным проектом представителей завода и НТУ «ХПИ» и отвечают всем требованиям нормативно-технической документации, таким как ГОСТ 12.2.086-83 ССБТ «Гидроприводы объемные и системы смазочные. Общие требования безопасности к монтажу, испытаниям и эксплуатации»; ГОСТ 17411-86 «Безопасность и контроль режимов»; ДСТУ ИСО 14001 п.п. 4.4.7 «Готовность к аварийным ситуациям и реагирование на них». п.п. 4.5 «Мониторинг и измерение».

Функциональное назначение, структура применяемого гидрооборудования, его конструктивная компоновка в маслоподвалах и основные эксплуатационные параметры жидкой циркуляционной смазки Ж-1 и Ж-2 становятся очевидными из гидравлической схемы, предоставленной на рисунке.

Основным отличием схем Ж-1 и Ж-2 является уровень комплектации устройствами поддержания нормативных параметров масла, режимов смазки, а также контроля за основными эксплуатационными параметрами работы гидросистемы.

Гидросистема содержит несколько рабочих контуров движения жидкости, каждый из которых выполняет определенные функции в рабочем цикле.

1. Основной рабочий контур обеспечивает подачу масла в заданные точки смазки. Масло из бака-резервуара 1 объемом 35 м³ насосной установкой 2, включающей два гидронасоса фирмы «Ропер» производительностью 1600 л/мин и 2400 л/мин через обратные клапаны 12, пластинчатый фильтр 4 фирмы «Куно», маслоохладитель кожухотрубный 3 с поверхностью охлаждения 20 м², указатели потока 11 УПД, из которых в Ж-1 – 116, в Ж-2 – 72 поступает в смазочные точки клеток ШК и СШР, откуда через сливную магистраль возвращается в резервуар 1.

Параллельно с основным рабочим контуром в системе смазки включен пресс-бак 7 емкостью 2,5 м³, который помимо сглаживания колебаний давлений в коллекторе, вызванного подключением и отключением резервного насоса 10 периодически срабатыванием предохранительного клапана 6, отключением отдельных узлов смазки при их ремонте и настройке также обеспечивает

подачу масла в точки смазки в течение времени выбега проката, когда в аварийных случаях отказали циркуляционные насосы 2.

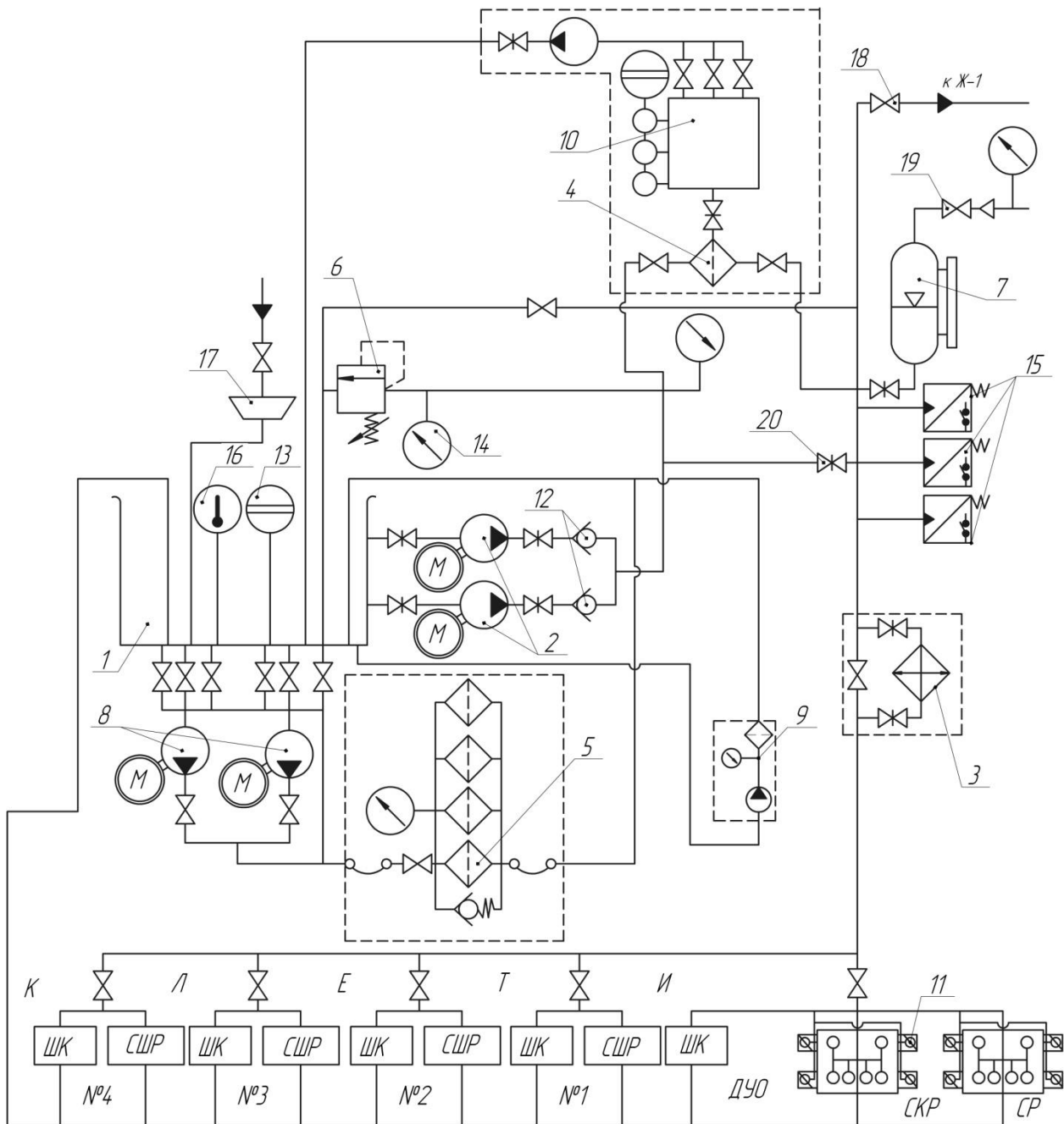


Рис. 1 – Гидравлическая схема системы жидкой циркуляционной смази Ж-1:

- 1 – бак; 2 – насосы фирмы «Ропер»; 3– маслоохладитель; 4– фильтр пластинчатый; 5– блок фильтров пористых; 6– предохранительный клапан; 7– пресс-бак; 8– насос грязевой; 9 – ФЗС-400; 10– отстойник; 11– указатель потока; 12– обратный клапан; 13– указатель уровня; 14– манометр; 15– реле давления; 16– термометр; 17– заливная горловина; 18, 19 – вентили; 20– заслонка; 21–центрифуга

Поддержание рабочего давления в пресс-баке осуществляется путем подключения его к цеховой магистрали сжатого воздуха через вентиль 19.

Контроль за уровнем масла в пресс – баке осуществляется визуально по прозрачному манометрическому уровнемеру.

2. Вспомогательные контуры, которые в процессе периодической работы обеспечивают выполнение конкретных задач, не требующих постоянного решения. К этим контурам в зависимости от выполняемых задач относятся следующие.

Подогрев масла в холодное время года либо его перемешивание после длительного простоя оборудования за счет дросселирования. Масло из бака 1 насосной установкой 2 подается через обратный клапан 12 на предохранительный регулируемый клапан 6 и дальше в бак 1 либо минуя маслоохладитель 3 – в напорную магистраль к точкам смазки. Быстрота нагрева связана с настройкой предохранительного клапана, так как в этом случае меняется степень дросселирования, а, следовательно, и энергетические показатели процесса.

Средняя очистка масла от механических загрязнений размером более 80 мкм в зависимости от конкретных условий работы смазочной системы может быть выполнена как в пористых фильтрах, так и в центрифуге. В первом случае масло из бака 1 насосами для перекачки грязных масел 8 производительностью 300 л/мин подается к блоку пористых фильтров 5, рассчитанных на расход 320 л/мин при тонкости фильтрации 80 мкм, после чего масло возвращается в бак. В случае использования центрифуги 21, рассчитанной на расход 300 л/мин, масло после насосов подвергается центробежной очистке и, минуя пористые фильтры 5, возвращается в бак 1.

Тонкая очистка масла от механических примесей размером менее 40 мкм как технологическая операция выполняется автономной фильтровально – заправочной станцией ФЗС-400, которая имеет производительность 400 л/мин и в зависимости от используемых фильтроэлементов может обеспечивать тонкость фильтрации 5, 10, 15, 25, 40, 80 мкм. Комплекс ФЗС-400 предусматривает только стационарное исполнение, в то время как станции меньшей производительности могут иметь мобильное исполнение, т. е. быть передвижными. Учитывая автономность исполнения ФЗС-400, она может работать как на очистку масла только в баке, так и всей смазочной системы

в целом, для чего очищенное масло подается в напорную линию и дальше к точкам смазки.

3. Технологические линии обслуживания отдельных элементов гидросистемы, к которым относятся: возврат масла из отстойника 10 фильтра «Куно» 4 в бак 1 и пополнение рабочей жидкости в бак 1 гидросистемы через заливочную горловину 17. Кроме того, система Ж-1 через вентиль 18 может соединяться с системой Ж-2.

Для возможности реализации работы каждого из рассмотренных контуров системы Ж-1 и Ж-2 снабжены набором вентиля 18 и заслонок 20, часть из которых на схеме не показана.

Автоматизация работы смазочных систем достигается за счет использования комплекса контрольно-регулирующей аппаратуры, в состав которой входят реле давления и температуры, указатели потока, расхода и уровня жидкости и другие. Основные из них следующие.

Реле давления 15 типа СПД, которое включает три контактные группы, отвечающие за уровень давления в напорном коллеторе, то же, но перед форсунками клетей 9 и 10, как наиболее удаленных от насосов, давление перед фильтрами циркуляционного контура и перепад давления на маслоохладителе.

Датчик температуры типа СПТ устанавливается и контролирует перепад температуры в зоне смазки шестеренчатого зацепления; текущее значение температуры масла 16 в резервуаре, с возможностью подачи предупреждающего либо аварийного сигнала при критических отклонениях; измеряет перепад температур на выходе из теплообменника.

Указатели потока типа УПД фиксируют наличие потока смазки в форсунках и в случае его прекращения выдают аварийный сигнал. Гидравлические реле расхода типа ГРР показывают фактическую производительность главных насосов и включение вспомогательных насосов при их периодическом подключении.

Указатели уровня жидкости типа УУЖ фиксируют в аналоговом либо дискретном режимах работы уровень масла в баке 13 либо его потерю за заданный промежуток времени, а также могут контролировать четыре дискретных уровня масла, отвечающих требованиям технологического цикла работы смазочной системы.

Контроль о наличии воды в масле осуществляется посредством датчика ППВ, который информирует о залповом попадании воды в масло, что может привести к мгновенной аварийной ситуации.

Кроме того, в системах смазки Ж-1 и Ж-2 предусмотрен контроль качества смазочной жидкости по параметрам механических примесей согласно ГОСТ 17216-71 и кинематической вязкости по ДСТУ ГОСТ 33-203. Контроль этих параметров осуществляется посредством портативных экспресс-анализаторов ПЭАЖ-1 и ИЗЖ-1, а также портативного индикатора вязкости ИВ.

Весь аппаратурный комплекс системы сигнализации и контроля смазки силовых редукторов и шестеренных клетей аттестован и выпускается согласно утвержденным ТУ на каждое изделие.

Выводы. Представленная система жидкости циркуляционной смазки Ж-1 и Ж-2, которая является совместным проектом представителей ОАО «Запорожсталь» и НТУ «ХПИ» отвечает современным требованиям как по техническим параметрам, поддержание которых осуществляется в автоматическом режиме, так и по технике безопасности, предъявляемой к крупным гидросистемам. Эксплуатация рассмотренных масляных систем на непрерывном стане горячей прокатки тонкого листа НТЛС «1680» показала их высокую надежность и доступность в управлении за счет высокой степени автоматизации и наличия надежного контроля практически всех рабочих параметров. Рациональное расположение мнемонических схем и панелей управления позволяет обеспечить поддержание расчетных режимов работы в парах трения за счет бесперебойной подачи смазочного материала во все трущиеся сопряжения.

Список литературы: 1. Гедык П.К., Калашникова М.И. Смазка металлургического оборудования. – М.: Металлургия. 1971. – 316 с. 2. Семенов В.Я. и другие. Автоматизированные смазочные системы и устройства. – М.: Машиностроение. 1982. – 173 с. 3. Правила технической эксплуатации централизованных систем густой и жидкой смазки на металлургических предприятиях. – М.: Металлургия. 1987. – 102 с. 4. Притыкин Д.П. Надежность, ремонт и монтаж металлургического оборудования. – М.: Металлургия. 1985. – 368 с.

Bibliography (transliterated): 1. Gedyik P.K., Kalashnikova M.I. Smazka metallurgicheskogo oborudovaniya. – Moscow: Metallurgiya. 1971. – 316 p. 2. Semenov V.Ya. i drugie. Avtomatizirovannyye smazochnyie sistemy i ustroystva. – Moscow: Mashinostroenie. 1982. – 173 p. 3. Pravila tehnicheskoy ekspluatatsii tsentralizovannyih sistem gustoy i zhidkoy smazki na metallurgicheskikh predpriyatiyah. – Moscow: Metallurgiya. 1987. – 102 p. 4. Prityikin D.P. Nadezhnost, remont i montazh metallurgicheskogo oborudovaniya. – Moscow: Metallurgiya. 1985. – 368 p.

Поступила (received) 26.10.2014

УДК 621.438.002.2

В. А. ТІТОВ, докт. техн. наук, проф., НТУУ «КПІ»;

Н. К. ЗЛОЧЕВСЬКА, канд. техн. наук, асистент, НТУУ «КПІ», Київ

ЗАКОНОМІРНОСТІ ФОРМУВАННЯ МЕХАНІЧНИХ ТА СТРУКТУРНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ГОМОГЕННИХ ТА СТРУКТУРНО-НЕОДНОРІДНИХ МАТЕРІАЛІВ В УМОВАХ ВЕЛИКИХ ПЛАСТИЧНИХ ДЕФОРМАЦІЙ ЗСУВУ

Встановлені закономірності формування структурних властивостей шляхом деформування в ізотермічних умовах. На основі експериментального формоутворення методом гвинтового уширяючого пресування 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: гвинтове уширяюче пресування, інтенсивна пластична деформація, структурні та механічні властивості, ізотермічне пресування.

Вступ. Серед методів обробки металів, що створюють великі деформації зсуву в осередку деформацій при зберіганні поперечного перерізу заготовки, найбільш поширеними, є рівноканальне кутове пресування [1, 2] та гвинтова екструзія [3]. В результаті великих пластичних деформацій зсуву розміри структурних елементів (зерен, кристалів, фрагментів та інших) зменшується і досягають значень, характерних для нано- і субмікроструктурних структурних матеріалів. Внаслідок цього метали здобувають якісно нові властивості. Зокрема, вони мають високу (на 20–40% більше) міцність в поєднанні з великою пластичністю. Однак по ефективності впливу на структуру металу та продуктивності процесу більш перспективним є – метод гвинтової екструзії. Аналіз робіт [4–8] показав, що на механічні властивості отриманих заготовок в значній мірі впливають форма гвинтового каналу, наявність протитиску, якість вихідного матеріалу, змащення.

Тому, керування формою гвинтового каналу може забезпечити рівномірність механічних властивостей матеріалу заготовки. В якості процесу формування властивостей матеріалу заготовок обраний процес рівноканального гвинтового уширяючого пресування (ГУП), оснований на принципах гвинтової екструзії з використанням матриці, еліптичної форми перерізу запропонованої авторами [9].

Метою роботи є встановлення закономірностей формування властивостей гомогенних та структуро-неоднорідних матеріалів в ізотермічних умовах при гвинтовому уширяючому пресуванні.

Матеріали та методика експерименту. Для проведення експерименту була використана комп'ютеризована установка, яка монтується на гвинтовий фрикційний прес моделі ФА-124.

Вихідні зразки механічно обробляли до розмірів: діаметр 29,5 мм і висота 50 мм. Матеріали випробовуваних зразків: литий алюмінієвий сплав АК7, алюмінієво-літєвий сплав – 1420; цирконієвий сплав системи Zr-Nb; титановий сплав системи Ti-TiB_n евтектичного складу (бор – 1,55%, титановий сплав ВТ22 – основа), що відповідає об'ємному змістом TiB₂ близько 10%. Перед деформуванням заготовки нагрівали в печі типу СНОЛ 7,2/1000 до відповідних температур деформування. Пресування заготовок виконувалось за методикою робіт [10, 11, 12, 13, 14].

Постановка та результати дослідження та їх аналіз. Діаграма навантаження заготовок при пресуванні показана на рис.1.

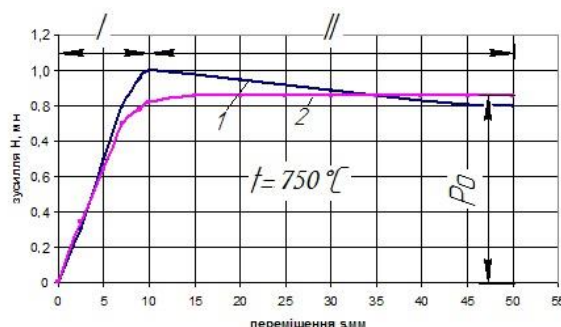
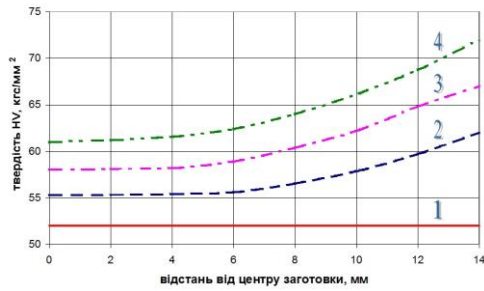


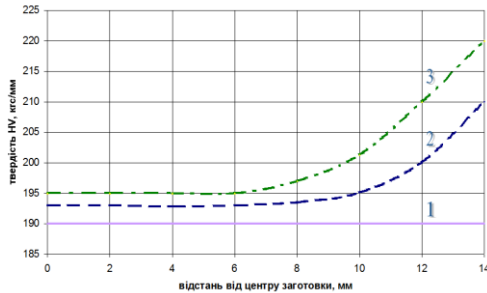
Рис. 1 – Типова діаграма залежності зусилля пресування від переміщення пуансону:
1 – експериментальна; 2 – теоретично-розрахункова

На рис. 1 наведено порівняння експериментальних (1) та теоретичних (2) залежностей зусилля-переміщення. Максимальна похибка теоретичного визначення зусилля чисельними методами не перевищує 12–14%.

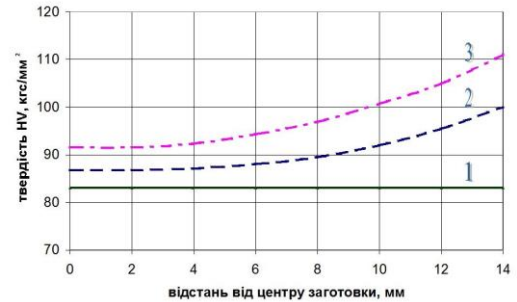
На рис. 2 показані залежності твердості по Віккерсу для заготовок з алюмінієвих цирконієвого та титанового сплавів поздовж радіальної координати для різної кількості проходів.



Сплав АК7



Сплав системи Zr-Nb



Сплав 1420

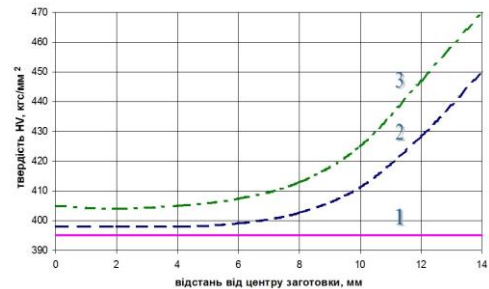
Сплав системи Ti-TiB_n

Рис. 2 – Залежність мікротвердості заготовки поздовж радіальної координати:
 1 – без обробки; 2 – після першого проходу; 3 – після другого проходу;
 4 – після третього проходу

Показано, що величина твердості підвищується при збільшенні ступеню накопиченої деформації (рис. 2), а максимальна твердість досягає в периферійній зоні. Порівняння залежностей твердості та ступеню деформації, яка розрахована чисельними методами [12], залежно від радіальної координати деформованої заготовки після першого проходу показує, що величина твердості пропорційна величині деформацій і може бути використана для оцінки деформацій. Це не суперечить методу заміру деформацій по заміру твердості матеріалів, основи якого розроблено Г.Д. Делем, Г.О. Смірновим-Аляєвим та іншими. Залежності показують, що при гвинтовому уширяючому пресуванні на першому проході основні деформації розвиваються у периферійній зоні зразка. На наступних проходах процесу пресування зона деформацій зсуву збільшується по величині і має тенденцію розповсюджуватись на всю товщину заготовки при умові багатократного проходження заготовкою гвинтового каналу при пресуванні (рис. 2).

На рис. 3 наведено порівняння мікроструктури зразка матеріалу АК7 в центральній та крайовій зонах в залежності від накопиченої деформації після декількох проходів.

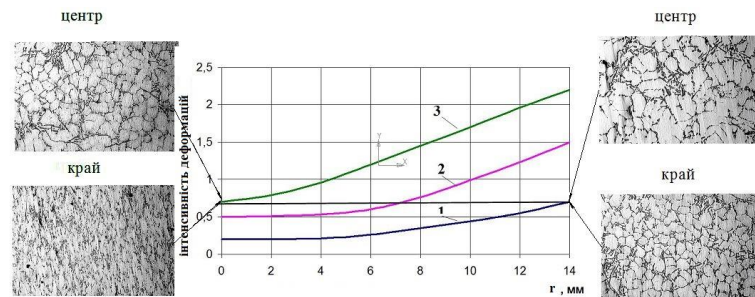


Рис. 3 – Вплив деформації на структуру матеріалу заготовки після ГУП для одного (1), двох (2), трьох (3) проходів

Показано, що вже після третього переходу в центральній зоні величина накопиченої деформації приблизно дорівнює величині деформації після першого переходу у крайовій зоні.

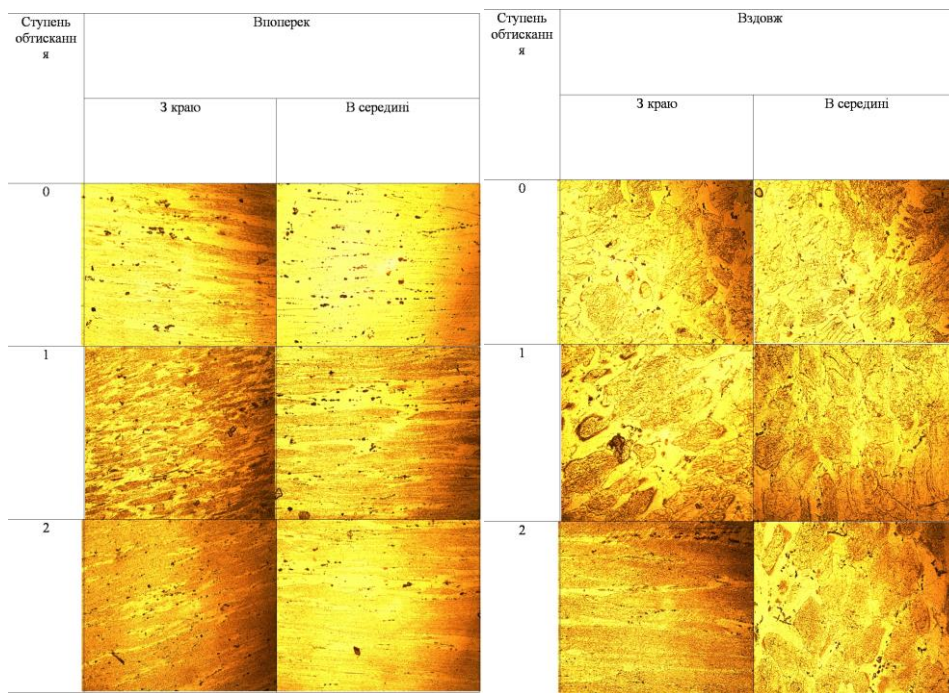


Рис. 4 – Вплив пластичних деформацій обробки зразків із сплаву 1420 на структуру металу: 0, 1, 2 – кількість циклів обробки відповідно

В результаті деформаційної обробки відбувається подрібнення зерен, структурних складових і очищення границь, а ступінь подрібнення кристалічної структури для всіх досліджених матеріалів зростає від центру до бічної поверхні зразка пропорційно до ступеню накопиченої деформації (рис. 4). Деформовані зерна орієнтуються в напрямку течії металу.

У периферійній зоні в зразках вже після двох циклів деформаційної обробки ГУП (рис. 5) спостерігається характерна деформована зона товщиною приблизно 5 мм. В результаті трьох циклів деформаційної обробки ширина периферійної зони збільшується до 7 мм, що відповідає приблизно 70% площі поперечного перерізу зразка. Таким чином деформації зсуву розповсюджуються від периферії заготовки до центру з кожним циклом обробки заготовки ГУП. Аналогічні результати отримані також для зразків сплаву Zr-1%Nb (рис. 6).

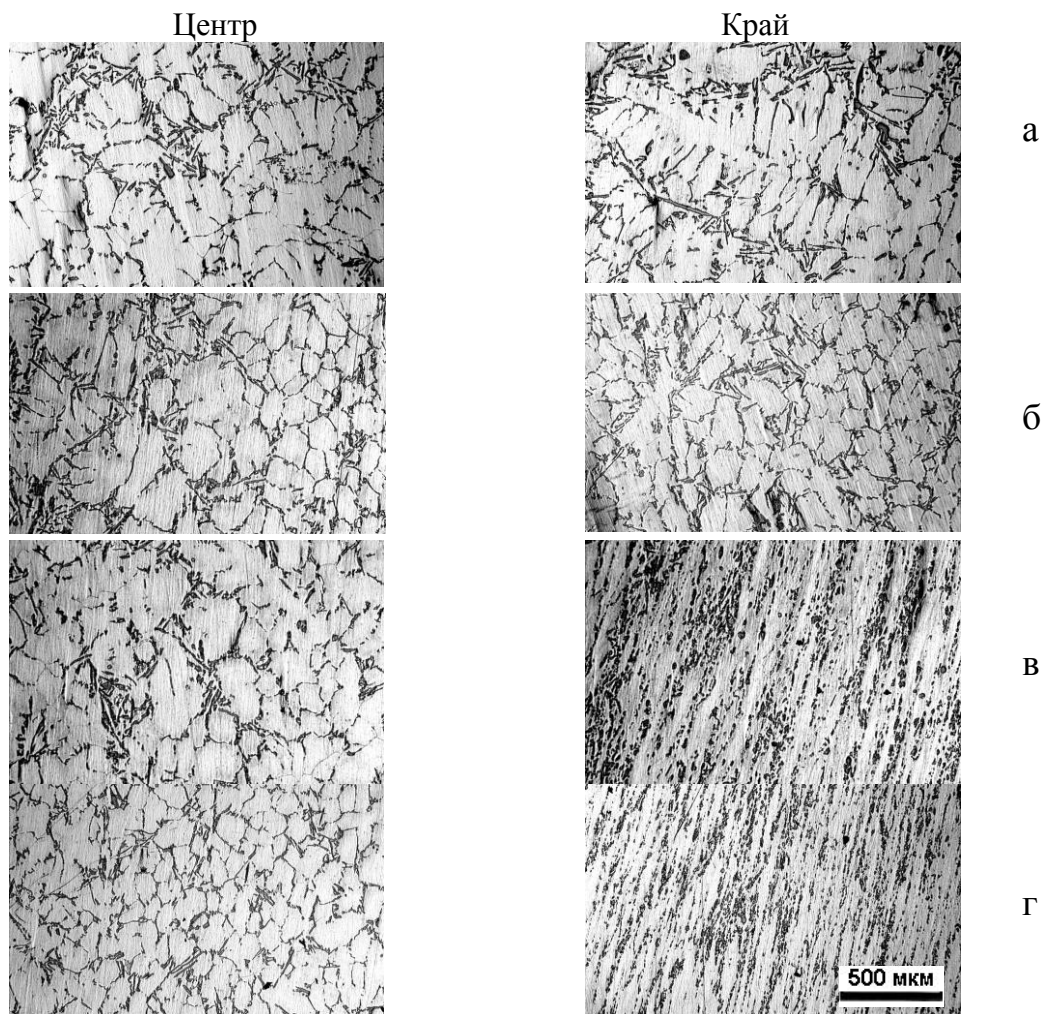


Рис. 6 – Вплив інтенсивних пластичних деформацій обробки на структуру металу в осьовій площині литих зразків із сплаву АК7: а, б, в, г – кількість циклів обробки 0, 1, 2 і 3 відповідно

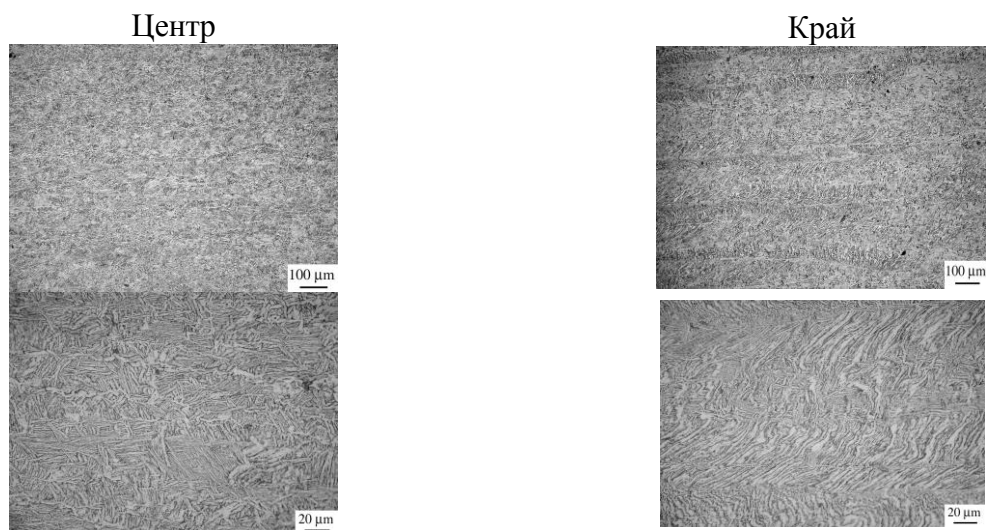


Рис. 7 – Вплив пластичних деформацій обробки на структуру металу в поперечній площині литих зразків із сплаву Zr 1% Nb

Для титанового сплаву системи Ti-TiV_n (рис. 8) встановлено, що в результаті пластичної деформації ГУП відбувається подрібнення твердої фази TiV_n.

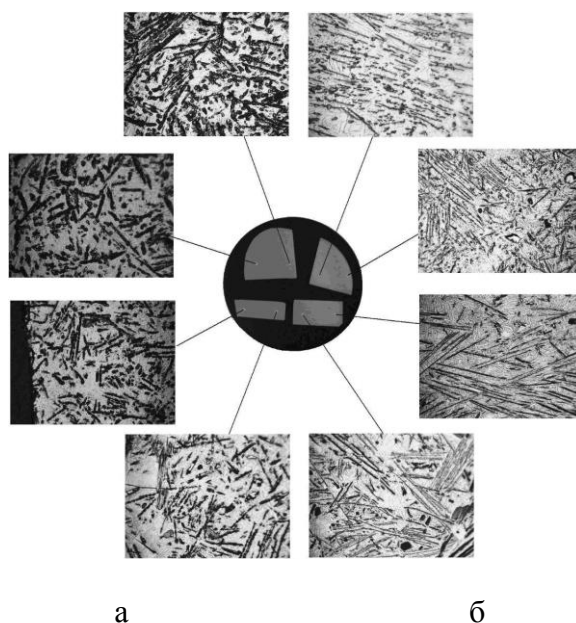


Рис. 8 – Металографічне дослідження зразка: а – зразок без обробки; б – зразок після обробки ГУП

В результаті цього розмір часток TiV_n зменшується в 1,5-3,0 рази в шарах близьких до периферії і в центральній зоні 1,1-1,3 рази. Елементи твердої фази приймають упорядковане розташування в напрямку примусових градієнтів деформацій зсуву. На границях злому твердої фази TiV_n відбувається заліковування пошкоджень, оскільки подрібнення виникає в умовах всебічного стискання при гарячій пластичній деформації.

Металографічний аналіз дозволяє також заключити, що у повздовжньому напрямку мікроструктура сплавів практично не залежить від ступеня деформації і є однаковою в усіх областях.

Механічні властивості на стиск визначені на зразках зі сплаву АК7 і 1420 відповідно до ГОСТ 25.503 – 97, а також на зразках зі сплаву Zr-Nb і Ti-TiB_n при дослідах на розтяг відповідно до ГОСТ 1497 – 84. На рис. 9 наведені залежності величин границь текучості $\sigma_{0,2}$ та границь міцності σ_B від кількості проходів при ГУП.

Результати дослідження механічних властивостей показують, що після деформування величина міцності підвищується: для сплаву АК7 глобулярної структури після першого проходу на 13–15%, після другого проходу на 18–20%, після третього на 23–25%; для сплаву 1420 після першого проходу на 15–18%, а після другого проходу на 19–24%; для сплаву системи Zr-Nb після першого проходу на 10–12%, а після другого проходу на 15–17%; для сплаву системи Ti-TiB_n після першого проходу на 10–13%, а після другого проходу на 16–17%. При цьому відносне подовження зразків при одноосному розтягуванні практично не змінюється.

Висновки. 1. Показано, що в результаті деформаційної обробки відбувається подрібнення зерен, а ступінь подрібнення кристалічної структури для всіх досліджених матеріалів зростає від центру до периферії пропорційно величині накопиченої деформації. Здеформовані зерна орієнтуються (витягуються) в напрямку течії металу. Після ізотермічного ГУП величина границі міцності підвищується для сплаву АК7 на 18–20%, для сплаву 1420 відповідно 19–24%, а для сплаву Zr-1%Nb відповідно 15–17%. При цьому відносне подовження зразків при одноосному розтягуванні, практично не змінюється.

2. Встановлено, що в результаті пластичної деформації ізотермічного ГУП відбувається подрібнення твердої керамічної фази TiB_n. В результаті цього розмір часток TiB_n зменшується в 1,5–3,0 рази в шарах близьких до периферії і в центральній зоні в 1,1–1,3 рази. Елементи твердої фази приймають упорядковане розташування в напрямку максимальних градієнтів деформацій

зсуву. На границях злому твердої фази TiV_n відбувається залікування пошкоджень при всебічному стиску в умовах гарячої пластичної деформації.

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.Решітов. // Физика и техника высоких давлений.–2002.– Том №12, №4, с. 40–46. 4. Бейгельзімер Я. Е. Уширяющая экструзия как метод устранения неравномерности свойств по сечению заготовки./ Я.Е. Бейгельзімер, А.В.Решітов, 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 многоуглового 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. Коришунів А.І. Исследование влияния количества циклов равноканального углового прессования на скоростную чувствительность титана VT1–0/А.І. Коришунів, І.І. Ведєрніков, 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. Кільмаєстов, 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. Пашинская, С.В. Добаткін, С.Г. Синков, В.М. Ткаченко, А.В. Решітов // Физика и техника высоких давлений 2002, том 12, №4, с.53–59. 10. Патент України № 64346 Матриця для зміцнення матеріалу при багаторазовому пресуванні /В.А.Тітов, М.С. Тривайло, Н.К. Злочевська, Е.В. Кондратюк, Г.І. Пейчев., опубл. 10.11.2011. Бюл.21. 11. Злочевська Н.К. Закономірності формування структурних та механічних властивостей сплава системи Zr– Nb в умовах інтенсивних пластичних деформацій // Вісник НТУ «ХПІ». – 2013. № 43 (1016) с. 114–120. 12. Злочевская Н.К. Деякі закономірності формування структурних властивостей ливарного сплаву АК7ч в умовах інтенсивних пластичних деформацій / Н.К. Злочевская, В.М. Дука, В.В. Піманов, П.С.Вишневський // Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування». – 2011. № 62. с. 251–254 13. Семенченко А.И. Изотермическое прессование литых заготовок из сплава Ак7ч / А.И.Семенченко, Н.К. Злочевская, А.Г. Вернидуб, Л.К.Шеневидько // Вестник Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Серія «Машиностроение». – 2011. № 62. с.237–241. 14. Добровлянський С.М. Установка для дослідження пресування в ізотермічних умовах / С.М. Добровлянський, П.С. Вишневський, С.Ф. Калантир, Н. К. Злочевська // Вісник НТУУ «КПІ». Серія «Машинобудування». – 2009. № 56. с. 189–192.

Bibliography (transliterated): 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/ Botkin A.V. Deformatsionnyie i silovyye parametryi protsessa ravnokanalnogo uglovogo pressovaniya dlinnomernoy zagotovki po sheme «Conform»/A.V. Botkin, R.Z. Valiev, A.N. Abramov, A.G. Raab // Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem – 2009. No 11, p. 8–14. 3. BeygelzImer Ya.E. Vintovoe pressovanie: tehnologicheskie aspektyi/ Ya.E. BeygelzImer, D.V. Orlov, S.G. Sinkov, A.V.RESHItov. // Fizika i tehnikavysokih davleniy. – 2002 – Vol; No 12, No 4, p. 40–46. 4. BeygelzImer Ya. E. Ushiryayuschaya ekstruziya kak metod ustraneniya neravnomernosti svoystv po secheniyu zagotovki./ Ya.E. BeygelzImer, A.V.ReshItov, S.G. Sinkov // VISNIK Dombaskoyi derzhavnoyi mashinobudivnoyi akademiyi, 2005, No 2, p. 57–61. 5. Saltova L.R. Povyishenie mehanicheskikh svoystv splava Ti–6Al–4V sposobami ravnokanalnogo uglovogo pressovaniya i posleduyuschey plasticheskoy deformatsii./ L. R. Saltova, I. P. Semenova, G. I. Raab, R. Z. Valiev // Fizika i tehnikavysokih davleniy 2004, tom 14, No 4, p. 19–23. 6. Matrosov N.I. Vliyanie ravnokanalnogo mnogouglovogo pressovaniya na

структуру, fazovyyi sostav i svoystva splava Nb–Ti / N.I.Matrosov, V.V.ChIshko, V.Yu.Dmitrenko, E.A. Pavlovskaya, L.F. SEnnikova, V.Z.Spuskanyuk, V.V. Chabanenko, S.V. VasilEv, E.A. MEdivEdskaya, B.A.Shevchenko // Fizika i tehnika vyisokih davleniy 2005, vol 15, No 1. P. 95–53. 7. Korshunov A.I. Issledovanie vliyaniya kolichestva tsiklov ravnokanalnogo uglovogo pressovaniya na skorostnuyu chuvstvitelnost titana VT1–0/ A.I. Korshunov, I.I. VEDernikov, L.V. Polyakov, A.A. Smolyakov, T.N. Kravchenko, I.V. Korotchenkova // Fizika i tehnika vyisokih davleniy 2006, vol. 16, No 4. P. 68–71. 8. Murashkin M.Yu. Osobnosti struktury i mehanicheskie svoystva alyuminievogo splava 6061, podvergnutogo obrabotke ravnokanalnyim uglovyim pressovaniem v parallelnyih kanalah /M.Yu. Murashkin, E.V. Bobruk, A.R. KilmanEtov, R.Z. VallEv // Fizika metallov i metallovedenie, 2008, vol 108, No 4, P. 439–447. 9. Varyuhin V.N. Vliyanie vintovoy gidroekstruzii i prokatki na izmenenie submikrostruktury medi /V.N. Varyuhin, E.G. Pashinskaya, S.V. Dobatkin, S.G. Sinkov, V.M. Tkachenko, A.V. REshEtov // Fizika i tehnika vyisokih davleniy 2002, tom 12, No 4, p. 53–59. 10. Patent UkraYini No 64346 Matritsya dlya zmltsnennya materlalu pri bagatorazovomu presuvanni /V.A. Tltov, M.S. Trivaylo, N.K. Zlochevska, E.V. Kondratyuk, G.I. Psychev., opubl. 10.11.2011. Byul.21. 11. Zlochevska N.K. ZakonomlrnostI formuvannya strukturnih ta mehanichnih vlastivostey splava sistemi Zr–Nb v umovah Intensivnih plastichnih deformatsiy // VIsnik NTU «KHPI». – 2013. No 43 (1016) p. 114–120. 12. Zlochevska N.K. Deyaki zakonomlrnostI formuvannya strukturnih vlastivostey livarnogo splavu AK7ch v umovah Intensivnih plastichnih deformatsiy / N.K. Zlochevska, V.M. Duka, V.V. PImanov, P.S.Vishnevskiy // VIsnik NTUU«KPI». SerIya «Mashinobuduvannya». – 2011. No 62. p. 251–254. 13. Semenchenko A.I. Izotermicheskoe pressovanie lityih zagotovok iz splava Ak7ch / A.I. Semenchenko, N.K. Zlochevska, A.G. Vernidub, L.K. Shenevidko // Vestnik Natsionalnogo tehniceskogo universiteta Ukrainyi «Kievskiy politehnicheskiy institut». Seriya «Mashinostroenie». – 2011. No 62. p. 237–241. 14. Dobrovlyanskiy S.M. Ustanovka dlya doslIdzhennya presuvannya v Izotermichnih umovah / S.M. Dobrovlyanskiy, P.S. Vishnevskiy, S.F. Kalantir, N.K. Zlochevska // VIsnik NTUU «KPI». SerIya «Mashinobuduvannya». – 2009. – No 56. p. 189–192.

Надійшла (received) 12.11.2015

УДК 628.16:621.981.3

О. І. ТРИШЕВСЬКИЙ, докт. техн. наук, проф., ХНТУСГ

ім. П. Василенка, Харків,

М. В. САЛТАВЕЦЬ, інж., ХНТУСГ ім. П. Василенка, Харків

ВИЗНАЧЕННЯ ШВИДКОСТІ ПЕРЕМІЩЕННЯ ШАРІВ МЕТАЛУ І ІНТЕНСИВНОСТІ ВИДІЛЕННЯ ТЕПЛА ПРИ ЧИСЕЛЬНОМУ РІШЕННІ ЗАДАЧ НЕСТАЦІОНАРНОЇ ТЕПЛОПРОВІДНОСТІ

Встановлено, що для чисельного рішення теплофізичних задач теплообміну системи валок – полоса, що описуються рівняннями нестационарної теплопровідності, найбільш ефективним є вибраний метод кінцевих від’ємностей, на основі якого визначені залежності швидкості переміщення шарів металу і підвищення температури внаслідок його пластичного деформування. Виконані дослідження є основою для подальшого вирішення нелінійних задач, що описуються рівняннями нестационарної теплопровідності, зокрема задач теплового стану системи валок – полоса при прокатці.

Ключові слова: гаряча прокатка, смуга, математична модель, тепловий стан, надшвидкісне охолодження, чисельне рішення, метод кінцевих різниць.

Вступ. Відомо, що з метою скорочення часу технологічного процесу і економії енергетичних витрат, розроблено устаткування для надшвидкісного охолодження листа

(ULTRA FAST COOLING – UFC) на ділянках перед чистовою групою клітей і після чистової групи перед моталкою [1].

На Україні не існує прокатних станів V покоління, а також сучасних методів проектування технологічного процесу прокатки з використанням цього ефективного прийому. Одним із перспективних шляхів рішення практичних задач розробки нових технологій і устаткування є залучення для цих питань методу математичного моделювання з використанням аналогової і цифрової обчислюваної техніки.

Невирішеною до цього часу залишається проблема охолодження полоси і валків при мінімумі розходу енергії, що дозволило би більш ефективно використовувати існуюче обладнання для здійснення нового технологічного процесу. Внаслідок цього, розробка раціонального охолодження полоси і валків на основі математичного моделювання цього технологічного процесу є своєчасною та актуальною.

Аналіз останніх досліджень та літератури. В роботах [2, 3] розроблена математична модель теплового стану полоси та валків під час прокатки. Якщо математична модель явища відома, то одним із шляхів її дослідження та отримання кінцевого рішення є математичне моделювання, тобто рішення систем рівнянь за допомогою або без допомоги обчислюваних машин [4, 5]. Для рішення лінійних і нелінійних задач застосовуються наступні методи: підстановок, варіаційний, ітераційний та кінцевих від'ємностей [6]. Методика вибору оптимального рішення задач математичної фізики як з використанням обчислювальних машин, так і без них – відсутня. На підставі розгляду робіт із застосування обчислювальних машин для рішення теплофізичних задач [4, 5] можна зробити висновок, що для рішення нелінійних і об'ємних задач, що описуються рівняннями типу рівняння нестационарної теплопровідності, найбільш ефективним є метод кінцевих від'ємностей.

Матеріали досліджень. Для отримання результатів у числовому вигляді переходять від диференціальних рівнянь з частковими похідними до відповідних рівнянь в кінцевих від'ємностях. Рішення в кінцевих від'ємностях отримують шляхом заміни похідних їх від'ємностями.

У роботах [4, 5, 6] наведені приклади переходу від диференціальних рівнянь з частковими похідними до рівнянь в кінцевих від'ємностях. Вони мають практично однаковий вигляд і відрізняються лише записом в залежності

від системи координат (прямокутна чи циліндрична) і виду (лінійного або нелінійного). Наведено [4, 5] навіть кінцево-від'ємні рівняння для прямокутної і циліндричної системи координат з нерівномірним кроками по простору. Ці рівняння призначені для визначення залежностей при обчисленні РС – сіткових, або R-R – сіткових електромоделей при рішенні задач нестационарної теплопровідності неявним кінцево-від'ємним методом.

При використанні цифрових обчислювальних машин для визначення розподілу температури у двомірному або тривимірному тілі може бути використано метод обернення матриці. У цьому випадку систему рівнянь балансу енергії для вузлів сітки записують у вигляді матриці. Спроба скористатися текстами програм обернення матриці (MATINV та EXCH), наведених у згаданих роботах показала, що їх тексти представлено у спотвореному вигляді, внаслідок чого використання цих програм неможливе. Таким чином, окрім системи рівнянь балансу енергії для усіх вузлів осередку деформації необхідно також самостійно розробити програми обернення матриць великих розмірів. Шлях можливий, але потребує значних затрат часу.

У разі використання явного кінцево-від'ємного методу задача спрощується – необхідно лише самостійно скласти кінцево-від'ємні рівняння балансу енергії для кожного вузла з урахуванням геометрії об'єктів досліджень.

Для визначення швидкості переміщення U шарів металу в зоні деформування необхідно знайти кут захвату металу валками. Відомо [7], що кут захвату знаходять з рівняння

$$\cos \alpha = 1 - \frac{\Delta h}{2R}, \quad (1)$$

де $\Delta h = h_0 - h_1$,

h_0 – товщина металу на вході в зону деформування;

h_1 – товщина металу на виході з зони деформування;

R – радіус валка.

Оскільки швидкість деформування (переміщення шарів металу) при прокатці нерівномірна, поділимо зону деформування (кут захвату) на 10 окремих ділянок (рис. 1).

Час деформування у кожній ділянці становить $0,1\Delta\tau$. Рівняння (1) може бути записано у вигляді

$$\frac{\Delta h}{2} = R(1 - \cos \alpha) \quad (2)$$

Переміщення шарів металу на ділянках може бути знайдено з рівняння

$$\frac{\Delta h_i}{2} = \frac{\Delta h_{i+1}}{2} - R(1 - \cos \alpha_i) \quad (3)$$

де i – кількість ділянок ($i=10, 9, 8...3, 2, 1$);

α_i – кут захвату на i -тій ділянці (для ділянки №9 $\alpha_i=0,9\alpha$; для ділянки №8 $\alpha_i=0,8\alpha$).

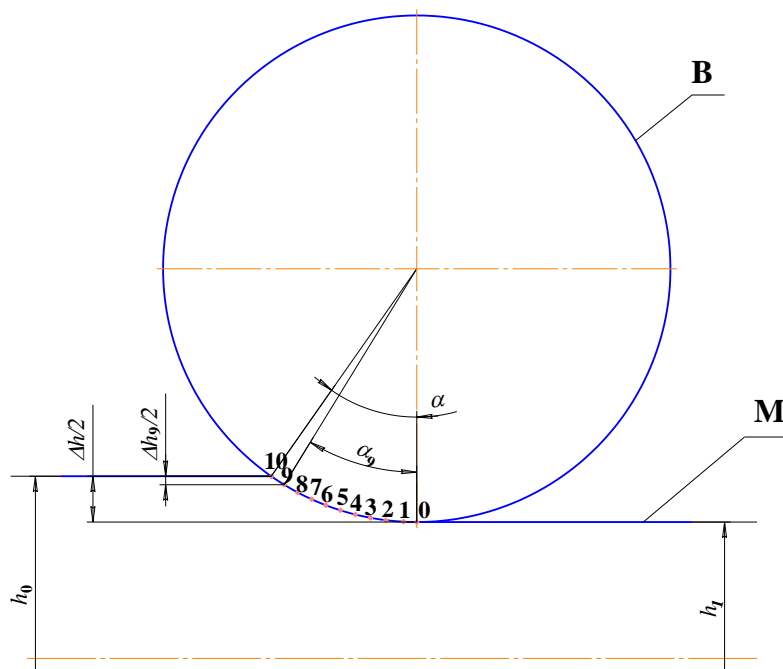


Рис. 1 – Схема поділу зони деформування на ділянки: В – валок; М – метал.

Маючи переміщення шарів металу на кожній ділянці і відомий час ($0,1\Delta\tau$), є змога знайти швидкість переміщення шарів металу у напрямку до середини слябу, яка має більш високу температуру і обчислити підвищення температури.

Підвищення температури внаслідок пластичного деформування металу враховує інтенсивність виділення тепла в одиниці об'єму (q_v). У роботі [8] наведено 10 залежностей, запропонованих різними авторами для визначення q_v . Відкидаючи 6 з них, які мають у своєму складі емпіричні коефіцієнти, маємо змогу проаналізувати ті, що залишилися.

В роботі [9] пропонуються однакові залежності, які мають вигляд

$$\Delta T_d = \frac{A}{G \times c} \quad (4)$$

де ΔT_d – підвищення температури внаслідок деформування;

A – енергія, яка необхідна для деформування металу;

G – маса полоси, що прокатується;

c – середня питома теплоємність металу.

В роботі [10] для визначенні підвищення температури під час прокатки пропонується залежність

$$\Delta T_d = \frac{p_{cp} \times \ln \frac{h_0}{h_1}}{\gamma \times c}, \quad (5)$$

де p_{cp} – середній питомий тиск;

h_0 – товщина полоси до деформації;

h_1 – товщина полоси після деформації;

γ – питома вага металу.

У роботі [11] підвищення температури обчислюють по залежності виду

$$\Delta T_d = \frac{\sigma_s \times \ln \frac{h_0}{h_1}}{427 \times \gamma \times c} \quad (6)$$

де σ_s – опір металу деформуванню;

427 – механічний еквівалент одиниці тепла.

Підвищення температури металу внаслідок пластичного деформування металу представлено у вигляді

$$\Delta T_d = \frac{q_v \times \Delta \tau}{c \rho} \quad (7)$$

де ρ – питома вага металу.

З рівнянь (6) та (7) з урахуванням того, що $\gamma = \rho$ знаходимо q_v

$$q_v = \frac{\sigma_s \times \ln \frac{h_0}{h_1} \times c \times \rho}{427 \times \gamma \times c \times \Delta \tau} \quad (8)$$

де – $\Delta\tau$ час проходження однією точкою металу зони деформування, сек.

З урахуванням перевідного коефіцієнту (4,1868) для механічного еквіваленту одиниці тепла маємо

$$q_v = \frac{\sigma_s \times \ln \frac{h_0}{h_1}}{102 \times \Delta\tau} \times 10^6 \quad (9)$$

де 10^6 – коефіцієнт, що дозволяє підставляти значення σ_s в кг/мм².

Відомо, що, при поділі тіла на 8–10 елементарних шарів, похибка дискретизації по простору при визначенні температури наближається до нуля.

Виконано рішення тестових задач моделювання теплового стану металу. Спочатку використовували рівномірні сітки з поділом товщини слябу на 10 Δx та 100 Δx . Отримані результати (при поділі на 100 Δx), використовували у якості базових для оцінки відхилень рішення у вузлах нерівномірної сітки (поділ слябу на 100 Δx , кількість шарів 10), які співпадають по глибині слябу з вузлами рівномірної сітки. Важко очікувати глибини проникнення теплової хвилі в метал на 15 мм при поділі слябу товщиною 150 мм на 10 рівномірних шарів (10 Δx), за час контакту точки поверхні металу з валками 0,08 с.

Стандартний підхід (рівномірний поділ слябу на шари однакової товщини) може призвести до отримання хибних результатів. Внаслідок цього, необхідно застосувати поділ слябу сіткою з нерівномірними кроками по простору.

Висновки. 1. Встановлено, що для дослідження процесів теплообміну полоси і валків, а також валків з водою під час прокатки найбільш ефективним є метод математичного моделювання. Для рішення теплофізичних задач теплообміну системи «валок–полоса», що описуються рівняннями нестационарної теплопровідності, найбільш ефективним є вибраний метод кінцевих від’ємностей.

2. Отримані на основі рішення тестових задач моделювання теплового стану металу з використанням сітки з поділом товщини слябу на 10 Δx та 100 Δx результати використовували у якості базових для оцінки відхилень рішення у вузлах нерівномірної сітки (поділ слябу на 100 Δx , кількість шарів 10), які співпадають по глибині слябу з вузлами рівномірної сітки.

3. Виконані розрахунки є основою для подальшого дослідження та вирішення нелінійних задач, що описуються рівняннями нестационарної теплопровідності, зокрема задач теплового стану системи «валок–полоса» при прокатці тонких полос.

Список літератури: 1. De Paere, Simon P., Moerkerke I., Hermann J.C. Control of the temperature of the bar on entry to the finisher // ECSC STEEL RTD PROGRAMME. – 2000. – P. 1–9. 2. Trishevskii O. I., Saltavets N. V. Mathematical model of the thermal state of strip in rolling // Steel in translation, 2009 – №2 – Vol 39 – P. 42–44. Allerton Press Inc. 3. Тришевский О. И., Салтавец Н. В. Разработка математической модели теплового состояния валков при прокатке // Сталь, 2011. – №12. – С. 22–23. 4. Коздоба Л. А. Электрическое моделирование явлений тепло- и массопереноса / М.: Энергия. – 1972. – 296 с. 5. Кузьмин М. П. Электрическое моделирование явлений нестационарных процессов теплообмена. / М.: Энергия. – 1974. – 416 с. 6. Турчак Л. И. Основы численных методов. Учебн. пособие. / М.: Наука. – 1987. – 320 с. 7. Целиков А. И., Гришков А. И. Теория прокатки. / М.: Metallurgiya. – 1979. – 358 с. 8. Коновалов Ю. В., Остапенко А. Л. Температурный режим широкополосных станов горячей прокатки. / М.: Metallurgiya. – 1974. – 176 с. 9. Гелеи Ш. Расчёты усилий и энергии при пластической деформации металла. / М.: Metallurgiya. – 1958. – 420 с. 10. Павельски О. // Чёрные металлы, 1969. – №21. С. 13–17. 11. Венцель Х. // Прокатка и прокатное оборудование. (ВИНИТИ. Экспресс-информация), 1965. -№27.- С. 8–43.

1. De Paere, Simon P., Moerkerke I., Hermann J.C. Control of the temperature of the bar on entry to the finisher // ECSC STEEL RTD PROGRAMME. – 2000. – P. 1–9. 2. Trishevskii O. I., Saltavets N. V. Mathematical model of the thermal state of strip in rolling // Steel in translation, 2009 – No 2 – Vol 39 – P. 42–44. Allerton Press Inc. 3. Trishevskiy O. I., Saltavets N. V. Razrabotka matematicheskoy modeli teplovogo sostoyaniya valkov pri prokatke // Stal, 2011. – No 12. – P. 22–23. 4. Kozdoba L. A. Elektricheskoe modelirovanie yavleniy teplo- i massopere nosa / Moscow: Energiya. – 1972. – 296 p. 5. Kuzmin M. P. Elektricheskoe modelirovanie yavleniy nestatsionarnykh protsessov teploobmena. / Moscow: Energiya. – 1974. – 416 p. 6. Turchak L. I. Osnovyi chislennykh metodov. Uchebn. posobie. / Moscow.: Nauka. – 1987. – 320 p. 7. Tselikov A. I., Grishkov A. I. Teoriya prokatki. / Moscow: Metallurgiya. – 1979. – 358 p. 8. Kononov Yu. V., Ostapenko A. L. Temperaturnyy rezhim shirokopolosnykh stanov goryachey prokatki. / Moscow: Metallurgiya. – 1974. – 176 p. 9. Gelei Sh. RaschYoty i usiliy i energii pri plasticheskoy deformatsii metalla. / Moscow: Metallurgiya. – 1958. – 420 p. 10. Pavelski O. // ChYornyye metallyi, 1969. – No 21. P. 13–17. 11. Ventsel H. // Prokatka i prokatnoe oborudovanie. (VINITI. Ekspress-informatsiya), 1965. – No 27. – P. 8–43.

Надійшла до редакції 05.04.2015 р.

УДК 621.7

В. Л. ЧУХЛІБ, канд. техн. наук, доц., НМетАУ;

Є. С. КЛЕМЕШОВ, аспірант, НМетАУ, Дніпропетровськ;

В. О. ГРИНКЕВИЧ, докт. техн. наук, проф., НМетАУ, Дніпропетровськ;

Х. ДИЯ, докт. техн. наук, проф., Політехніка Ченстоховська, Ченстохова, Польща

ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПРИ ПРОТЯЖЦІ ТИТАНОВОГО СПЛАВУ З МЕТОЮ ОПТИМІЗАЦІЇ ПАРАМЕТРІВ КУВАННЯ

Якість поковок повинна забезпечувати високі показники механічних властивостей. Тому метою даної статті є дослідження впливу характеристик параметрів процесу протяжки (схеми кантувань) на схему напружено-деформованого стану поковки (розподілення напруг та деформацій) з титанового сплаву за допомогою математичного моделювання. Результатом дослідження є залежності нерівномірності розподілення деформацій в металі. При порівнянні впливу сумарного ступеню деформації при куванні визначено, що оптимальним сумарним ступенем деформації є 10%.

Ключові слова: титан; сплав; міцність; якість; схема кантувань; розподілення напруг; розподілення деформацій

© В. Л. Чухліб, Є. С. Клемешов, В. О. Гринкевич, Х. Дия, 2015

Постановка проблеми. Якість поковок повинна забезпечувати високі показники механічних властивостей, а саме меншу нерівномірність розподілення механічних властивостей в об'ємі металу. Механічні властивості в свою чергу, в більшій мірі, залежать від способу обробки металу. Спосіб обробки металу в даному дослідженні – є процес вільного кування, а саме процес ковальської витяжки (протяжка). Цим способом обробки металу неможливо досягти рівномірного розподілення механічних властивостей в об'ємі металу, тому за допомогою варіювання параметрів процесу вільного кування можна досягти найменшої нерівномірності напружено-деформованого стану в процесі кування.

Основними параметрами процесу ковальської витяжки є: відносна або абсолютна подача, сумарний ступінь деформації за прохід, схема протяжки та кути кантування. Також невід'ємною частиною цих параметрів є дотримання температурного інтервалу кування. Усі ці параметри мають вплив на рівномірність напружено-деформованого стану.

Тому, згідно вищесказаному, підвищення якості поковок завжди є найактуальнішою проблемою досліджень процесів обробки металів тиском.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Однією із проблем вільного кування є збереження ресурсів, тобто метою більшості наукових робіт є удосконалення технології шляхом збільшення коефіцієнту використання металу та коефіцієнту використання тепла нагріву перед куванням, а також підвищення якості продукції. Ці питання розглянуто в підручнику [1]. Є багато матеріалу по темі вільного кування, а саме виготовлення поковок із застосуванням операції ковальської витяжки. Зокрема, типові схеми кантувань та обтиснень процесу ковальської витяжки, розрахунки переходів розглянуто в підручнику [2]. Однією з робіт, в якій розглянуто кування заготовки в комбінованих бойках з різним кутом вирізу, та на основі теоретичних і експериментальних даних отримані графіки для визначення діапазону діаметрів, в якому можна отримати поковки заданих розмірів на даній парі бойків є робота Назар'яна В.А. [3]. Під розмірами поковок мається на увазі діаметри поковок. Також за цими графіками можна визначити розміри бойків для протяжки на заданий діаметр з певним числом і величиною проміжних діаметрів. Також важливе дослідження проведено в роботі [4] по визначенню

мінімального кута кантування. В цій роботі приведена методика визначення мінімального кута кантування, тобто кута кантування при якому не здійснюється прокручування заготовки в бойках. Також в цій роботі наведені деякі режими кантувань для отримання поковок з визначеною кількістю граней.

Методики для визначення впливу термічного розігріву металу приведені в роботі [5]. В цій роботі досліджено вплив термічного розігріву металу на рівень середніх нормальних напружень в зоні деформації, однак ці дослідження проведені зі злитками які мають велику масу та зроблені зі сталі 45.

Також в роботі [6] наведені експериментальні дані та графіки по розподіленню та інтенсивності деформації в середньому перерізі зони деформації в залежності від таких змінних факторів як ступінь деформації, відносна подача та кут вирізу нижнього бойка.

Методики розрахунку напруг в зоні деформації при варіюванні параметрів ковальської витяжки в вирізних та комбінованих бойках розглянуто в роботі [7]. Також методики розрахунку впливу кута вирізу нижнього бойка на напружено-деформований стан металу в зоні деформації розглянуто у підручнику [8].

Найбільш цікаве дослідження виконане в роботі [9], в якій приведені експериментальні дані про вплив технологічних параметрів процесу протяжки на якість поковок з титанових сплавів. Ці дослідження проводилися в умовах металургійного заводу. Заготовки були зроблені зі сплаву титану ВТ9 та відковувалися при варіюванні відносної подачі, кута кантування та одиничного обтиснення. Якість металу з різних експериментальних партій порівнювалася для визначення кращого співвідношення параметрів кування.

Більшість робіт, які розглянуто вище, присвячена дослідженню процесу кування сталених заготовок, однак в наш час все більше уваги приділяється титановим заготовкам. Експериментальне визначення напружено-деформованого стану поковки при куванні є досить складним, тому вирішено використати математичне моделювання для дослідження цього процесу.

Постановка задачі. Головною метою даної роботи є визначення впливу параметрів процесу ковальської витяжки на напружено-деформований стан поковки з метою поліпшення механічних властивостей.

Для моделювання процесу вільного кування в Forge 2008® були задані параметри реального процесу кування поковок з титанового сплаву.

Вихідною заготовкою є титановий злиток зі сплаву ВТ6 діаметром 400 мм і довжиною 1450 мм. Маса вихідного злитка дорівнює 790 кг. Кінцевим виробом є поковка діаметром 187 мм і довжиною 3013 мм.

Також згідно технологічного процесу обраний оптимальний температурний інтервал для даного сплаву титану. Температурний інтервал кування становить 1150–850°C для першого етапу кування, та 980–780°C для другого етапу кування. Відповідно до технології кування титану необхідний підігрів інструменту для зменшення теплових витрат поковки. В даному випадку бойки підігріті до 300°C. При моделюванні використовуються комбіновані бойки – верхній плоский, а нижній вирізний. Розвал вирізу нижнього бойка становить 450 мм, а глибина вирізу – 160 мм на першому етапі кування, а на другому етапі кування нижній бойок замінюють на бойок з розвалом вирізу 250 мм та глибиною вирізу 100 мм.

Спочатку було запропоновано схему кантувань №1 (схема I), яка представляє собою схему кантувань «по кільцю» із 6 обтисненнями, тобто первинне обтиснення, потім два обтиснення з кантуванням на 120°, потім три обтиснення з кантуванням на 60°. Параметром, який варіювався, був сумарний ступінь деформації за прохід, і складав 10%, 20% та 30%.

Однак при моделюванні процесу вільного кування в програмі Forge 2008® за двома схемами деформації, які описані вище, створювалася велика об'ємна нерівномірність деформації (рис. 1), що призводило до вигину заготовок та неможливості подальшого моделювання процесу.

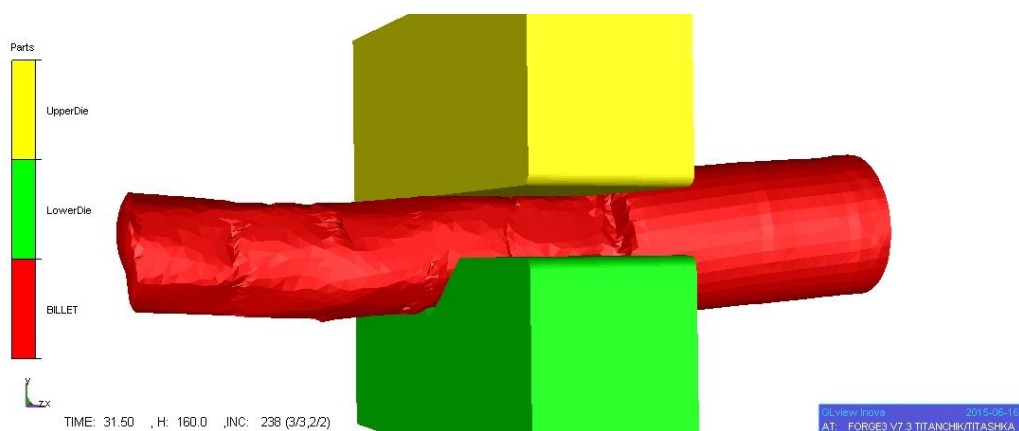


Рис. 1 – Об'ємна нерівномірність деформації металу при куванні за схемою I

Тому була запропонована схема кантувань №2 (схема II), яка представляє собою поліпшену схему I, тобто схему кантувань «по кільцю» із 16 обтисненнями: первинне обтиснення, потім два обтиснення з кантуванням на 120° , потім три обтиснення з кантуванням на 60° і десять обтиснень з кантуванням на 15° .

Запропонована схема II створювала набагато меншу об'ємну нерівномірність деформації металу, тому була обрана для подальшого моделювання процесу. Моделювання процесу вільного кування за схемою II було здійснено при 10% та 20% сумарного ступеню деформації. Для аналізу результатів моделювання було зроблено нарізки поперечних перерізів заготовки під час деформації. Нарізки виконано таким чином, як показано на рис. 2.

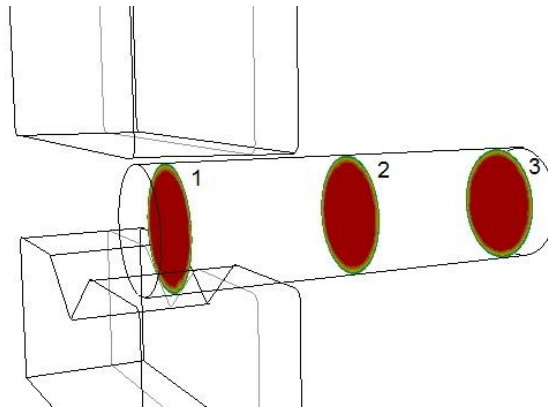


Рис. 2 – Поперечні перерізи на початку заготовки, в середині заготовки та в кінці заготовки для кожного проходу по довжині

Розподілення напруг та деформацій в поперечних перерізах при куванні за схемою II представлено на рис. 3 та рис. 4.

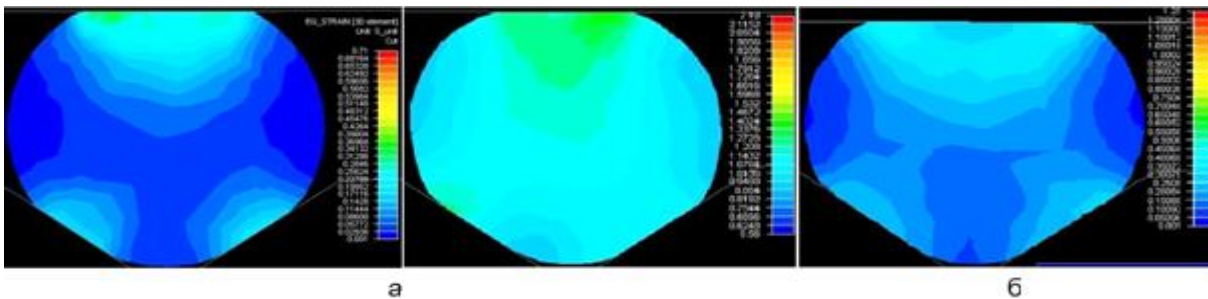


Рис. 3 – Розподілення деформацій при протяжці заготовки при 10% та 20% сумарного ступеню деформації; схема II: а – розподілення деформацій при першому і другому проході по довжині при 10% сумарної деформації; б – розподілення деформацій при 20% сумарної деформації

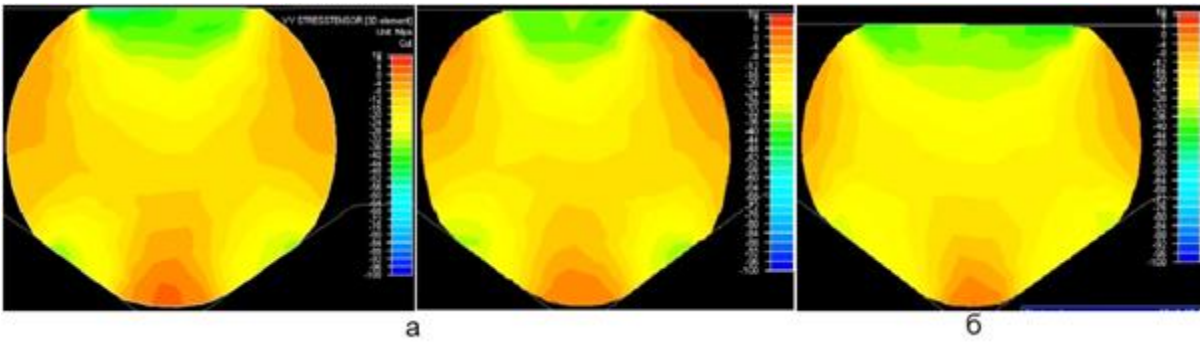


Рис. 4 – Розподілення напруг при 10% та 20% сумарного ступеню деформації; схема II: а – розподілення напруг при першому і другому проході по довжині при 10% сумарної деформації; б – розподілення напруг при 20% сумарної деформації

Рівномірність розподілення деформацій в металі визначається як можна меншою відмінністю показників деформації між собою в перерізі.

Щоб кількісно оцінити нерівномірність розподілення деформацій в поперечних перерізах був розрахований показник нерівномірності деформації K_n . Показник нерівномірності деформації може мати приймати значення не більше одиниці, так як є відношенням показників еквівалентної деформації в контрольних точках перерізу до максимального значення еквівалентної деформації в перерізі. Після того як було знайдено максимальне значення в перерізі, відносно цієї точки будувалося 4 діагоналі які розташовані під кутом 45° одна до одної. Далі на кожену діагональ було нанесено 6 контрольних точок симетрично до точки з максимальним значенням та симетрично до центру перерізу.

Більш детальний аналіз нерівномірності розподілення деформацій проведено за допомогою побудови графіків. На графіках зображено показники нерівномірності деформації в контрольних точках на діагоналях перерізу.

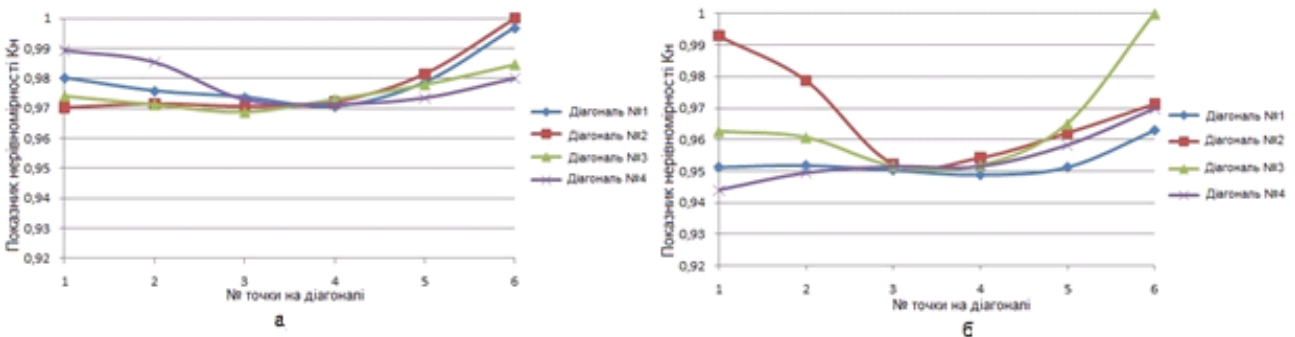


Рис. 5 – Розподілення нерівномірності деформації в поперечному перерізі заготовки: а – при куванні з 10% сумарного ступеня деформації та б – при куванні з 20% сумарного ступеня деформації

Зі збільшенням сумарного ступеню деформації, як видно з рис. 5, нерівномірність розподілення деформацій, від осьової частини поковки до її периферії, також збільшується. Але у випадку кування при 10% сумарного ступеню деформації спостерігається менша нерівномірність розподілу деформації в об'ємі металу, так як найменше значення показника нерівномірності деформації дорівнює 0,97 в порівнянні з 0,945 для випадку кування при 20% сумарного ступеню деформації за схемою II.

В повздовжньому перерізі було взято 15 контрольних точок розташованих на однаковій відстані одна від одної. Значення показника нерівномірності в точках приведено на рис. 6.

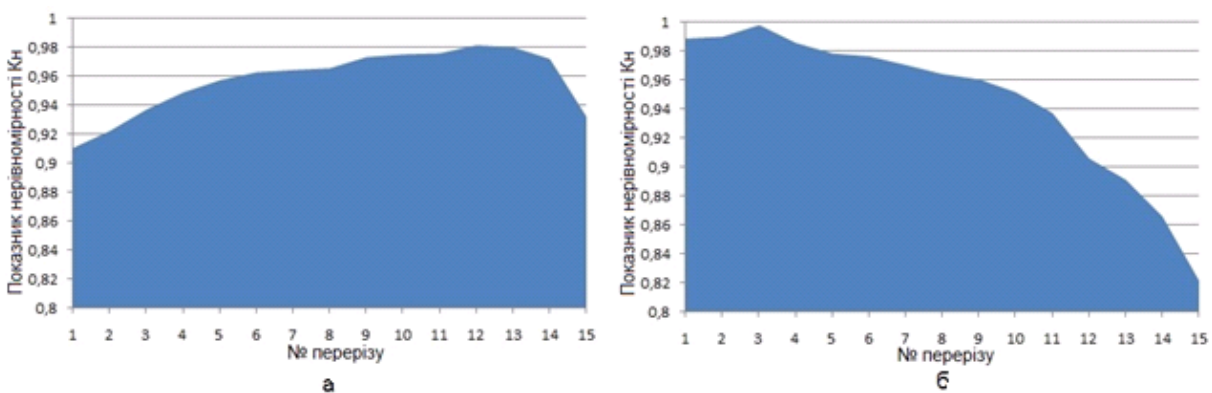


Рис. 6 – Розподілення нерівномірності деформації в повздовжньому перерізі заготовки: а – при куванні з 10% сумарного ступеня деформації та б – при куванні з 20% сумарного ступеня деформації

Кування при 10% сумарного ступеню деформації створює меншу нерівномірність розподілення деформацій по довжині заготовки, як видно з рис. 6, тобто крива на рис. 6, а, є більш пологою та має менший мінімальний показник нерівномірності деформації (0,91 у порівнянні з 0,82 для кування при 20% сумарного ступеню деформації).

Висновки проведеного дослідження.

1) В сучасному виробництві поковок валів не існує визначеної схеми кантувань, тому в даній роботі запропоновано схему II для оптимізації технології виробництва.

2) Більш оптимальним є кування при 10% сумарного ступеня деформації за схемою II, яка забезпечує меншу нерівномірність розподілення деформацій в об'ємі металу.

3) Кування титанових заготовок необхідно здійснювати при менших обтисненнях для отримання меншої нерівномірності розподілення деформацій в металі, і як наслідок – меншої нерівномірності розподілення механічних властивостей в об'ємі металу.

4) Дані цього дослідження можна використати для написання програм для автоматизованих кувальних комплексів, або використати на підприємствах для отримання титанових поковок.

Список літератури: 1. *Стасовський Ю.М.* Ресурсозбереження та екологія в процесах обробки металів тиском: Підручник / Ю.М. Стасовський, В.Л. Чухліб, В.В. Бояркін. – Дніпропетровськ: Пороги, 2013. – 353 с. 2. *Соколов Л.М.* Технологія кування: підручник для студентів вищих технічних навчальних закладів / Л.М. Соколов, І.С. Алієв, О.Є. Марков, Л.І. Алієва. – Краматорськ: ДДМА, 2011. – 268 с. 3. *Назар'ян В.А.* Алгоритм назначенія режимов ковки при протяжке в вырезных и комбинированных бойках // Кузнечно–штамповочное производство. Обработка метал лов давлением. 1997. №9. С. 8–11. 4. *Назар'ян В.А.* Оптимизация процесса кузнечной протяжки / В.А. Назар'ян, О.М. Маракушина // Кузнечно–штамповочное производство. Обработка метал лов давлением. 1998. №4. – С. 22–30. 5. *Антощенко Ю.М.* Связь напряжений с тепловым состоянием металла при ковке // Кузнечно–штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2002. №5. С. 12–17. 6. *Мохов А.И.* Повышение качества деформированного металла при ковке крупных поковок валов / А.И. Мохов, В.С. Максимук, А.Ю. Петунин, С.И. Данилин // Кузнечно–штамповочное производство. Обработка метал лов давлением. 1995. – №5. С. 5–7. 7. *Назар'ян В.А.* Расчет напряженного состояния при ковке–протяжке заготовок круглого сечения // Кузнечно–штамповочное производство. Обработка метал лов давлением. 1998. №6. – С. 13–16. 8. *Кальченко П.П.* Новые технологические процессы ковки крупных прессовых поковок.: монография / П.П. Кальченко, О.Е. Марков – Краматорск: ДГМА, 2014. – 100 с. 9. *Машеков С.А.* Влияние технологических параметров ковки на качество заготовок из титановых сплавов / С.А. Машеков, В.А. Петров, А.В. Котелкин // Кузнечно–штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 1991. – №9. С. 4–5.

Bibliography (transliterated): 1. *Stasovs'kyu Yu.M.* Resursozberzhennya ta ekolohiya v protsesakh obrobky metaliv tyskom: Pidruchnyk / Yu.M. Stasovs'kyu, V.L. Chukhlib, V.V. Boyarkin. – Dnipropetrovs'k: Porohy, 2013. – 353 p. 2. *Sokolov L.M.* Tekhnolohiya kuvannya: pidruchnyk dlya studentiv vyshchyykh tekhnichnykh navchal'nykh zakladiv / L.M. Sokolov, I.S. Aliyev, O.Ye. Markov, L.I. Aliyeva. – Kramators'k: DDMA, 2011. – 268 p. 3. *Nazar'yan V.A.* Alhorytm naznachenyya rezhymov kovky pry protyazhke v vyreznykh y kombynurovannykh boykakh // Kuznechno–shtampovochnoe proyzvodstvo. Obrabotka metal lov davlenym. 1997. – No 9. – P. 8–11. 4. *Nazar'yan V.A.* Optymyzatsyya protsessa kuznechnoy protyazhky / V.A. Nazar'yan, O.M. Marakushyna // Kuznechno–shtampovochnoe proyzvodstvo. Obrabotka metal lov davlenym. 1998. – No 4. – P. 22–30. 5. *Antoshchenkov Yu.M.* Svyaz' napryazhenyy s teplovyim sostoyanyem metalla pry kovke // Kuznechno–shtampovochnoe proyzvodstvo. Obrabotka metallov davlenym. 2002. – No 5. – P. 12–17. 6. *Mokhov A.Y.* Povyshenye kachestva deformyrovannoho metalla pry kovke krupnykh pokovok valov / A.Y. Mokhov, V.S. Maksymuk, A.Yu. Petunyn, S.Y. Danylyn // Kuznechno–shtampovochnoe proyzvodstvo. Obrabotka metal lov davlenym. 1995. – No 5. – P. 5–7. 7. *Nazar'yan V.A.* Raschet napryazhenoho sostoyanyya pry kovke–protyazhke zahotovok kruhloho sechenyya // Kuznechno-shtampovochnoe proyzvodstvo. Obrabotka metal lov davlenym. 1998. – No 6. – P. 13–16. 8. *Kal'chenko P.P.* Novyye tekhnolohycheskye protsessy kovky krupnykh pressovykh pokovok.: monohrafiyya / P.P. Kal'chenko, O.E. Markov – Kramatorsk: DHMA, 2014. – 100 p. 9. *Mashekov S.A.* Vlyyanye tekhnolohycheskykh parametrov kovky na kachestvo zahotovok yz tytanovykh splavov / S.A. Mashekov, V.A. Petrov, A.V. Kotelkyn // Kuznechno–shtampovochnoe proyzvodstvo. Obrabotka metallov davlenym. 1991.– No 9. – P. 4–5.

Поступила (recieved) 28.10.2015

ЗМІСТ

Автухов А. К. Подбор в комплект двухслойных хромоникелевых валков исполнения ЛПХНМД...	3
Алиев И. С., Пыц Е. Я., Пыц Я. Е. Расчет температурных и силовых параметров локального деформирования трубчатой заготовки при фрикционном нагреве и влияние их на микроструктуру полученного изделия.....	8
Алиева Л. И., Грудкина Н. С. Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода.....	21
Загорянский В. Г. Разработка методики расчета обжатий при горячей прокатке симметричного биметаллического пакета на основе расчета деформаций его слоев.....	32
Колтакова А. А., Даниленко В. Я., Северин А. Ю. К вопросу определения массы падающих частей молота при штамповке.....	39
Кузьменко В. И., Зальвовский А. Ю., Таки Ахмед Исследование технологического процесса холодного выдавливания ступенчатых валов.....	52
Минчев Р. М., Дитиненко С. А. Аналитическое определение шероховатости поверхности при шлифовании.....	56
Новиков Ф. В., Кленов О. С. Повышение точности механической обработки деталей машин.....	63
Новиков Ф. В., Рябенков И. А. Технологические возможности прерывистого шлифования.....	71
Плеснецов С. Ю., Тришевский О. И. Теоретический анализ деформированного состояния металла в местах изгиба до 180°.....	77
Пузырь Р. Г. Расчет компонент тензора напряжений на радиусе закругления профилирующего ролика при радиально-ротационном профилировании ободьев колес.....	86
Розов Ю. Г. Гидроэкструзия с дифференцированным противодавлением трубчатой заготовки на подвижной гладкой оправке.....	93
Сабол С. Ф., Піманов В. В., Коробка Є. М. Комбіноване холодне видавлювання конічної порожнистої заготовки для виробу спеціального призначення.....	103

Сикульский В. Т. Разработка устройств для формообразования и доводки монолитных панелей сложных форм.....	108
Симонова А. А. Обрабатываемость резанием титанового субмикроструктурного сплава ВТ6.....	121
Сучков Г. М., Хомяк Ю. В., Глоба С. Н., Слободчук А. Ю. Компьютерный вихретоковый дефектоскоп для автоматизированных систем контроля.....	131
Татьков В. В., Музыкин Ю. Д., Путники А. Ю., Мацко С. В., Москаленко П. П., Мудрицкий С. А., Новоселов Ю. В. Системы жидкой циркуляционной смазки Ж-1, Ж-2 прокатного стана НТЛС «1680» ОАО «ЗАПОРОЖСТАЛЬ».....	138
Тітов В. А., Злочевська Н. К. Закономірності формування механічних та структурних властивостей гомогенних та структурно-неоднорідних матеріалів в умовах великих пластичних деформацій зсуву.....	145
Тришевський О. І., Салтавець М. В. Визначення швидкості переміщення шарів металу і інтенсивності виділення тепла при чисельному рішенні задач нестационарної теплопровідності.....	153
Чухліб В. Л., Клемешов Є. С., Гринкевич В. О., Дия Х. Дослідження напружено-деформованого стану при протяжці титанового сплаву з метою оптимізації параметрів кування.....	159
Реферати	169
Рефераты	175
Abstracts	181

РЕФЕРАТИ

УДК. 621.771.07:669.24/29

Подбор в комплект двухслойных хромоникелевых валков исполнения ЛПХНМД / А. К. Автухов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 3–8. Бібліогр.: 10 назв.

У статті представлені основні методи, використовувані при комплектуванні двошарових хромонікелевих валків перед установкою в кліть листових станів. Наведено результати з вивчення можливості прогнозування напрацювання валків. Показано, що магнітний контроль по коерцитивній силі робочого шару прокатних валків при комплектуванні дозволяє підібрати валки з однаковим ресурсом і підвищити ефективність їх використання.

Ключові слова: прокатні валки, комплектування валків, робочий шар, ресурс, магнітний контроль, коерцитивна сила.

УДК 621.73.06–52

Расчет температурных и силовых параметров локального деформирования трубчатой заготовки при фрикционном нагреве и влияние их на микроструктуру полученного изделия / И. С. Алиев, Е. Я. Пыц, Я. Е. Пыц // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 8–21. Бібліогр.: 19 назв.

Деформування трубчастої заготовки інструментом тертя – процес, для якого характерна локалізація пластичної деформації, величина зони впливу якої значно менше величини деформуваної частини заготовки. При такому процесі зона деформації постійно переміщається уздовж поверхні труби, симетрична форма поперечного перерізу якої в процесі деформування не зберігається. Наведено аналіз площі контакту інструменту із заготівлею, наведені фактори, що впливають на зусилля обкатки, а також визначені основні складові зусилля обкатки. Проведено математичний розрахунок основних складових зусилля обкатки і визначено характер розподілу зусилля обкатки за часом. Представлені графічні залежності зусилля обкатки від часу при різних комбінаціях факторів впливають на обкатку. Проведено аналіз микроструктури заготовок при фрикційному нагріванні і порівняння отриманих даних з результатом мікроаналізу заготовки нагрівається за допомогою індукційного нагріву.

Ключові слова: ротаційна обкатка, зусилля обкатки, локальна деформація, зона контакту, сила тертя, фрикційний нагрів, микроструктура заготовки.

УДК 621.777.01

Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 21–32. Бібліогр.: 17 назв.

Розглянуто етапи проектування технологічних процесів холодного видавлювання, які передбачають системний підхід та імітаційне моделювання процесів поетапного формоутворення. Запропоновано бази кінематичних модулів і моделей, що розширюють можливості проектування процесів холодного видавлювання і побудовані на основі енергетичного методу верхньої оцінки. Продемонстровано можливість реалізації основних етапів проектування процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання з урахуванням оцінки дефектоутворення форми на заключній стадії процесу при різних співвідношеннях розмірів заготовки.

Ключові слова: комбіноване видавлювання; етапи проектування; енергетичний метод, розрахункові моделі; кінематичні модулі; прогнозування формоутворення.

УДК 621.771.8

Разработка методики расчета обжатий при горячей прокатке симметричного биметаллического пакета на основе расчета деформаций его слоев / В. Г. Загорянский // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 32–39. Бібліогр.: 7 назв.

Розроблена методика розрахунку режиму обтискань при гарячому плющенні чотиришарових симетричних пакетів «вуглецева сталь + нержавіюча сталь». Режим обтиснень визначається вихідною товщиною біметалічного листа і товщиною плакуючого шару в ньому, а також початковою товщиною плакуючих листів в пакеті. Розрахунок коефіцієнтів висотної деформації – середнього і по проходах дозволяє розрахувати необхідну кількість проходів при плющенні і обтискання по проходах.

Ключові слова: розрахункова методика, режим обтискань, гаряче плющення, чотиришаровий пакет, корозійностійкий біметал.

УДК 621.979

К вопросу определения массы падающих частей молота при штамповке / А. А. Колтакова, В. Я. Даниленко, А. Ю. Северин // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 39–50. Бібліогр.: 7 назв.

У роботі розглянуті можливості перевірки технічного стану пароповітряних штампувальних молотів на основі оцінки ефективної енергії удару. З переходом заводів з відпрацьованого пара на роботу на повітрі, на молотах спостерігається падіння продуктивності і зниження енергії повного удару на 12...17%. Це призводить до необхідності нанесення додаткової кількості ударів, що призводить до перевитрати енергоносія через що відбувається знос деталей як молота так і штампа. У роботі проведено розрахунки енергії удару для чотирьох типів молотів. Отримані результати показали, що для розрахунків необхідно враховувати дійсний хід падаючих частин. За отриманими результатами запропонований алгоритм перевірки стану пароповітряних молотів.

Ключові слова: молот, падаючі частини, енергія удару, дійсний хід падаючих частин, економічна ефективність, енергоносії.

УДК 621.777.4

Исследование технологического процесса холодного выдавливания ступенчатых валов / В. И. Кузьменко, А. Ю. Зальвовский, Ахмед Таки // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 52–56. Бібліогр.: 4 назви.

Робота присвячена дослідженню процесів штампування ступінчастих валів редукуванням і висадкою з урахуванням можливої втрати стійкості заготовки яку висаджують, а також валів з ексцентриками шляхом використання прогресивних методів обробки металів тиском. Запропоновано та розглянуто можливі варіанти техпроцесів холодного видавлювання і висадки зі зсувом (вигином) для отримання заготовки екс-центрикового валу гальмівної системи автотракторної техніки. Описані результати досліджень, отримані за допомогою.

Ключові слова: ступінчастий вал, ексцентриковий вал, висадка, макроструктура, метод кінцевих елементів (МКЕ).

УДК 621.923

Аналитическое определение шероховатости поверхности при шлифовании / Р. М. Минчев, С. А. Дитиненко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 56–62. Бібліогр.: 8 назв.

Розроблено розрахункову схему визначення шорсткості поверхні при шліфуванні на основі рівномірного й імовірнісного характеру участі зерен круга в різанні, що дозволило обґрунтувати умови зменшення шорсткості й вибрати оптимальну зернистість круга для заданої шорсткості

поверхні. Показано, що при розрахунку оптимальної зернистості круга можна обмежитися розглядом рівномірного характеру участі зерен круга в різанні, враховуючи ймовірність участі зерен круга в різанні за рахунок 2-кратної поправки на встановлену зернистість круга.

Ключові слова: шліфування, шліфувальний круг, абразивні зерна, режими шліфування, шорсткість поверхні, зернистість круга, теоретико-ймовірнісний підхід.

УДК 621.923

Повышение точности механической обработки деталей машин / Новиков Ф.В., Кленов О.С. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 63–71. Бібліогр.: 6 назв.

Розроблено математичну модель визначення похибок механічної обробки з позиції балансу пружних переміщень, що виникають у технологічній системі, і робочих переміщень інструмента в процесі різання. Розрахунками встановлено, що величина пружного переміщення при шліфуванні за жорсткою схемою математично описується біноміальним рядом. Доведено, що існує стале значення пружного переміщення, обумовлене рівністю сили різання й сили пружності. Виходячи із цього, визначено оптимальні параметри обробки при шліфуванні з відносно низькою жорсткістю технологічної системи.

Ключові слова: механічна обробка, шліфування, інструмент, точність обробки, пружне переміщення, технологічна система, сила різання, глибина шліфування.

УДК 621.923

Технологические возможности прерывистого шлифования / Новиков Ф.В., Рябенков И.А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 71–77. Бібліогр.: 7 назв.

У роботі аналітично описана питома інтенсивність шліфування й показано, що зі зменшенням умовного напруження різання питома інтенсивність шліфування збільшується, що сприяє підвищенню ефективності шліфування. Аналітично встановлено, що при переривчастому шліфуванні умовне напруження різання менше, а питома інтенсивність шліфування більше, ніж при звичайному шліфуванні суцільним кругом, внаслідок збільшення відношення товщини зрізу окремим зерном круга до радіуса округлення зерна. Це дозволило обґрунтувати технологічні можливості переривчастого шліфування з позиції механіки процесу різання.

Ключові слова: шліфування, процес різання, переривчастий круг, різальне зерно, питома інтенсивність шліфування, товщина зрізу, умовне напруження різання, мікрорізання.

УДК 621.77.014

Теоретический анализ деформированного состояния металла в местах изгиба до 180° / С. Ю. Плеснецов, О. И. Тришевский /// Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 77–86. Бібліогр.: 8 назв.

У статті розглядається теоретичне моделювання процесу згину до 180°. Наведено вирішення задачі з визначення деформацій методом механіки щільних середовищ з описом деформацій полем швидкостей переміщень. Наведено співставний аналіз деформованого стану через моделювання процесу методом кінцевих елементів. Наведено графічний опис результатів для окремого випадку задачі.

Ключові слова: теоретичний аналіз, деформований стан, метод кінцевих елементів, метод механіки щільних середовищ.

УДК. 621.7.044

Расчет компонент тензора напряжений на радиусе закругления профилирующего ролика при радиально-ротационном профилировании ободьев колес / Р. Г. Пузырь // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 86–93. Бібліогр.:9 назв.

Розглядаються питання визначення поля напружень при Формозміна ободів коліс із сталевих заготовок на першому переході радіально-ротацийного профілювання. Зацікавлення визначення напружень на радіусі заокруглення профілюючого ролика, оскільки саме місця сполучень різних елементів профілю обода відчують під час експлуатації найбільші навантаження. Результати теоретичного дослідження дозволяють аналізувати виникаючі в процесі деформування напруги і визначати сукупність технологічних і конструкторських параметрів процесу профілювання, які роблять значний вплив на величину і розподіл нормальних і дотичних напружень.

Ключові слова: обід, профілювання, заготівля, радіус закруглення, деформація.

УДК 621.777

Гидроэкструзия с дифференцированным противодавлением трубчатой заготовки на подвижной гладкой оправке / Ю. Г. Розов// Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 93–103. Бібліогр.:8 назв.

Запропоновано нову перспективну технологію гідропресування ствольної заготовки на рухомій гладкій оправці.

Розроблена технологія отримання довгомірних ствольних заготовок дозволяє знизити собівартість виготовлення виробів і підвищити продуктивність виробництва стволів стрілецької зброї, за рахунок виключення з технологічного процесу методів отримання заготовок на спеціальному обладнанні.

Ключові слова: технологія, гідропресування, оправка, ствол, ствольна заготовка, моделювання, прес, штампове оснащення, матриця.

УДК 621.777

Комбіноване холодне видавлювання конічної порожнистої заготовки для виробу спеціального призначення / С.Ф. Сабол, В.В. Піманов, Є.М. Коробка // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 103–107. Бібліогр.:4 назви.

Запропоновано схему комбінованого видавлювання конічної порожнистої заготовки. За допомогою методу скінчених елементів (МСЕ) в програмному комплексі DEFORM-3D проведено теоретичний аналіз процесу. Визначено залежність зусилля процесу від переміщення пуансону, отримано розподіл нормальних напружень на матриці, пуансоні та виштовхувачі штампу. Приведено розподіл інтенсивності напружень та деформацій а також ступеню використання ресурсу пластичності в здеформованій заготовці в моменті дії максимального зусилля процесу.

Ключові слова: комбіноване холодне видавлювання, конічний порожнистий виріб, зусилля видавлювання, інтенсивність напружень та деформацій, ступінь використання ресурсу пластичності.

УДК 621.981.06

Разработка устройств для формообразования и доводки монолитных панелей сложных форм / В.Т. Сиккульский // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 108–120. Бібліогр.: 6 назви.

Наведено класифікатор монолітних панелей, що використовуються в конструкції літаків, отримання яких має технологічні проблеми при їх формоутворенні: недостатню точність, високу трудомісткість доводочних робіт та ін. Дана класифікація методів формоутворення панелей з ребрами, у тому числі методів формоутворення до механічної обробки, а також з використанням лазерного профілювання. Сформульовані вимоги до технологічних процесів формозміни та доводки панелей з ребрами складних форм. Запропоновано метод формозміни локальним деформуванням з використанням згинальних моментів і осьових зусиль. Розглянуто можливі схеми деформування і

запропоновані пристрої для реалізації процесу. Наведено короткий опис пристроїв для доводки та правки панелей з ребрами без використання преса, а також спеціального штампку для виробництва панелей подвійної кривизни розводкою середніх зон. Описано результати випробування процесу на зразках з алюмінієвих сплавів і наведені основні технологічні рекомендації.

Ключові слова: формоутворення, посадка, розводка, вигин, доведення форми, точність формоутворення, подвійна кривизна

УДК 621.922.04

Обрабатываемость резанием титанового субмикроструктурного сплава ВТ6 / А. А. Симонова // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 121–131. Бібліогр.:7 назв.

Наведено результати експериментальних досліджень та методика визначення показників оброблюваності (коефіцієнта усадки стружки, кут нахилу умовної площини зсуву, силові характеристики процесу різання та коефіцієнт тертя). Надані дані зазначають поліпшення оброблюваності титанового сплаву у субмикроструктурному стані, однак температурно-силові явища процесу різання впливають на зміну структури та, відповідно на показники оброблюваності.

Ключові слова: оброблюваність, субмикроструктурний титановий сплав, коефіцієнт усадки стружки, сила різання.

УДК 620.179.14

Компьютерный вихретоковый дефектоскоп для автоматизированных систем контроля / Г. М. Сучков, Ю. В. Хомяк, С. Н. Глоба, А. Ю. Слободчук // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 131–137. Бібліогр.:8 назв.

Робота присвячена розробці вихреструмове дефектоскопа для неруйнівного контролю металевих виробів. Описана структурна схема приладу, основою якого є мікроконтролер на базі ядра Cortex M0. В якості керуючого мікроконтролера використана мікросхема STM32F030F4P6 виробництва компанії STMicroelectronics. Розроблено макет вихреструмове дефектоскопа, який складається з електронного блоку, що підключається до персонального комп'ютера через USB-роз'єм і перетворювача.

Ключові слова: неруйнівний контроль, вихреструмова дефектоскопія, вихреструмівий перетворювач, мікроконтролер, поверхневий дефект.

УДК 621.771

Системы жидкой циркуляционной смазки Ж-1, Ж-2 прокатного стана НТЛС «1680» ОАО «ЗАПОРОЖСТАЛЬ» / В. В. Татьков, Ю. Д. Музыкин, А. Ю. Путники, С. В. Мацко, П. П. Москаленко, С. А. Мудрицкий, Ю. В. Новоселов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 138–144. Бібліогр.:4 назви.

Розглянути питання забезпечення сталої роботи систем рідинного циркуляційного мастила для шестерневих клітей та силових редукторів головних приводів робочих клітей прокатного стану НТЛС «1680».

Надана гідравлічна схема мастильних станцій Ж-1 та Ж-2, а також наведені параметри, які контролюються у процесі роботи як за допомогою мнемосхем, і так і аналогових приборів. Наведені мастильні системи забезпечують дотримання розрахункових режимів роботи в парах тертя за рахунок безперервного надання мастильного матеріалу до зон тертя.

Ключові слова: прокатний стан; робоча та шестернева кліть, гідравлічна схема, мастильна система, тертя, спряжиння.

УДК 621.438.002.2

Закономірності формування механічних та структурних властивостей гомогенних та структурно-неоднорідних матеріалів в умовах великих пластичних деформацій зсуву / В. А. Тітов, Н. К. Злочевська // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 145–153. Бібліогр.:14 назв.

Встановлені закономірності формування структурних властивостей шляхом деформування в ізотермічних умовах. На основі експериментального формоутворення методом гвинтового уширяючого пресування 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: гвинтове уширяюче пресування, інтенсивна пластична деформація, структурні та механічні властивості, ізотермічне пресування.

УДК 628.16:621.981.3

Визначення швидкості переміщення шарів металу і інтенсивності виділення тепла при чисельному рішенні задач нестационарної теплопровідності / О. І. Тришевський, М. В. Салтавець // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 153–159. Бібліогр.:11 назв.

Встановлено, що для чисельного рішення теплофізичних задач теплообміну системи валок – полоса, що описуються рівняннями нестационарної теплопровідності, найбільш ефективним є вибраний метод кінцевих від'ємностей, на основі якого визначені залежності швидкості переміщення шарів металу і підвищення температури внаслідок його пластичного деформування. Виконані дослідження є основою для подальшого вирішення нелінійних задач, що описуються рівняннями нестационарної теплопровідності, зокрема задач теплового стану системи валок – полоса при прокатці.

Ключові слова: гаряча прокатка, смуга, математична модель, тепловий стан, надшвидкісне охолодження, чисельне рішення, метод кінцевих різниць.

УДК 621.7

Дослідження напружено-деформованого стану при протяжці титанового сплаву з метою оптимізації параметрів кування / В. Л. Чухліб, Є. С. Клемшов, В. О. Гринкевич, Х. Дия // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 159–166. Бібліогр.:9 назв.

Якість поковок повинна забезпечувати високі показники механічних властивостей. Тому метою даної статті є дослідження впливу характеристик параметрів процесу протяжки (схеми кантувань) на схему напружено-деформованого стану поковки (розподілення напруг та деформацій) з титанового сплаву за допомогою математичного моделювання. Результатом дослідження є залежності нерівномірності розподілення деформацій в металі. При порівнянні впливу сумарного ступеню деформації при куванні визначено, що оптимальним сумарним ступенем деформації є 10%.

Ключові слова: титан; сплав; міцність; якість; схема кантувань; розподілення напруг; розподілення деформацій

РЕФЕРАТЫ

УДК. 621.771.07:669.24/29

Подбор в комплект двухслойных хромоникелевых валков исполнения ЛПХНМД / А. К. Автухов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 3–8. Бібліогр.: 10 назв.

В статье представлены основные методы, используемые при комплектовании двухслойных хромоникелевых валков перед установкой в клеть листовых станов. Приведены результаты по изучению возможности прогнозирования наработки валков. Показано, что магнитный контроль по коэрцитивной силе рабочего слоя прокатных валков при комплектовании позволяет подобрать валки с одинаковым ресурсом и повысить эффективность их использования.

Ключевые слова: прокатные валки, комплектование валков, рабочий слой, ресурс, магнитный контроль, коэрцитивная сила.

УДК 621.73.06–52

Расчет температурных и силовых параметров локального деформирования трубчатой заготовки при фрикционном нагреве и влияние их на микроструктуру полученного изделия / И. С. Алиев, Е. Я. Пыц, Я. Е. Пыц // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 8–21. Бібліогр.: 19 назв.

Деформирование трубчатой заготовки инструментом трения – процесс, для которого характерна локализация пластической деформации, величина зоны влияния которой значительно меньше величины деформируемой части заготовки. При таком процессе зона деформации постоянно перемещается вдоль поверхности трубы, симметричная форма поперечного сечения которой в процессе деформирования не сохраняется. Приведен анализ площади контакта инструмента с заготовкой, приведены факторы, влияющие на усилие обкатки, а также определены основные составляющие усилия обкатки. Проведен математический расчет основных составляющих усилия обкатки и определен характер распределения усилия обкатки по времени. Представлены графические зависимости усилия обкатки от времени при различных комбинациях факторов, влияющих на обкатку. Проведен анализ микроструктуры заготовок при фрикционном нагреве и сравнение полученных данных с результатом микроанализа заготовки, нагреваемой при помощи индукционного нагрева.

Ключевые слова: ротационная обкатка, усилие обкатки, локальная деформация, зона контакта, сила трения, фрикционный нагрев, микроструктура заготовки.

УДК 621.777.01

Особенности проектирования процессов холодного выдавливания на основе развития модульного подхода в рамках энергетического метода / Л. И. Алиева, Н. С. Грудкина // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 21–32. Бібліогр.: 17 назв.

Рассмотрены этапы проектирования технологических процессов холодного выдавливания, предусматривающие системный подход и имитационное моделирование процессов поэтапного формообразования. Предложены базы кинематических модулей и моделей, расширяющие возможности проектирования процессов холодного выдавливания и построенные на основе энергетического метода верхней оценки. Продемонстрирована возможность реализации основных этапов проектирования процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания с учетом оценки дефектообразования формы на заключительной стадии процесса при различных соотношениях размеров заготовки.

Ключевые слова: комбинированное выдавливание; этапы проектирования; энергетический метод, расчетные модели; кинематические модули; прогнозирование формообразования.

УДК 621.771.8

Разработка методики расчета обжатий при горячей прокатке симметричного биметаллического пакета на основе расчета деформаций его слоев / В. Г. Загорянский // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 32–39. Бібліогр.: 7 назв

Разработана методика расчета режима обжатий при горячей прокатке четырехслойных симметричных пакетов «углеродистая сталь + нержавеющая сталь». Режим обжатий определяется конечной толщиной биметаллического листа и толщиной лакирующего слоя в нем, а также исходной толщиной лакирующих листов в пакете. Расчет коэффициентов высотной деформации – среднего и по проходам позволяет рассчитать необходимое количество проходов при прокатке и обжатия по проходам.

Ключевые слова: расчетная методика, режим обжатий, горячая прокатка, четырехслойный пакет, коррозионностойкий биметалл.

УДК 621.979

К вопросу определения массы падающих частей молота при штамповке / А. А. Колтакова, В. Я. Даниленко, А. Ю. Северин // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 39–51. Бібліогр.: 7 назв.

В работе рассмотрены возможности проверки технического состояния паровоздушных штамповочных молотов на основе оценки эффективной энергии удара. З переходом заводов из отработанного пара на работу на воздухе, на молотах наблюдается падение производительности и снижение энергии полного удара на 12 ... 17%. Это приводит к необходимости нанесения дополнительного количества ударов, что приводит к перерасходу энергоносителя из-за чего происходит износ деталей как молота, так и штампа. В работе проведены расчеты энергии удара для четырех типов молотов. Полученные результаты показали, что для расчетов необходимо учитывать действительный ход падающих частей. По полученным результатам предложен алгоритм проверки состояния паровоздушных молотов.

Ключевые слова: молот, падающие части, энергия удара, действительный ход падающих частей, экономическая эффективность, энергоноситель.

УДК 621.777.4

Исследование технологического процесса холодного выдавливания ступенчатых валов / В. И. Кузьменко, А. Ю. Зальвовский, Ахмед Таки // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 52–56. Бібліогр.: 4 назви.

Работа посвящена исследованию процессов штамповки ступенчатых валов редуцированием и высадкой с учетом возможной потери устойчивости высаживаемой заготовки, а также валов с эксцентриками путем использования прогрессивных методов обработки металлов давлением. Предложены и рассмотрены возможные варианты техпроцессов холодного выдавливания и высадки со сдвигом (изгибом) для получения заготовки эксцентрикового вала тормозной системы автотракторной техники. Описаны результаты исследований, полученные с помощью метода конечных элементов (МКЭ).

Ключевые слова: ступенчатый вал, эксцентриковый вал, высадка, макроструктура, метод конечных элементов (МКЭ).

УДК 621.923

Аналитическое определение шероховатости поверхности при шлифовании / Р. М. Минчев, С. А. Дитиненко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 56–62. Бібліогр.: 8 назв.

Разработана расчетная схема определения шероховатости поверхности при шлифовании на основе равномерного и вероятностного характера участия зерен круга в резании, что позволило обосновать условия уменьшения шероховатости и выбрать оптимальную зернистость круга для заданной шероховатости поверхности. Показано, что в первом приближении при расчете оптимальной зернистости круга можно ограничиться рассмотрением равномерного характера участия зерен круга в резании, учитывая вероятность участия зерен круга в резании за счет 2-кратной поправки на установленное значение зернистости круга.

Ключевые слова: шлифование, шлифовальный круг, абразивные зерна, режимы шлифования, шероховатость поверхности, зернистость круга, теоретико-вероятностный подход.

УДК 621.923

Повышение точности механической обработки деталей машин / Новиков Ф.В., Кленов О.С. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 63–71. Бібліогр.: 6 назв.

Разработана математическая модель определения погрешностей механической обработки с позиции баланса упругих перемещений, возникающих в технологической системе, и рабочих перемещений инструмента в процессе резания. Расчетами установлено, что величина упругого перемещения при шлифовании по жесткой схеме математически описывается биномиальным рядом. Доказано, что существует установившееся значение упругого перемещения, определяемого равенством силы резания и силы упругости. Исходя из этого, определены оптимальные параметры обработки при шлифовании с относительно низкой жесткостью технологической системы.

Ключевые слова: механическая обработка, шлифование, инструмент, точность обработки, упругое перемещение, технологическая система, сила резания, глубина шлифования.

УДК 621.923

Технологические возможности прерывистого шлифования / Новиков Ф.В., Рябенков И.А. // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 71–77. Бібліогр.: 7 назв.

В работе аналитически описана удельная интенсивность шлифования и показано, что с уменьшением условного напряжения резания удельная интенсивность шлифования увеличивается, что способствует повышению эффективности шлифования. Аналитически установлено, что при прерывистом шлифовании условное напряжение резания меньше, а удельная интенсивность шлифования больше, чем при обычном шлифовании сплошным кругом, вследствие увеличения отношения толщины среза отдельным зерном круга к радиусу округления зерна. Это позволило обосновать технологические возможности прерывистого шлифования с позиции механики процесса резания.

Ключевые слова: шлифование, процесс резания, прерывистый круг, режущее зерно, удельная интенсивность шлифования, толщина среза, условное напряжение резания, микрорезание.

УДК 621.77.014

Теоретический анализ деформированного состояния металла в местах изгиба до 180° / С. Ю. Плеснецов, О. И. Тришевский /// Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 77–86. Бібліогр.: 8 назв.

В статье рассматривается теоретическое моделирование процесса изгиба до 180°. Приведено решение задачи по определению деформаций методом механики сплошных сред с описанием деформаций полем скоростей перемещений. Приведен сопоставительный анализ деформированного состояния посредством моделирования процесса методом конечных элементов. Приведены графические описания результатов для частного случая данной задачи.

Ключевые слова: теоретический анализ, деформированное состояние, метод конечных элементов, метод механики сплошных сред

УДК. 621.7.044

Расчет компонент тензора напряжений на радиусе закругления профилирующего ролика при радиально-ротационном профилировании ободьев колес / Р. Г. Пузырь // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 86–93. Бібліогр.:9 назв.

Рассматриваются вопросы определения поля напряжений при формоизменении ободьев колес из стальных заготовок на первом переходе радиально-ротационного профилирования. Интерес представляет определение напряжений на радиусе закругления профилирующего ролика, так как именно места сопряжений различных элементов профиля обода испытывают во время эксплуатации наибольшие нагрузки. Результаты теоретического исследования позволяют анализировать возникающие в процессе деформирования напряжения и определять совокупность технологических и конструкторских параметров процесса профилирования, которые оказывают значительное влияние на величину и распределение нормальных и касательных напряжений.

Ключевые слова: обод, профилирование, заготовка, радиус закругления, деформация.

УДК 621.777

Гидроэкструзия с дифференцированным противодавлением трубчатой заготовки на подвижной гладкой оправке / Ю. Г. Розов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 93–103. Бібліогр.:8 назв.

В статье предложена новая перспективная технология гидропрессования ствольной заготовки на подвижной гладкой оправке. Разработанная технология получения длинномерных ствольных заготовок позволяет снизить себестоимость изготовления изделий и повысить продуктивность производства стволов стрелкового оружия, за счёт исключения из технологического процесса методов получения заготовок на специальном оборудовании.

Ключевые слова: технология, гидропрессование, оправка, ствол, ствольная заготовка, моделирование, пресс, штамповая оснастка, матрица.

УДК 621.777

Комбинированное холодное выдавливание конической полый заготовки для изделия специального назначения / С.Ф. Сабол, В.В. Пиманов, Е.М. Коробка // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 103–107. Бібліогр.:4 назви.

Предложена схема комбинированного выдавливания конической полый заготовки. С помощью метода конечных элементов (МКЭ) в программном комплексе DEFORM-3D проведен теоретический анализ процесса. Определена зависимость усилия процесса от перемещения пуансона, получено распределение нормальных напряжений на матрице, пуансоне и выталкивателе штампа. Приведены распределения интенсивности напряжений и деформаций а также степени использования ресурса пластичности в деформированной заготовке в моменте действия максимального усилия процесса.

Ключевые слова: комбинированное холодное выдавливание, коническое полое изделие, усилия выдавливания, интенсивность напряжений и деформаций, степень использования ресурса пластичности. комбинированное холодное выдавливание, конический полый изделие, усилия выдавливания, интенсивность напряжений и деформаций, степень использования ресурса пластичности.

УДК 621.981.06

Разработка устройств для формообразования и доводки монолитных панелей сложных форм / В.Т. Сиккульский // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 108–120. Бібліогр.: 6 назви.

Приведен классификатор монолитных панелей, используемых в конструкции самолетов, получение которых имеет технологические проблемы при их формообразовании: недостаточную точность, высокую трудоемкость доводочных работ и пр. Дана классификация методов формообразования панелей с оребрением, в том числе методов формообразования до механической обработки, а также с использованием лазерного профилирования. Сформулированы требования к технологическим процессам формоизменения и доводки формы ребристых панелей сложных форм. Предложен метод формоизменения локальным деформированием с использованием изгибающих моментов и осевых усилий. Рассмотрены возможные схемы деформирования и предложены устройства для реализации процесса. Кратко описаны устройства для доводки и правки панелей с оребрением без применения пресса, а также специальный штамп для получения панелей двойной кривизны разводкой средних зон. Описаны результаты испытания процесса на образцах из алюминиевых сплавов и приведены основные технологические рекомендации.

Ключевые слова: формообразование, посадка, разводка, изгиб, доводка формы, точность формообразования, двойная кривизна.

УДК 621.922.04

Обрабатываемость резанием титанового субмикрористаллического сплава ВТ6 / А. А. Симонова // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 121–131. Бібліогр.: 7 назв.

Приведены результаты экспериментальных исследований и методика определения показателей обрабатываемости (коэффициент усадки стружки, угол наклона условной плоскости сдвига, силовые характеристики процесса резания и коэффициент трения). Представленные данные показывают улучшение обрабатываемости титанового сплава в субмикрористаллическом состоянии, однако температурно-силовые явления процесса резания влияют на изменение структуры и, соответственно на показатели обрабатываемости.

Ключевые слова: обрабатываемость, субмикрористаллический титановый сплав, коэффициент усадки стружки, сила резания.

УДК 620.179.14

Компьютерный вихретоковый дефектоскоп для автоматизированных систем контроля / Г. М. Сучков, Ю. В. Хомяк, С. Н. Глоба, А. Ю. Слободчук // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 131–137. Бібліогр.: 8 назв.

Работа посвящена разработке вихретокового дефектоскопа для неразрушающего контроля металлических изделий. Описана структурная схема прибора, основой которого является микроконтроллер на базе ядра Cortex M0. В качестве управляющего микроконтроллера использована микросхема STM32F030F4P6 производства компании STMicroelectronics. Разработан макет вихретокового дефектоскопа, который состоит из электронного блока, подключаемого к персональному компьютеру через USB-разъем и вихретокового преобразователя.

Ключевые слова: неразрушающий контроль, вихретоковая дефектоскопия, вихретоковый преобразователь, микроконтроллер, поверхностный дефект.

УДК 621.771

Системы жидкой циркуляционной смазки Ж-1, Ж-2 прокатного стана НТЛС «1680» ОАО «ЗАПОРОВЖСТАЛЬ» / В. В. Татьков, Ю. Д. Музыкин, А. Ю. Путники, С. В. Мацко, П. П. Москаленко, С. А. Мудрицкий, Ю. В. Новоселов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 138–144. Бібліогр.:4 назви.

Рассмотрены вопросы обеспечения устойчивой работы системы жидкой циркуляционной смазки для шестеренных клетей и силовых редукторов главных приводов рабочих клетей листопркатного стана НТЛС «1680». Приведена гидравлическая схема смазочных станций Ж-1 и Ж-2, а также показаны параметры, контролируемые в процессе работы как с помощью мнемосхем, так и аналоговых приборов. Предложенные схемы смазки обеспечивают поддержание расчетных режимов работы в парах трения за счет бесперебойной подачи смазочного материала во все трущиеся сопряжения.

Ключевые слова: прокатный стан, рабочая и шестеренная клеть, гидравлическая схема, смазочная система, трение, сопряжение.

УДК 621.438.002.2

Закономерности формирования механических и структурных свойств гомогенных и структурно-неоднородных материалов в условиях больших пластических деформаций сдвига / В. А. Титов, Н. К. Злочевская // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 145–153. Бібліогр.:14 назв.

Установлены закономерности формирования структурных свойств путем деформирования в изотермических условиях. На основе экспериментального формообразования методом винтового уширяющего прессования и металлографического исследования установлена взаимосвязь между степенью интенсивности деформаций и морфологией структуры материала, а также его механическими свойствами. Обосновано повышение пластичности за счет измельчения структурных компонентов материала.

Ключевые слова: винтовое уширяющее прессование, интенсивная пластическая деформация, структурные и механические свойства, изотермическое прессование

УДК 628.16:621.981.3

Определение скорости перемещения слоёв металла и интенсивности выделения тепла при численном решении задач нестационарной теплопроводности / О.И.Тришевский, Н.В.Салтавец // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 153–159. Бібліогр.:11 назв

Установлено, что для численного решения теплофизических задач теплообмена системы валок – полоса, которые описываются уравнениями нестационарной теплопроводности, наиболее эффективным является выбранный метод конечных разностей, на основе которого определены зависимости скорости перемещения слоёв металла и повышения температуры вследствие его пластического деформирования. Выполненные исследования являются основой для дальнейшего решения нелинейных задач, описываемых уравнениями нестационарной теплопроводности, в частности, задач теплового состояния системы валок – полоса.

Ключевые слова: горячая прокатка, полоса, математическая модель, тепловое состояние, сверхскоростное охлаждение, численное решение, метод конечных разностей.

УДК 621.7

Исследование напряженно-деформированного состояния при протяжке с целью оптимизации параметров ковки / В.Л. Чухлеб, Е.С. Клемшов, В. А. Гринкевич, Х. Дыя // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків: НТУ «ХПІ». – 2015. – № 24 (1133). – С. 159–166. Бібліогр.:9 назв.

Качество поковок должно обеспечивать высокие показатели механических свойств. Поэтому целью данной статьи является исследование влияния характеристик параметров процесса протяжки (схемы кантовок) на схему напряженно-деформированного состояния поковки (распределение напряжений и деформаций) из титанового сплава с помощью математического моделирования. Результатом исследования являются зависимости неравномерности распределения деформаций в металле. При сравнении влияния суммарного уровня деформации при ковке определено, что оптимальным суммарным уровнем деформации является 10%.

Ключевые слова: титан; сплав; прочность; качество; схема кантовок; распределение напряжений; распределение деформаций.

ABSTRACTS

Selection to the set of chrome-nickel two-layer rolls by LPHNMd / Avtukhov A. // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 3–8. – Bibliogr.: 10.

In the article presents the main methods used for completing of chrome-nickel two-layer rolls before installation in the stand of sheet mills. Shown that the magnetic method is the most effective because it provides the opportunity to register inhomogeneities active layer due to technological problems in the manufacture and arising from the accumulation of stress. The results of the study on the possibility of predicting operating time of rolls, which indicate that mean indicators operating time sets of rollers, which selected on coercive force higher than selected on hardness. It is shown that the magnetic monitoring of the coercive force of the active layer of mill rolls at completing allows to select the rolls with the same resources and increase efficiency of their use.

Keywords: mill rolls, completing of rolls, active layer, resource, magnetic monitoring, coercive force.

Calculation of temperature and power parameters local deformation tubular blank at frictional heating and their influence on the microstructure of products. / Aliiev I. S., Pyts E. Y., Pyts Y. E. // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 8–21. – Bibliogr.: 19.

The deformation of the tubular blank friction tool – a process which is characterized by localization of the plastic deformation, the value of the zone of influence which is significantly less than the deformable portion of the preform. In this process, deformation zone moves continuously along the pipe surface, symmetrical cross-sectional shape of which in the deformation process is not saved. The analysis of the contact area of the tool to the workpiece, given the factors affecting the running effort, and the basic components of effort running. The mathematical calculation of the main components of the effort and determined the nature of the break-force distribution running on time. A graphical representation of the efforts of the running of time for different combinations of factors affecting the run-in. The analysis of the microstructure of billets at frictional heating and comparing the data with the results of microanalysis preform is heated by induction heating.

Keywords: rotary running, running effort, local deformation, contact area, force of friction, frictional heating, the microstructure of the workpiece.

The Design Features of Cold Forging Process based on Development Modular Approach in the Upper Bound Method / L.I. Aliieva, N.S. Grudkina Aliiev I. S., Pyts E. Y., Pyts Y. E. // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 21–32. – Bibliogr.: 17.

The technological design of the cold forging process, systems approach and the simulation of deformation process step by step considered. The system design includes the development of alternatives variant technological process, their analysis, definition of criteria for evaluating the effectiveness of

processes and selection of the most effective variant of the process using a set of evaluation criteria. The proposed kinematic base modules and models, expanding of the technological design of the cold forging process and constructed on the basis of upper bound method determined. The possibility of realization of the main steps technological process in combined radial-backward extrusion process based on an assessment the possibility of defect form in the final step deformation process by deferent geometrical dimension workpiece.

Keywords: combined extrusion, design steps, upper bound method, computational models, kinematic modules, shaping prognostication.

Development of methodology for calculation of breakdown during hot rolling symmetric bimetallic package based on the calculation of deformations of its layers / V. G. Zagoryansky // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 32–39. – Bibliogr.: 7.

Methodology of calculation of the mode of wringing out is worked out at the hot rolling of four-layer symmetric packages «carbon steel + stainless steel». The methodology allows the initial data (the original thickness of the package and the thickness of the cladding layer in it, the thickness of the finished sheet and the cladding layer in it) to appoint the required number of passes and crimp the aisles. In this case, the setting up of layers, which occurs at a certain (assumed) value of the total compression, deformation of layers depends on the ratio of the strength characteristics of the layers, the proportion of the cladding layer in the original package and compression of the layers in the aisle. After setting layers deformation layers on passages taken uniform, i.e. the ratio of the thickness of the cladding layer to the thickness of the package does not change (relative compression of each layer is equal to the relative compression of the whole package). The necessary amount of passage-ways at rolling and wringing out on passage-way is assigned by using the calculation of coefficients of pitch deformation – middle and on passage-ways.

Keywords: calculation methodology, mode of wringing out, hot rolling, four-layer package, corrosion-resistant bimetal.

On the question of determining the mass of the falling pieces in hammer forging // AA Koltakova, VY Danilenko, OY Severin // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 39–51. – Bibliogr.: 7.

The paper can be an algorithm for checking the status of the hammer, which is that the geometry of blanks for selected sizes of hammers manufactured sample is heated to the temperature of the beginning of forging and upset on the hammer at 100% pedal is depressed, then measured the magnitude of rainfall and transferred to the chart, corresponding to the type of hammer. If the value of precipitation is in the area between min and max, the hammer parameters correspond to those indicated by the regulations. The calculations of the impact energy produced graphs for selected sizes of hammers and the actual course of the incident at different parts of the pedal travel. Determined min and max value of the deposits of steel billets 10, heated to a temperature of 1100°C, depending on the impact energy when the actual value and the regulatory progress of falling parts. An algorithm for checking the technical condition and energy opportunities hammers at work.

Keywords: hammer, falling parts, impact energy, the actual progress of the falling pieces, economic efficiency, enorhonosiy.

The study of the process of cold extrusion stepped shafts / VI Kuzmenko, AJ Zalvovsky Ahmed Taqi // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 52–56. – Bibliogr.: 4.

The work is devoted to research the processes of stamping stepped shafts reduction and landing, taking into account the possible loss of stability to plant harvesting, as well as eccentric shafts through the use of advanced methods of metal forming. Proposed and discussed options for technological processes of cold extrusion and drop-off shift (bending) to produce billets eccentric shaft brake automotive engineering.

The results of research obtained by using the finite element method (FEM). Investigations have shown that in case of exceeding admissible values planted portion of the blank may form a defect in the form of a clamp on the generatrix of the eccentric, there is a delay of the burr in the upper part of the eccentric, there is a clip on the back side surface of the cam, and also has a significant increase deforming force, with good quality product. To determine the relative length of the workpiece and planted stroke displacement determine the most appropriate option that requires additional research using experimental design.

Keywords: stepped shaft, eccentric shaft, heading, macrostructure, finite element method.

Analytical determination of surface roughness in grinding / R.M. Minthev, S.A. Ditinenko // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 56–62. – Bibliogr.: 8.

Developed the design scheme determination of surface roughness in grinding through the uniform and the probabilistic nature of participation in terms of cutting the grain, which allowed to substantiate conditions reduce roughness and select the optimal grain size range for a given surface roughness. It is shown that in the first approximation in the calculation of the optimal grain size range can restrict ourselves to the uniform nature of participation in terms of cutting the grain, given the likelihood of participation in terms of the grain cutting by 2-fold correction setpoint range of grain.

Keywords: grinding, grinding wheel, abrasive grains, grinding mode, surface roughness, grain size range, theoretical and probabilistic approach.

Increased machining precision machine parts / F.V.Novikov, O.S. Klenov // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 63–71. – Bibliogr.: 6.

A mathematical model for determining the errors of machining from a position of balance of elastic movements occurring in the technological system, and the workers movement in the process of cutting tools. Calculations revealed that the magnitude of the elastic displacement during grinding by a rigid scheme described mathematically binomial series. It is proved that there is a steady-state value of the elastic displacement, determined by the equality of the cutting force and elastic force. Accordingly, the optimal processing parameters for grinding with a relatively low stiffness of the technological system.

Keywords: machining, grinding, tool, precision machining, elastic movement, technological system, cutting force, grinding depth.

Technological capabilities intermittent grinding / F.V.Novikov, I.A. Ryabekov // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 71–77. – Bibliogr.: 7.

In roboti analitichno described Pete intensivnist shlifuvannya th shown scho Zi zmeshennyam umovnoï naprugi rizannya Pete intensivnist shlifuvannya zbilshuetsya scho spriyac pidvischennyu efektyvnosti shlifuvannya. Analitichno vstanovleno scho at pererivchastomu shlifuvanni umovna napruga rizannya less then, but Pete intensivnist shlifuvannya bilshe, nizh zvichaynomu shlifuvanni sutsilnim at stake, vnaslidok zbilshennya vidnosini tovschini zrizu okremim grain stake to radiusa rounding grains. Tse allowed obruntuvati tehnologichni mozhlivosti pererivchastogo shlifuvannya s pozitsii mehaniki rizannya processes.

Keywords: shlifuvannya, processes rizannya, Colo pererivchaste scho rizhe grain Pete intensivnist shlifuvannya, tovschina zrizu, umovna napruga rizannya, mikrorizannya

Theoretical deformed state analysis of metal in the bends of up to 180°/ S. Yu. Plesnetsov, O. I. Trishevskiy // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 77–86. – Bibliogr.: 8.

The article describes theoretical modeling of 180-degree metal bending process. The solution for deformation defining by the method of constant environment mechanics with deforming description via movement speeds field is given. Algorithmic description of the solution is provided. Velocities, velocity intensities and deformations are presented. Deformation calculation formulas are given. Comparative analysis of deformed state with finite element method is provided. Graphical description for certain case of deformation is given. Comparative representation of thick and thin metal elements (lower and higher than 3mm) in graphical form is provided for 0,5 and 2,4 mm thickness. Applicability area for UkrNIIMet dependency of deformation zone thinning is defined, alternative, more precise dependency is given.

Keywords: theoretical analysis, deformed state, finite elements method, method of constant environments

The calculation of the stress tensor components at a radius of curvature at the profiling roller radial profiling rotary wheel rims / R. G. Puzir // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 86–93. – Bibliogr.: 9.

The issues of determining the stress field at forming rims of steel billets at the first transition of radial rotary profiling. Of interest is the determination of the stresses on the radius of curvature of the profiling roller, as it is the place of interfaces of the various elements of the rim profile test during operation to maximum loads. The results of theoretical studies allow to analyze the deformation occurring during the voltage and determine a set of technological and design parameters of the profiling process, which have a significant impact on the magnitude and distribution of normal and tangential stresses. Summarizing the results, we can say that the distribution and magnitude of the meridional stresses on the curved sections of the profile of the rim in the process of deformation is influenced by the angle of coverage radius of curvature of the roller and workpiece material θ indicator which is the ratio of the radius of curvature of the profile to the radius of the workpiece. Therefore, when a rotary radial profiling to reduce the magnitude of the meridional stresses on the curved sections must be committed to increasing index k and a decrease in the angle θ to the site distribution and crimping the workpiece.

Keywords: rim profiling, the workpiece, the radius of curvature, distortion.

Hydrostatic extrusion with differential back pressure of barreled blank on the moving smooth mandrel / Rozov Y.G. // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 93–103. – Bibliogr.: 8.

The traditional manufacturing technology of making barreled long-length blanks is made by scheme: preliminary solid deep drilling, reaming, smooth reaming as a finishing operation, honing or drawing, and recently–electrochemical processing. The labour intensiveness of the process increases dramatically.

It is proposed the new advanced hydraulic forging technology of the barreled blank on the moving smooth mandrel.

The worked out long-length barreled blanks technology enable to cut the manufacturing cost and to increase the production efficiency of small arms barrels, due to the exclusion the methods of receiving the blanks on job-dedicated machinery.

Keywords: technology, hydraulic forging, mandrel, barrel, barreled blank, desing, press, die tooling, mould.

Combined cold extrusion of conical hollow workpiece for special destination products / S. F. Sabol, V. V. Pimanov, E. M. Korobka Rozov Y.G. // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 103–107. – Bibliogr.: 4.

The scheme of the combined extrusion conical hollow shell. Using the finite element method (FEM) in the software complex theoretical analysis of the process. The dependence of the force of the punch from moving, obtained the distribution of normal stresses on the matrix, punch and ejector die. Distributions of

intensity of the stresses and strains, as well as the degree of resource utilization in the plasticity of the deformed blank in the moment of action of maximum effort.

There are proposed the scheme of the combined cold extrusion of conical hollow workpiece. Using the finite element method (FEM) in the software complex DEFORM-3D, the theoretical analysis of the process was conducted. There are identified dependence of the process's forces of moving the punch, established the distribution of normal stresses on the matrix, punch and knock-out. Imposed the stress-strain state and the degree of using of the resource of plasticity of the deformed blank in the moment of action of maximum force.

Keywords: combined cold extrusion, the conical hollow workpiece, extrusion's force, stress-strain state, the degree of using of the resource of plasticity.

Desing tools for forming of intergral panels of complex forms / V.T. Sikulskiy // /Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 108–120. – Bibliogr.: 6.

Classifier of integral panels used in aircraft design is given as their obtaining can cause several technological problems when forming: poor accuracy, high labour content of finishing works, etc. Given was the classification of forming methods for finned panels including methods of forming before mechanical treatment with application of laser profiling. Were defined the requirements for technological forming processes and form finishing of ribbed panels of complex forms. Proposed was the method of form change by local deformation using bending moment and axial thrust. The possible strain patterns were considered and devices for process realization were proposed. . Briefly were described the devices for finishing and adjusting finned panels without press application as well as special die for obtaining panels with double curvature by setting middle zones. Test results of the process were described based on the samples of aluminum alloys and main technological recommendations were given.

Keywords: forming, fit, separation, bend, form finish, forming accuracy, double curvature.

Machinability of the submicrocrystalline titanium alloy VT6 / A. A. Symonova // /Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 121–131. – Bibliogr.: 7.

The new metals and alloys with nano– and sub microcrystalline structure have improved physical and mechanical properties are discussed in the article. This leads to a change in the parameters of machinability. These parameters are necessary to set for the purpose of rational cutting condition and choice of tools. The chip ratio coefficient, the inclination angle of the conditional shear plane, the force characteristics and friction coefficient are investigated in the article. The sub microcrystalline titanium alloy produced by severe plastic deformation. The length of at least ten chips for each sample was measured with standard deviation. Three-dimensional cutting forces in turning were measured using a force dynamometer. The shear angle and the friction coefficient are calculated analytically. The experimental data show an improvement in the workability of the titanium alloy in the sub microcrystalline condition. However, the temperature and power effects of cutting process are leads to changes in the structure of the metal. The grain size is increased and the parameters of machinability are changed.

Keywords: machinability, sub microcrystalline titanium alloy, chip ratio coefficient, cutting force.

Computer eddy-current flaw detector for automated control systems / G. M. Suchkov, Yu. V. Homyak, S. N. Globa, A. Yu. Slobodchuk // /Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 131–137. – Bibliogr.: 8.

The work is dedicated to the development of eddy-current flaw detector for nondestructive testing of metal products. Describes a block diagram of the device, foundation of which is a microcontroller based on the core Cortex M0. As a control chip microcontroller used STM32F030F4P6 manufactured by STMicroelectronics. Designed breadboard model eddy-current flaw detector, which consists of an electronic unit to be connected to a personal computer via the USB-connector and the eddy-current probe. The use of

modern element base was developed inexpensive flaw detector on a personal computer. Considered the device can work as part of the automated system of non-destructive testing of metal products.

Keywords: non-destructive testing, eddy-currents flaw detection, eddy-currents probe, microcontroller, surface defect.

System liquid circulating lubrication G-1, G-2 time of the rolling mill «1680» JSC «ZAPORIZHSTAL» / VV Tatkov, YD Musikin, Putnoki Yu, S. Macko, P. Moskalenko, SA\Mudritsky, YV Novoselov // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 138–144. – Bibliogr.: 4.

The problems of ensuring the stable operation of liquid circulation lubrication for gear reducers and power stands main drives work stands plate rolling mill «1680». The proposed system of fluid circulation lubrication meet modern requirements of both specifications, the maintenance of which is carried out in an automatic mode, and on safety regulations for large hydraulic system. Operating considered oil systems on a continuous hot rolling mill thin sheet of «1680» showed their high reliability and availability of the management due to the high degree of automation and the availability of reliable control of almost all the operating parameters. Shows a hydraulic circuit and a lubricating unit, and also shows the parameters monitored during operation by both mimics and analog devices. Rational arrangement of mnemonic circuits and control panels allows for the maintenance of accounting modes in pairs of friction due to a continuous supply of lubricant to all the friction coupling.

Keywords: rolling mill, the working mill and gear, hydraulic circuit, lubrication system, friction, mate.

Laws of formation of the mechanical and structural properties of homogeneous and structurally inhomogeneous materials in large plastic shear strain / VA Titov, NK Zlochevskaya // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 145–153. – Bibliogr.: 14.

The regularities of formation of structural properties by deformation under isothermal conditions. It is shown that as a result of deformation treatment the grain refinement and the fineness of the crystal structure for all examined materials increases from the center to the periphery proportional accumulated strain. Deformed grain oriented (stretched) in the direction of metal flow. The value of the tensile strength is increased by 15-24%. In this sample elongation in uniaxial tension, remains virtually unchanged. On the basis of the experimental method of forming a broadening of the screw compression and metallographic study revealed a relationship between the degree of deformation intensity and morphology of the material structure and its mechanical properties. It is proved by increase in ductility of structural components of the grinding material. It was found that as a result of plastic deformation occurs grinding hard ceramic phase TiBn. Particle size TiBn decreases 1.5–3.0 times in the layers close to the periphery and in the central zone - in 1,1–1,3 times. The elements of the solid phase taking an orderly arrangement in the direction of maximum shear strain gradients. On breaking the boundaries of the solid phase occurs TiBn healing damage under hydrostatic pressure in a hot plastic deformation.

Keywords: helical extending extru, severe plastic deformation, structural and mechanical properties, isothermal pressing.

Determination of speed of moving of layers of metal and intensity of selection of heat at the numeral decision of tasks of non-stationary heat conductivity / O.Trishevsky, N. Saltavets // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 153–159. – Bibliogr.: 11.

It is set that for the numeral decision of thermophysical tasks of heat exchange of the “rollers – stripe system», is described by equalizations of non-stationary heat conductivity, most effective is the chosen method of eventual differences. On the basis of this method dependences of speed of moving layers of metal and increase of temperature are certain because of his flowage. Results based on the decision of test tasks modeling of the thermal state of the metal using grid division thick slabs $10 \Delta h$ and $100 \Delta h$ were used as a baseline for assessing deviations

decision in knots uneven grid (division slabs in $100\Delta h$, number of layers 10) to match the depth slabs nodes of a uniform grid.

The executed researches are basis for the further decision of the nonlinear tasks described by equalizations of non-stationary heat conductivity, in particular, tasks of the thermal state of the system of felling is a stripe.

Keywords: hot rolling, stripe, mathematical model, thermal state, ultraspeed cooling, numeral decision, method of eventual differences.

Investigation of stress-strain state at cogging of titanium alloy with the objective to optimize the parameters of forging / Chuhlib V.L., Klemeshov Y.S., Grinkevich V.A., Dyja H. // Bulletin of NTU «KhPI». Series: Innovative technologies and equipment handling materials in mechanical engineering and metallurgy. – Kharkiv: NTU «KhPI» – 2015. – № 24 (1133). – P. 159–166. – Bibliogr.: 9.

The quality of forgings should provide a high performance of mechanical properties, namely less uneven distribution of mechanical properties in the bulk metal. Mechanical properties, in their turn, to a greater extent, depends on the method of metal processing. Method of metal processing in this study - is forging process, namely process of drawing (drawn). By this way of metal processing it is impossible to achieve a uniform distribution of mechanical properties in the bulk metal, so using varying of process parameters of forging, can be achieved the smallest irregularity of stress-strain state in the process of forging. The article deals with the investigation of influence of characteristics of cogging process parameters (scheme of canting) into scheme of stress-strain state of forging (distribution of stress (strain)) from titanium alloy with the mathematical modeling. The result of the study are graphs of uneven distribution of strain in the metal. When comparing the total level of influence of deformation during forging is determined that the optimum level of total strain is 10%.

Keywords: titanium; alloy; hardness; quality; scheme of canting;; distribution of stress; distribution of strain.

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ВІСНИК НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ «ХПІ»

Збірник наукових праць

Серія
«Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів
у машинобудуванні та металургії»

Випуск 24 (1133) 2015

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

Технічні редактори: Т.Л.Коворотний, О.С. Курандо

Відповідальний за випуск канд. техн. наук Г.Б. Обухова

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ: 61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21, НТУ «ХПІ»
каф. обробки металів тиском, тел. (057) 707-60-40, 707-69-16,
e-mail: plesnetsov@gmail.com, kurando@mail.ru

Обл. вид. №46-15

Підп. до друку 15.06.2015 р. Формат 60x84 1/16. Папір офсетний. RISO-друк. Гарнітура Таймс.
Ум.друк.арк. 8,6. Обл.-вид. арк. 8,4.
Наклад 300 прим. Зам. № 21. Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ «ХПІ».

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК No 116 от 10.07.2000 р.
61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Видавництво та друк ФО-П Шейніна О.В.
61052, Україна, м. Харків, вул. Слов'янська, 3
Тел. 057 759-48-79

Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру видавців,
виготівників і розповсюджувачів видавничої продукції
ДК No 2779 від 28.02.2007 р.