

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ ЛНР

**ЛУГАНСКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ УНИВЕРСИТЕТ
имени ВЛАДИМИРА ДАЛЯ**

**РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩИЕ
ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА И
ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ
МАТЕРИАЛОВ В МАШИНОСТРОЕНИИ**

Сборник научных трудов

№2 (23) 2018

Луганск 2018

Сборник включен в Перечень научных специализированных изданий ЛНР
Свидетельство о регистрации: серия № ПИ 000101 от 08.06.2017 г.

Сборник включен в Перечень рецензируемых научных изданий
Министерства образования и науки ДНР (Приказ № 464 от 02.05.2017 г.)

Сборник входит в базу данных Российского индекса научного цитирования (РИНЦ)

Рекомендовано к печати Ученым советом Луганского национального
университета имени Владимира Даля (Протокол № 7 от 27.03.2018 г.).

Редакционная коллегия:

Рябичева Л.А., д-р техн. наук, проф. (председатель редакционной коллегии), (ЛНУ им. В. Даля); Гутько Ю.И., д-р техн. наук, проф. (ЛНУ им. В. Даля); Яковченко А.В., д-р техн. наук, проф. (ДонНТУ, г. Донецк); Гедрович А.И., д-р техн. наук, проф. (ЛНУ им. В. Даля); Гальцов И.А., к-т техн. наук, доц. (ЛНУ им. В. Даля); Витренко В.А., д-р техн. наук, проф. (ЛНУ им. В. Даля); Мирошников В.В., д-р техн. наук, проф. (ЛНУ им. В. Даля); Половинка Д.В., к-т техн. наук, доц. (ЛНУ им. В. Даля); Шатова Н.А., к-т техн. наук, доц. (ЛНУ им. В. Даля); Алимов В.И., д-р техн. наук, проф. (ДонНТУ, г. Донецк); Егоров С.Н., д-р техн. наук, проф. (ЮРГПУ им. М.И. Платова, Россия); Скориков А.В., д-р техн. наук, проф. (ЮРГПУ им. М.И. Платова, Россия); Ефремов А.Н., д-р техн. наук, проф. (ДонНАСА, г. Макеевка); Назарова А.В., к-т техн. наук, доц. (ЛНАУ); Дейнека И.Г., д-р техн. наук, проф. (ЛНУ им. В. Даля); Малов В.А., к-т техн. наук, доц. (ЛНУ им. В. Даля); Никитин Ю.Н., к-т техн. наук, доц. (ЛНУ им. В. Даля).

Ответственный за выпуск: д-р техн. наук, проф. Рябичева Л.А.

Ресурсосберегающие технологии производства и обработки давлением материалов в машиностроении: Сб. науч. тр. – Луганск: ЛНУ им. В. Даля, 2018. – 92 с.

ISSN 2218-1806

Статьи сборника посвящены результатам теоретических и экспериментальных исследований в области обработки давлением и материаловедения, литья, резания. Рассмотрены вопросы фундаментальных и прикладных исследований, использования новых материалов, методов повышения качества изделий, новых технологий изготовления изделий и усовершенствования технологического оснащения и узлов машин.

Предназначен для научных и инженерных работников, аспирантов и студентов.

Материалы печатаются на языке оригинала.

Статьи прорецензированы членами редакционной коллегии.

ISSN 2218-1806

© Луганский национальный университет имени Владимира Даля, 2018.

MINISTRY OF EDUCATION AND SCIENCE OF LPR
VLADIMIR DAHL LUGANSK NATIONAL UNIVERSITY

**RESOURCE-SAVING
TECHNOLOGIES OF PRODUCTION AND
FORMING MATERIALS IN MECHANICAL
ENGINEERING**

Collection of scientific works

№2 (23) 2018

Lugansk 2018

The collection is included in the List of scientific specialized publications of LPR
Registration certificate: series No. PI 000101 from 6/8/2017.

The collection is included in the list of peer-reviewed scientific publications of
The Ministry of education and science of the DPR (decree No. 464 from 5/2/2017)

The collection is included into the database of the Russian science citation index (RSCI)

Recommended for publication by the Scientific Council of
Vladimir Dahl Lugansk National University (Protocol No. 7 from 3/27/2018).

Editorial board:

Ryabicheva L. A., Sc.D. (eng), Professor, Chairman of editorial Board, (V. Dahl LNU); Gutko, Yu. I., Sc.D. (eng), Professor (V. Dahl LNU); Yakovchenko A.V., Sc.D. (eng), Professor (DonNTU, Donetsk); Gedrovich A. I., Sc.D. (eng), Professor (V. Dahl LNU); Galtsov I. A., cand. of technical science, associate professor (V. Dahl LNU); Vitrenko V. A., Sc.D. (eng), Professor (V. Dahl LNU); Miroshnikov V. V., Sc.D. (eng), Professor (V. Dahl LNU); D. V. Polovinka, cand. of technical science, associate professor (V. Dahl LNU); Shatova N. A., cand. of technical science, associate professor (V. Dahl LNU); Alimov V. I., Sc.D. (eng), Professor (DonNTU, Donetsk); Egorov S. N., Sc.D. (eng), Professor (M. Platov SRSPU, Russia); A. V. Skorikov, Sc.D. (eng), Professor (M. Platov SRSPU, Russia); Efremov A. N., Sc.D. (eng), Professor (DonNACEA, Makeyevka); Nazarova V. A., cand. of technical science, associate professor (LNAU); Deyneka I. G., Sc.D. (eng), Professor (V. Dahl LNU); Malov V. A., cand. of technical science, associate professor (V. Dahl LNU); Nikitin Yu. N., cand. of technical science, associate professor (V. Dahl LNU).

Responsible for release: D.Sc, Associate Professor Ryabicheva L. A.

Resource-saving technologies of production and forming materials in mechanical engineering: Collection of scientific works. – Lugansk: V. Dahl Lugansk National University, 2018. – 92 p.

ISSN 2218-1806

Articles of the collection are devoted to the results of theoretical and experimental studies in the field of metal forming and materials science, casting, cutting. The questions of fundamental and applied research, the use of new materials, methods of improving the quality of products, new manufacturing technologies and improving the technological equipment and machine components are considered.

Intended for scientists and engineers, postgraduates and students.

Materials are printed in original language.

Articles were reviewed by members of editorial board.

ISSN 2218-1806

© Vladimir Dahl Lugansk National University, 2018.

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия и материаловедение

- Алимов В.И., Георгиаду М.В., Басенко Л.М.**..... 10
СТРУКТУРА, СВОЙСТВА И КОРРОЗИОННОЕ ПОВЕДЕНИЕ
СТАЛЕЙ ДЛЯ ДЕТАЛЕЙ ТРАНСПОРТИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ
ПОСЛЕ ТЕРМООБРАБОТКИ
- Савицкий И.В., Войтенко В.А.**.....20
ПОЛУЧЕНИЕ ТОНКИХ ПЛЕНОК АНТИМОНИДА ВИСМУТА С
ЗАДАННЫМИ СВОЙСТВАМИ МЕТОДОМ ТЕРМИЧЕСКОГО
ИСПАРЕНИЯ
- Шевченко Д.Ю., Никитин Ю.Н.**.....28
ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА МАТЕРИАЛА ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ
ПЕЛЛЕТНОЙ ГОРЕЛКИ ОБЪЕМНОГО ГОРЕНИЯ АВТОМОБИЛЬНОЙ
ГАЗОГЕНЕРАТОРНОЙ УСТАНОВКИ

Машиностроение и машиноведение

- Бурко В.В., Стоянов А.А., Шенкман Г.Л.**40
ОСНОВЫ РАСЧЕТА СПИРОИДНЫХ ПЕРЕДАЧ В ПРИВОДАХ
КРИВОШИПНЫХ ПРЕССОВ
- Сушкова Т.С.**.....48
ЭНЕРГЕТИКА КРИВОШИПНЫХ ПРЕССОВ НА ОПЕРАЦИЯХ
ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКИ
- Тарасов С.П., Евсюков В.А., Старощук Т.А.**.....55
ФИЗИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ КРИТЕРИЯ ДОПУСТИМОЙ
ДЕФОРМАЦИИ ДЛЯ ОПЕРАЦИЙ ВЫТЯЖКИ С УТОНЕНИЕМ
МАЛОУГЛЕРДИСТЫХ СТАЛЕЙ
- Грубка Р.М.**.....62
АППРОКСИМАЦИЯ КООРДИНАТ ТОЧЕК ПРОФИЛЯ ЗУБЬЕВ
ЧЕРВЯЧНЫХ ФРЕЗ В НОРМАЛЬНОМ
СЕЧЕНИИ СПЛАЙНАМИ БЕЗЪЕ

Решетняк Д.В.	70
К ВОПРОСУ О ПОВЫШЕНИИ ЭФФЕКТИВНОСТИ СЖИГАНИЯ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА	

Строительство и архитектура

Дубасов В.М.	82
САМОУПЛОТНЯЮЩИЙСЯ СВЕРХВЫСОКОПРОЧНЫЙ ФИБРОБЕТОН ДЛЯ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ	

Требования к оформлению статей	90
---	----

CONTENTS

Metallurgy and materials science

Alimov V.I., Georgiadoy M.V., Basenko L.M.	10
STRUCTURE, PROPERTIES AND CORROSIVE BEHAVIOR OF STEEL FOR DETAILS OF TRANSPORT DEVICES AFTER HEAT TREATMENT	
Savitsky I.V., Voytenko V.A.	20
OBTAINING THE THIN FILMS OF BISMUTH WITH DESIRED PROPERTIES BY THERMAL EVAPORATION	
Shevchenko D.Yu., Nikitin Yu.N.	28
THE SUBSTANTIATION OF THE SELECTION OF MATERIAL FOR MANUFACTURING THE PELLET BURNER OF THE SOLAR BURNING OF THE AUTOMOBILE GAS-GENERATOR INSTALLATION	

Mechanical engineering and engineering science

Burko V.V., Stoyanov A.A., Shenkman G.L.	40
THE BASES OF CALCULATION OF THE SPIROID TRANSMISSIONS IN THE CRANK PRESSES DRIVES	
Sushkova T.S.	48
THE ENERGETICS OF CRANK FORGINDS PRESSES DURING THE DIE FORGING OPERATIONS	
Tarasov S.P., Evsyukov V.A., Staroschuk T.A.	55
PHYSICAL JUSTIFICATION OF THE CRITERION OF PERMISSIBLE DEFORMATION FOR DRAWING OPERATIONS WITH THINNING OF LOW-CARBON STEELS	
Grubka R.M.	62
APPROXIMATION OF TOOTH PROFILE POINTS COORDINATES OF WORM MILLS IN THE NORMAL SECTION BY BEZIER SPLINES	
Reshetnyak D.V.	70
TO THE PROBLEM OF INCREASING THE EFFICIENCY OF COMBUSTION DUST-COAL FUEL	

Construction and architecture

Dubasov V.M.	82
SELF - COMPACTING CONCRETE ULTRA-HIGH STRENGTH FIBER FOR BUILDING CONSTRUCTIONS	
Requirements to registration of articles	90

**МЕТАЛЛУРГИЯ И
МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ**

УДК 621.778:621.785

Алимов В.И., Георгиаду М.В., Басенко Л.М.

**СТРУКТУРА, СВОЙСТВА И КОРРОЗИОННОЕ ПОВЕДЕНИЕ
СТАЛЕЙ ДЛЯ ДЕТАЛЕЙ ТРАНСПОРТИРУЮЩИХ
УСТРОЙСТВ ПОСЛЕ ТЕРМООБРАБОТКИ**

Alimov V.I., Georgiadoy M.V., Basenko L.M.

**STRUCTURE, PROPERTIES AND CORROSIVE BEHAVIOR OF
STEEL FOR DETAILS OF TRANSPORT DEVICES AFTER
HEAT TREATMENT**

Исследовано влияние условий получения структур в стали 23Г2А, используемой для производства круглозвенных цепей, и в стали 35ХГСА, используемой для изготовления соединительных звеньев для этих цепей. Установлено, что для тяговых цепей скребковых конвейеров из стали 23Г2А оптимальным режимом термической обработки является закалка от температуры 860°C в масле и отпуск при 230°C; твердость поверхности при этом составляет HRC35, что позволяет избежать быстрого истирания поверхности звеньев цепи; твердость сердцевины составляет HRC30, что необходимо для сопротивления ударным нагрузкам в процессе эксплуатации, а для соединительных звеньев из стали 35ХГСА необходимую твердость на уровне HRC38 – 40 обеспечивает закалка от температуры 850°C в масле и отпуск при 450°C; применение нормализации в качестве предварительной термообработки экономически целесообразно и технологически предпочтительнее.

Ключевые слова: сталь, износ, твердость, рабочая среда, термическая обработка, конвейер, цепь, соединительное звено, структура, свойства.

Введение

Надежность и долговечность угольных скребковых конвейеров при прочих равных условиях определяется качеством деталей тяговых органов, непосредственно воспринимающих действующие нагрузки, вызывающих сложный ударно-коррозионный износ этих деталей.

Основным элементом конвейеров, обеспечивающим функционирование комплекса, является тяговая цепь. Во время эксплуатации цепи в результате интенсивного линейного износа ее звеньев в шарнирах и увеличения шага происходит переход звеньев на большие начальные окружности

тяговых звездочек, что обуславливает рост нагрузок в цепном контуре и повышает износ. Впоследствии шаг звеньев растёт до некоторого предельного значения, при котором цепь соскакивает со звездочки, и повышается вероятность разрыва соединённых звеньев. Общий вид звеньев цепи показан на рис.1 [1].

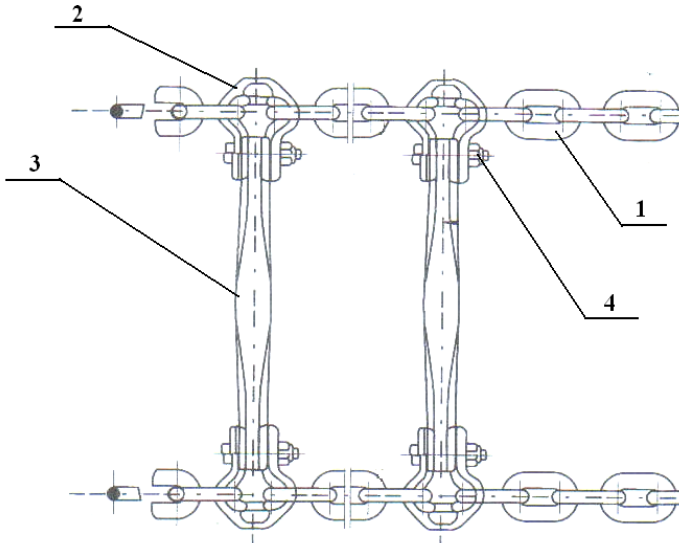


Рис. 1. Отрезок скребковой цепи в сборе: 1 - звено цепи; 2 - звено соединительное; 3 - скребок; 4 - соединительный крепёж

Основной причиной потери работоспособности тягового органа является снижение прочности при приработке и других граничных состояниях (коррозионных повреждениях, функциональных нарушениях соединяющихся в цепях деталей и др.) [2 - 4].

Исходя из условий эксплуатации, к цепям предъявляются следующие требования: прочность (статическая, циклическая, ударная); жесткость против деформации (продольной и поперечной); износостойкость (шарниров боковых граней и выступов); коррозионная стойкость. Важное значение для выносности звеньев имеет структура и напряженное состояние приповерхностных слоев [5 - 9].

Имеются два варианта изготовления цепей: путём сварки (такой процесс применяется на предприятии ООО «Концепт») и путём штамповки. В обоих вариантах готовые изделия подвергают окончательной термической

Металлургия и материаловедение

обработке, которая способствует получению заданных свойств и структуры [10 - 14].

Улучшение эксплуатационных характеристик тяговых цепей имеет важное значение. Круглозвеньевые цепи – это неотъемлемая часть скребковых конвейеров, которые во время передвижения угля и подобных материалов должны отвечать нормативным требованиям [15].

Целью работы¹ является изучение влияния условий получения благоприятных структур в стали 23Г2А, используемой для производства круглозвенных цепей, и в стали 35ХГСА, используемой для изготовления соединительных звеньев для этих цепей.

Методика и результаты исследований

Сталь 23Г2А. От сортового проката из этой стали диаметром 19 мм отбирали образцы длиной по 20 мм. Образцы подвергали термической обработке с использованием различных охлаждающих сред. Температура нагрева под закалку составляла 860 °С, а отпуска – 230 °С; после нагрева под закалку образцы охлаждали в масле, воде и 10 %-ном водном растворе NaCl. После термической обработки на приборе Роквелла измеряли твердость образцов по всему сечению. Распределение твердости по сечению образцов приведено в табл. 1 и на рис. 2.

Таблица 1

Твердость образцов из стали 23Г2А в зависимости от типа охлаждающей среды при закалке

Охлаждающая среда при закалке	Расстояние от сердцевины, мм						
	7	5	2	0	3	6	8
	Твердость, HRC						
Масло	35	34	32,5	30	31,5	33,5	35
Вода	47	45	43	43	43,5	44,5	47,5
10 %-ный водный раствор NaCl	50	49	48	47	47	48	50

Видно, что с повышением охлаждающей способности закалочной среды твердость стали увеличивается, что является следствием переохлаждения аустенита до точки начала мартенситного превращения и его более полного протекания при закалке (рис. 3).

¹ В работе принимал участие инженер Харченко А. М.

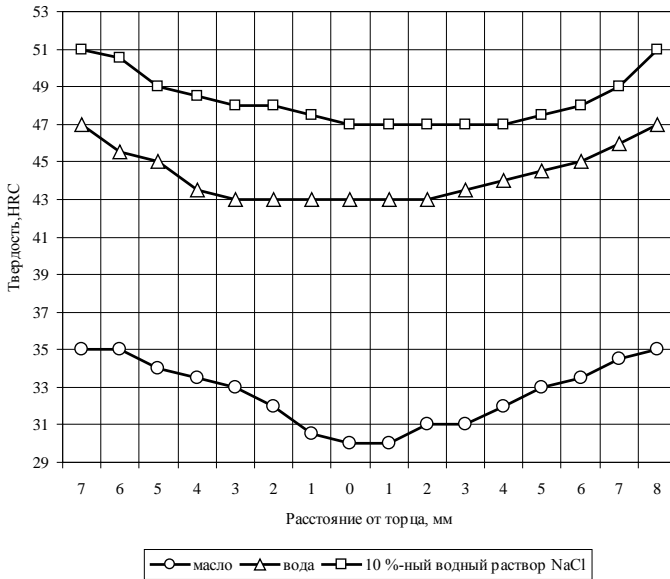
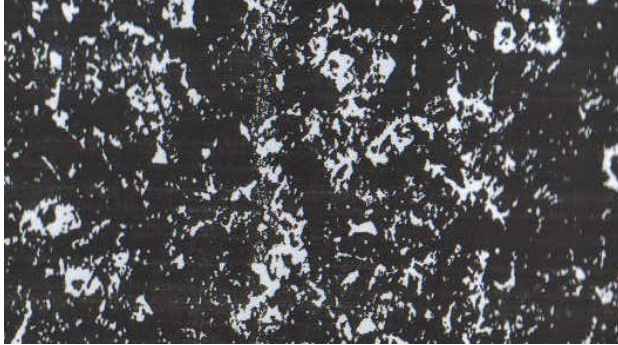


Рис. 2. Распределение твердости по сечению образцов стали 23Г2А в зависимости от типа охлаждающей среды (скорости охлаждения) при закалке: - масло; - вода; - 10 %-ный водный раствор NaCl

Испытание на износ проводили на образцах размером 18x20 мм и толщиной 7 мм, подвергнутых такой же термической обработке. После термообработки с поверхности каждого образца снимали слой металла толщиной 1 мм для удаления обезуглероженного слоя. Испытания на износ проводили на экспериментальной установке, принципиальная схема которой приведена на рис. 4 [16, 17].

В качестве рабочих сред использовали увлажненный гравий, влажную смесь угля с породой и влажную породу [15, 16]. Результаты испытаний приведены в табл. 2.

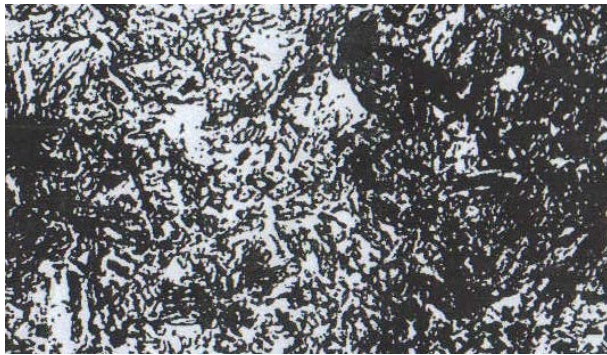
Путь испытания образцов соответствовал 100 оборотам ручного привода (порядка 60 м). Наибольший износ наблюдали у образцов, работающих в увлажненной породе; меньше изнашиваются образцы, работающие в смеси породы и угля; наименьший износ происходит при работе в гравии, не имеющем таких острых граней как у фрагментов породы. На износ также влияет режим термической обработки: образцы, закаленные в масле, изнашиваются интенсивнее, чем образцы, закаленные в воде и 10 %-ном водном растворе NaCl.



а



б



в

Рис. 3. Микроструктура стали 23Г2А после закалки от температуры 860 °С с охлаждением в масле - а, воде - б, 10 %-ном водном растворе NaCl - в и отпуска при 230°С, x500

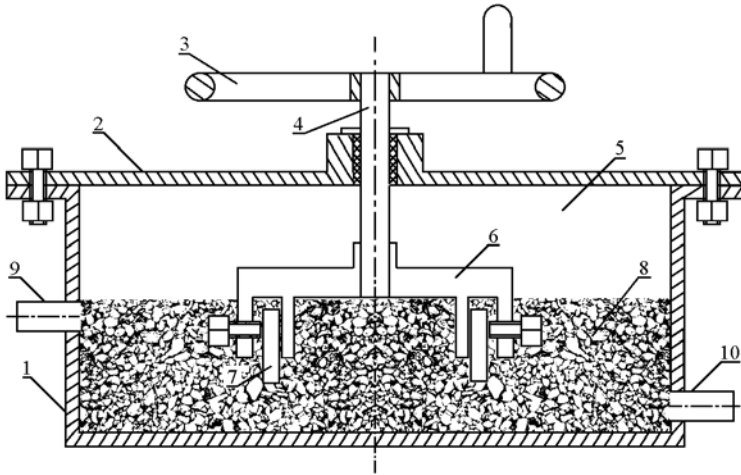


Рис. 4. Конструкция экспериментальной установки: 1 – корпус; 2 – крышка; 3 – ручной привод; 4 – ось вращения; 5 – рабочее пространство; 6 – крестообразное приспособление для крепления образцов; 7 – образец; 8 – рабочая смесь; 9 – патрубок для подвода коррозионной среды; 10 – патрубок для отвода коррозионной среды

Таблица 2

Износостойкость стали 23Г2А в зависимости от типа с
реды охлаждения при закалке

Охлаждающая среда при закалке	Износ в рабочей смеси, $\times 10^{-3}$ г/см ²		
	Увлажненный гравий	Влажная смесь угля с породой	Влажная порода
Масло	5,67	5,79	5,91
Вода	3,86	3,86	3,92
10 %-ный водный раствор NaCl	2,63	2,81	2,97

Сталь 35ХГСА. От заготовки из стали 35ХГСА отбирали образцы размером 20x15 мм и толщиной 7 мм. Образцы подвергали режимам термической обработки с использованием различных температур нагрева. В качестве предварительной термической обработки проводили отжиг и нормализацию. После нормализации в структуре стали уменьшается полосчатость, которую наблюдали после штамповки соединительных звеньев. Нормализация для получения заданной структуры проще и дешевле, чем отжиг. Результаты измерения твердости после отжига, нормализации и последующей закалки приведены в табл. 3.

Таблица 3

Сравнительное влияние предварительного отжига и нормализации на твердость стали 35ХГСА после закалки

Температура нагрева под закалку, °С	Твердость, HRC	
	Отжиг, 860°С	Нормализация, 880°С
800	47	48
850	49	50
900	48	48,5

Закалку проводили от температур 800 – 900 °С в масле, отпуск - при 400 – 500 °С. Результаты измерения твердости после отпуска приведены в таблице 4.

Таблица 4

Сравнительное влияние предварительного отжига и нормализации* на твердость стали 35ХГСА после закалки и отпуска

Температура отпуска, °С	Твердость, HRC		
	Температура закалки, °С		
	800	850	900
400	41	41	41
	42,5	43,5	41
450	37,5	39,5	39,5
	36,5	38,5	33,5
500	33,5	36	35,5
	34,5	36,5	35,5

* Отжиг – числитель, нормализация – знаменатель.

Выводы

1. Для тяговых цепей скребковых конвейеров из стали 23Г2А оптимальным режимом термической обработки является закалка от температуры 860°С в масле и отпуск при 230°С; твердость поверхности составляет порядка HRC35, что позволяет избежать быстрого истирания поверхности звеньев цепи; твердость сердцевины составляет порядка HRC30, что необходимо с учетом ударных нагрузок в процессе работы.

2. Для соединительных звеньев из стали 35ХГСА необходимую твердость на уровне HRC 38 – 40 обеспечивает закалка от температуры 850°С в масле и отпуск при 450°С; применение нормализации в качестве предварительной термообработки более экономически целесообразно и технологически предпочтительнее, чем отжиг.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. НИР в области транспортирования угля в лавах. – Режим доступа: http://www.coal.in.ua/vosstanovlenie_donbassa/transportirovanie_uglja_javah 711-nauchno-issledovatel'skie-raboty-v-oblasti.html.
2. Thomas Gareth John. Conveyor pan section // *Met/ Scient. Rev. Met.*-1992. - № 10.- P.347-354.
3. Rinneschub fur kettenkratrfordertr inshesondere fur den Bergbaueinsaftr / Stein-kuhl Bernd, Hahn Deflef. // *Becorif industrie technic.* -1990. - № 11. – S.248-352.
4. Повышение качества соединительных звеньев конвейера СП-63. / В.И.Алимов, И.А. Тертышный, Н.П. Шаповалова // *Уголь Украины.* – 1982. - №5. – С. 33-34.
5. Повышение качества соединительных звеньев конвейера СП-63. / В.И. Алимов, И.А. Передерий, Н.П. Шаповалова // *Уголь Украины.* – 1983. - №4. – С. 40-41.
6. Chain and flight conveyor. / W.L. Edmonson, Joy // *Technologies Inc.* – 1992. - №9. – P. 133-135.
7. Ketterer J. Ketten krafzforderer mit Lincarmotorantrieb // *Jngenieurbuero fur Entwicklung und Planung.* – 1992. - №3. – S. 87-89.
8. Упрочнение деталей транспортного горношахтного оборудования с использованием тепла штамповочного нагрева. / В.И. Алимов, С.В. Петрушак, И.Э. Плотникова // *Бюлл. Черная металлургия.* – 1988. - №11. – С.38-39.
9. Упрочнение со штамповочного нагрева соединительных звеньев для угольных конвейеров. / В.И. Алимов, В.Д. Коротченков, С.В. Петрушак // *Кузнечно-штамповочное производство.* – 1989. - №2. – С.19-20.
10. Патент України на корисну модель №11898. МПК7 B21C 1/18, A61U 23/00. Спосіб виготовлення фасонних з'єднувальних ланок тягових органів. Алімов В.І., Піддубний М.М., Штихно А.П., Щеголева Т.О. – 16.01.2006. – Бюл. №1.
11. Упрочнение сталей для деталей тяговых органов ГШО с нагревом под ковку и штамповку. / В.И. Алимов, С.В. Петрушак, О.В. Билых // *Стародубовские чтения.* – 2004. – С. 343-347.
12. Совершенствование упрочняющей деформационно-термической обработки комплектующих деталей оборудования для транспортирования материалов. / В.И. Алимов, С.В. Петрушак // *Теория и технология процессов пластической деформации.* – 2004. – С. 292-294.
13. О перспективах использования низкоуглеродистых легированных сталей для элементов тяговых органов конвейеров. / В.И. Алимов, Т.А. Щеголева // *Вестник ДонНАСА.* – 2005. - №4(52). – С.135-138.
14. Патент України на корисну модель № 72135. МПК F16G 15/00. Спосіб виготовлення тягових ланцюгів із зварних ланок для конвеєрів. Алімов В.І., Штихно А.П., Пильова І.В. – 10.08.2012. – Бюл.№15.
15. Підвищення експлуатаційних властивостей ланок ланцюгів гірничошахтних конвеєрів / В. І. Алімов, А. П. Штихно, І. О. Шевелєв // *Уголь Украины.* – 2014. – № 4. – С. 10 – 14.

Металлургия и материаловедение

16. Патент України на корисну модель № 17644. МПК(2006), G01N 3/56, G01N 17/00. Пристрій для випробувань на корозійно-абразивний знос. Алімов В.І., Штихно А.П., Афанасьєва М. В. – 16.10.2006. – Бюл.№ 10. – 4. с.

17. Патент України на корисну модель № 27165. МПК(2006), G01N 3/56, G01N 17/00. Пристрій для випробувань на газово-абразивний знос. Алімов В.І., Штихно А.П., Афанасьєва М. В. – 25.10.2007. – Бюл.№ 17. – 4. с.

Alimov V. I., Georgiadoy M. V., Basenko L. M. Structure, properties and corrosive behavior of steel for details of transport devices after heat treatment.

The influence of the conditions for obtaining the structures of 23Г2А steel used for the production of round link chains and 35ХГСА steel used for the manufacture of connecting links for these chains was investigated. It is established that for traction chains of scraper conveyors made of steel 23Г2А, the optimal mode of heat treatment is quenching from a temperature of 860 ° C in oil and tempering at 230 ° C; the hardness of the surface is 35 HRC, which avoids rapid abrasion of the surface of chain links; the hardness of the core is 30 HRC, which is necessary for resistance to impact loads during operation, and for the connecting links of 35ХГСА steel, the required hardness of 38-40 HRC provides quenching from 850 ° C in oil and tempering at 450 ° C; application of normalization as a preliminary heat treatment is economically feasible and technologically preferable.

Key words: *steel, wear, hardness, working medium, heat treatment, conveyor, chain, connecting link, structure, properties.*

Алимов Валерий Иванович – доктор технических наук, профессор Донецкого национального технического университета, г. Донецк. Научные интересы: ресурсосберегающие технологии и оборудование для упрочняющей деформационно-термической обработки стальных изделий с использованием металлогенетической наследственности и различных способов формоизменения; локальное упрочнение высококонцентрированными источниками энергии, коррозионное материаловедение.

e-mail: alim41@mail.ru

Георгиаду Мария Викторовна – кандидат технических наук, инженер-технолог ЧАО «Лугцентрокуз им. С. С. Монятовского», г. Луганск. Научные интересы: размерное термическое восстановление быстрорежущего инструмента и деталей повышенной точности.

e-mail: geote@mail.ru

Басенко Лидия Михайловна – магистр Донецкого национального технического университета, г. Донецк. Научные интересы: химико-термическое упрочнение почвообрабатывающего инструмента.

Alimov Valeriy – D.Sc (Eng), Associate Professor, Donetsk National Technical University, Donetsk. Scientific interests: development of resource-saving technologies and equipment for reinforcing deformation-thermal processing of steel products using

Металлургия и материаловедение

metalogenetic heredity and various methods of shaping; local hardening by highly concentrated energy sources, corrosive materials science.

Georgiadou Maria - candidate of technical sciences, engineer-technologist of PJSC "Lugtsentrokuz im. S. S. Monyatovsky ", Lugansk. Scientific interests: dimensional thermal recovery of high-speed tools and high precision parts.

Basenko Lidia - undergraduate Donetsk National Technical University, Donetsk. Scientific interests: chemical-thermal hardening of a tillage tool.

Статья поступила 10 июня 2018 г

© Алимов В. И., Георгиаду М. В., Басенко Л. М., 2018

УДК 539.23; 621.315.592.9

Савицкий И.В., Войтенко В.А.

ПОЛУЧЕНИЕ ТОНКИХ ПЛЕНОК АНТИМОНИДА ВИСМУТА С ЗАДАННЫМИ СВОЙСТВАМИ МЕТОДОМ ТЕРМИЧЕСКОГО ИСПАРЕНИЯ

Savitsky I.V., Voytenko V.A.

OBTAINING THE THIN FILMS OF BISMUTH WITH DESIRED PROPERTIES BY THERMAL EVAPORATION

Проведена разработка и поиск оптимальных режимов получения тонких пленок методом термического испарения в вакууме при давлении около 10^{-3} Па. Выращены и исследованы пленки антимонида индия и антимонида висмута толщиной от 10 до 50 нм. Проведены измерения удельного электросопротивления, термо-ЭДС и изменения электропроводности в магнитном поле полученных образцов. На основании рентгеноструктурного анализа выращенных пленок установлено наличие крупных монокристаллических образований внутри преимущественно поликристаллической структуры. Выявлена неоднородность распределения исходных веществ в оболочке пленок.

Ключевые слова: антимонид висмута, антимонид индия, термическое испарение, тонкие пленки, рентгеноструктурный анализ.

Введение

Темпы развития современной науки и технологий стимулирует развитие методов получения и исследования тонких плёнок и плёночных покрытий. При этом интерес представляют плёнки, толщины которых составляют от нескольких нанометров до единиц микрометров. Такие плёнки широко используются в микроэлектронике, нанофотонике, вычислительной технике и промышленности, оптике и оптоэлектронике, космической и бытовой промышленности и в других технических отраслях [1]. Например, в нанофотонике использование тонких металлических пленок, нанесенных на поверхности диэлектрика, позволяет существенно увеличить интенсивность лазерного излучения и предельные углы отражения атомов, пространственно модулированная поверхностная волна является идеальной дифракционной решеткой для атомных волн де Бройля. Для расчета ди-

фракции света на субволновых дифракционных решетках используются пленки с антиотражающими свойствами [2, 3]. Магнитные тонкие плёнки, представляющие собой поли- или монокристаллический слой ферромагнитного металла, сплава или магнитного окисла толщиной от 0,01 до 10 мкм, находят применение в качестве запоминающих элементов в вычислительной технике и индикаторов при физических исследованиях [4-6].

В современной науке особое внимание тонким плёнкам уделяется в связи с наличием новых специфических свойств.

Разработанные на сегодняшний день технологии получения тонких плёнок имеют ряд недостатков: качество полученной плёнки зависит от выбранного метода создания плёнки, недостаточная повторяемость результатов и нестабильность свойств плёнок во времени, что обусловлено особенностями фазовых и структурных состояний вещества.

Задача поиска наиболее подходящих технологических режимов для получения пленок с заданными свойствами является актуальной и в настоящее время.

Целью работы является поиск оптимальных условий получения тонких пленок антимонида индия и антимонида висмута с наиболее совершенной структурой методом термического испарения.

Методика эксперимента

Наиболее простым и недорого стоящим методом получения тонких пленок полуметаллов является метод термического испарения в вакууме. Суть метода термического испарения в вакууме заключается в осаждении испаряемого вещества на подложку при заданных термодинамических, физических и химических параметрах [7]. Среди основных преимуществ данного метода можно выделить простоту реализации, высокую скорость испарения вещества и возможность регулирования ее в широких пределах, возможность получения покрытий практически без загрязнений. Основным параметром, определяющим режим осаждения вещества, является скорость испарения. Скорость испарения G определяется числом частиц, покидающих единицу поверхности источника испарения в единицу времени [8],

$$G = m\eta = m \frac{1}{4} n\bar{v}, \quad (1)$$

где m – масса молекул, η – количество частиц, возгоняющихся в течение одной секунды с поверхности испаряемого вещества площадью 1 м^2 , n – концентрация частиц, м^{-3} , \bar{v} – среднеквадратическая скорость молекул,

$$\bar{v} = \sqrt{\frac{8kT}{\pi m}}. \quad (2)$$

Мера вакуума, необходимая для выращивания тонких пленок, определяется соотношением между средней длиной свободного пробега молекул вещества и расстоянием от источника испарения до подложки. Средняя длина свободного пробега

$$\lambda = \frac{\bar{v}}{z} = \frac{kT}{\sqrt{2}\pi\sigma^2 p}, \quad (3)$$

где z – число столкновений молекул за одну секунду, σ – эффективный диаметр молекулы, p – давление.

Изготовление пленок антимонида индия и антимонида висмута производилось в вакууме от $1,2 \times 10^{-3}$ до $3,5 \times 10^{-3}$ Па. Испарение проводилось из жидкой фазы с помощью резистивного нагревателя, выполненного из нихромовой проволоки. Материалы осаждались на стеклянные и слюдяные подложки размером 10×50 мм, которые предварительно были очищены и обезжирены с помощью этилового спирта. Скорость осаждения составляла примерно 10 нм/с. Отжиг пленок проводился при температуре 270°C в течение 60 мин в среде инертного газа.

Методика измерений

В полученных образцах были измерены термо-ЭДС, удельное сопротивление и изменение электропроводности в магнитном поле.

Измерение термо-ЭДС производилось с использованием милливольтметра. Соединение образцов с измерительной цепью прибора осуществлялось с помощью прижимных контактов. Образец нагревался с одной из сторон, контроль температуры производился при помощи медь-константановых термопар. Перевод показаний милливольтметра в единицы температуры выполнялся согласно данным, приведенным в табл. 1 [9].

Измерение электросопротивления пленок в магнитном поле проводилось при помощи омметра. Индукция магнитного поля составляла 0,33 Тл.

Рентгеноструктурный анализ полученных образцов был проведен с помощью рентгеновского дифрактометра общего назначения ДРОН-3.0.

Градуировочная таблица термо-ЭДС термопары медь-константан.
Температура свободных концов 0 °С

t, °С	0	10	20	30	40	60	60	70	80	90
0	0,00	0,389	0,787	1,194	1,610	2,035	2,467	2,908	3,357	3,814
100	4,277	4,749	5,227	5,712	6,204	6,703	7,208	7,719	8,236	8,759
200	9,288	9,823	10,363	10,909	11,459	12,015	12,575	13,140	13,710	14,285
300	14,864	15,447	16,035	16,626	17,222	17,821	18,425	19,032	19,642	20,255
400	20,874	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Дифрактометр ДРОН-3.0 предназначен для выполнения широкого круга рентгеноструктурных исследований различных монокристаллических и поликристаллических материалов. Применение специальных приставок делает возможным проведение исследований с охватом области углов, начиная с 12 минут. Температурные интервалы для проводимых исследований составляют от +20 до +2000 °С и от +20 до –180 °С.

Результаты исследований

В табл. 2 представлены некоторые из результатов измерений удельного сопротивления и термо-ЭДС полученных образцов. Низкое удельное сопротивление образцов говорит о том, что пленки являются полуметаллическими. Это также подтверждается незначительными термо-ЭДС при большой разности температур.

На рис. 1 представлена рентгенограмма пленки BiSb, выращенной на стеклянной подложке в течение 30 мин. Полученная кривая свидетельствует о том, образец представляет собой поликристаллическую пленку с крупными монокристаллическими образованиями.

На рис. 2 изображена рентгенограмма пленки InSb, выращенной в течение 20 мин. Отсутствие ярко выраженных максимумов является признаком того, что данная пленка имеет аморфную структуру.

Измеренное удельное электросопротивление может косвенно свидетельствовать о степени кристаллизации вещества. Образцы с наиболее крупными монокристаллическими участками имеют меньшее удельное сопротивление.

Результаты измерений удельного сопротивления и термо-ЭДС
полученных образцов

Номер образца	1	2	3	4	5	6	7
Материал пленки	InSb	BiSb	BiSb	BiSb	BiSb	BiSb	InSb
Время напыления, мин	20	60	20	30	30	60	30
Термо- ЭДС, mV	-0,5	6,8	3,2	12,8	5,9	4,3	-0,8
Температура хо- лодной зоны, °C	28	37	32	65	43	32	23
Температура горя- чей зоны, °C	85	128	76	132	102	83	64
Разность темпера- тур, °C	57	91	44	67	59	51	41
Сопротивление, Ом	2320	32,7	53	42,3	127	7,2	832
Расстояние между контактными креп- лениями, мм	24	32	23	8	23	22	27

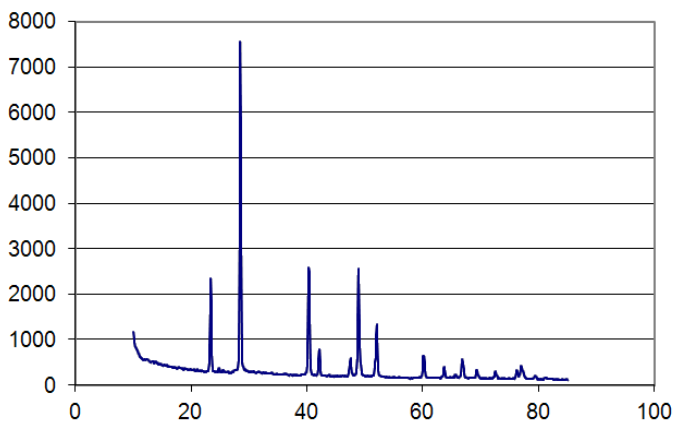


Рис. 1. Рентгенограмма пленки BiSb, выращенной на стеклянной подложке в течение 30 мин

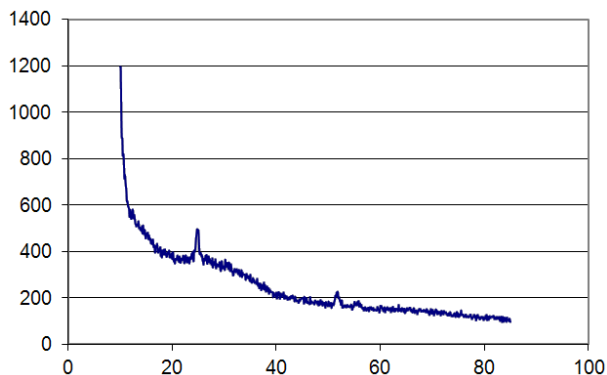


Рис. 2. Рентгенограмма пленки InSb, выращенной на стеклянной подложке в течение 20 мин

Исследованные пленки антимонида индия и антимонида висмута не являются однородными и не имеют ярко выраженной монокристаллической структуры. Как способ решения данной проблемы может быть предложен метод выращивания пленок путем испарения исходных веществ из твердой фазы с их послойным осаждением в вакууме.

Выводы

1. Методом термического испарения в вакууме при остаточном давлении от $1,2 \times 10^{-3}$ до $3,5 \times 10^{-3}$ Па были получены пленки BiSb и InSb толщиной от 10 до 50 мкм на стеклянных и слюдяных подложках при различных скоростях испарения и температурах подложки.

2. Результаты проведенных исследований свидетельствуют о том, что полученные образцы обладают ярко выраженными металлическими свойствами, а также имеют поликристаллическую структуру с крупными монокристаллическими образованиями.

3. Установлено, что удельное сопротивление пленок может косвенно свидетельствовать о степени их кристаллизации, а именно, образцы с наиболее крупными монокристаллическими участками имеют меньшее удельное сопротивление.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пул Ч., Оуэнс Ф. Нанотехнологии. – М.: Техносфера, 2004. 327 с.

Металлургия и материаловедение

2. Нестеренко Д.В., Котляр В.В. Рассеяние света в диэлектрическом цилиндре, включающем массивы металлических наностержней // Компьютерная оптика, 2008. – Т.32, №1. С.23-28.
3. Doskolovich L.L. Nanoscale photolithography by means of surface plasmon interference // J. Opt. A: Pure Appl. Opt., 2007. V.9. P.854 - 857.
4. Поливанов К. М., Фрумкин А. Магнитные тонкие пленки, перевод с английского, М.: 1967.
5. Крайзмер Л. П., Быстродействующие ферромагнитные запоминающие устройства, М. – Л., 1964; «Institute of Electrical Electronics Engineers. Transactions on Magnet», 1965–72, v. 1-8.
6. Бардиж, В. В. Магнитные элементы цифровых вычислительных машин, М.: Энергия, 1967. 455 с.
7. Готра З. Ю. Технология микроэлектронных устройств. Справочник. – М.: Радио и связь, 1991. 528 с.
8. Генералов М.Б. Кримохимическая нанотехнология: Учеб. пособие для вузов. М.: ИКЦ “Академкнига”, 2006. 325 с.
9. Губен - Вейль. Методы органической химии. Том 2. 2-е изд., стереотипн. – М.: Изд-во Химия, 1967. 1032 с.

Savitsky I.V., Voitenko V.A. Obtaining the thin films of bismuth with desired properties by thermal evaporation.

The development and search for optimal regimes for the production of thin films by the method of thermal evaporation in vacuum at a pressure of about 10^{-3} Pa are carried out. The films of indium antimonide and bismuth antimonide with a thickness of 10-50 μm were grown and investigated. The obtained samples were used to measure the electrical resistivity, thermo-emf, and changes in their electrical conductivity in a magnetic field. On the basis of X-ray diffraction analysis of grown films, large monocrystalline formations were found, but the entire structure is predominantly polycrystalline. The inhomogeneity of the distribution of the initial substances in the membrane of the films was revealed. A method is proposed for solving the identified problems by evaporating the starting materials from the solid phase with their layer-by-layer deposition in a vacuum.

Key words: *bismuth antimonide, indium antimonide, thermal evaporation, thin films, X-ray diffraction analysis.*

Савицкий Иван Викторович – ассистент Луганского национального университета имени Владимира Даля, г. Луганск. Научные интересы: получение и исследование материалов.

e-mail: ivan-savitskiy@mail.ru

Войтенко Владимир Афанасьевич – кандидат технических наук, доцент Луганского национального университета имени Владимира Даля, г. Луганск. Научные интересы: разработка новых методов и приборов исследования материалов и технологических процессов.

e-mail: vlvoitenko@gmail.com

Savitsky Ivan – assistant Vladimir Dahl Lugansk National University, c. Lugansk.
Scientific interest: obtaining and study materials.
e-mail: ivan-savitskiy@mail.ru

Voytenko Vladimir – Ph.D. (Eng), Docent , Vladimir Dahl Lugansk National University, c. Lugansk. Scientific interest: developing of new methods and devices for the study of materials and processes.
e-mail: vlvoytenko@gmail.com

Статья поступила 12 июня 2018 г
© Савицкий И.В., Войтенко В.А., 2018

УДК 621.433

Шевченко Д.Ю., Никитин Ю.Н.

**ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА МАТЕРИАЛА
ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПЕЛЛЕТНОЙ ГОРЕЛКИ
ОБЪЕМНОГО ГОРЕНИЯ АВТОМОБИЛЬНОЙ
ГАЗОГЕНЕРАТОРНОЙ УСТАНОВКИ**

Shevchenko D.Yu., Nikitin Yu.N.

**THE SUBSTANTIATION OF THE SELECTION OF MATERIAL
FOR MANUFACTURING THE PELLET BURNER
OF THE SOLAR BURNING OF THE AUTOMOBILE
GAS-GENERATOR INSTALLATION**

Выполнен анализ материалов, применяемых для изготовления кожуха пеллетных горелок объемного горения. Определены основные факторы, влияющие на процесс функционирования автомобильных газогенераторных установок. Предложены материалы, повышающие эксплуатационные свойства бункера и кожуха пеллетной горелки объемного горения автомобильной газогенераторной установки. Усовершенствована пеллетная горелка объемного горения за счет установки разборного кожуха футерованного фторопластом. Разработана методика выполнения эксперимента. Установлены физико-механические свойства применяемого полиэтилена и фторопласта. Выполнен сравнительный анализ коэффициентов трения пеллетного топлива по стали 10, полиэтилену и фторопласту. Выполнен сравнительный анализ влияния давления топлива на шнек и на производительность автомобильной газогенераторной установки с пеллетной горелкой объемного горения при коэффициенте заполнения шнека 0,2 с кожухом металлическим и кожухом металлическим футерованным фторопластом.

Ключевые слова: топливные пеллеты, промышленный транспорт, автомобильная газогенераторная установка, пеллетная горелка объемного горения, фторопласт, кожух пеллетной горелка объемного горения, футеровка.

Введение

Снижение затрат на перевозки в промышленном автотранспорте может быть осуществлено за счет частичного его перевода на местные альтернативные виды топлива. Это возможно при установке на автомобили

газогенераторных установок использующих горелку объемного горения, транспортирующим органом которой является шнек, работающих на пеллетах изготовленных из отходов сельского хозяйства, лесной и деревообрабатывающей промышленности. Мировой парк транспортных средств, сосредоточенных в этих отраслях составляет 10 - 120 млн. единиц [1, 2].

Несмотря на значительное количество научных работ, которые посвящены исследованию винтовых транспортеров которые являются рабочим органом пеллетной горелки объемного горения, уровень их проектирования и изготовления остается недостаточным, а научная база для их создания не всегда отвечает современным требованиям по материало- и энергоемкости [3, 4].

Среди указанных проблем важное место занимает исследование влияния применения современных материалов на эксплуатационные свойства горелки объемного горения автомобильных газогенераторных установок.

Повышенные требования к конструктивным и технологическим параметрам, качеству, надежности и долговечности, расширение функциональных возможностей винтовых транспортно-технологических систем, в том числе применяемых для изготовления пеллетных горелок объемного горения, нуждаются в глубоком анализе существующих конструкций и технологий их изготовления и разработке на этой основе научно обоснованных экспериментальных наработок, их успешного внедрения в производство [3, 4].

Целью работы является обоснование выбора материала при проектировании и изготовлении кожуха топливоподающего шнека пеллетной горелки объемного горения автомобильной газогенераторной установки с целью повышения его качества, надежности и долговечности.

Методика исследования

При изготовлении кожуха пеллетной горелки объемного горения в виде трубы (ГОСТ 8732 – 78) в зависимости от предприятия изготовителя используются различные марки сталей: углеродистые конструкционные – Ст4сп, качественные углеродистые - сталь 10, конструкционные улучшаемые легированные – 40Х, износостойкие, коррозионно-стойкие и жарочные стали. Для изготовления бункера и кожуха в основном применяются углеродистые конструкционные стали. Применение остальных марок сталей повышает стоимость объемной пеллетной горелки.

Кожух, изготовленный из углеродистых конструкционных сталей, подвергается коррозии. В кожухе топливоподающего шнека рабочая температура согласно ГОСТ 32452-2013 и работы [5] составляет 40° - 45°С, а в

Металлургия и материаловедение

аварийных случаях достигает 70° - 85°C . В меньшей степени коррозии подвергается рабочая поверхность бункера.

Коррозия не только ускоряет износ бункера и кожуха пеллетной горелки объемного горения, но и увеличивает коэффициент трения пеллетного топлива о стенки, что приводит к уменьшению производительности и дополнительному истиранию пеллетного топлива. Истирание пеллетного топлива приводит к образованию древесной пыли, а она в свою очередь влияет на эффективность работы шнековой системы подачи пеллет в автоматизированных автомобильных газогенераторных установках и осложняет процесс горения и газификации. Кроме того, при увеличении зазора между кожухом и шнеком крупные частицы топлива попадают между краями шнека и кожухом, что приводит к преждевременному износу шнека, а иногда – к его заклиниванию и как следствие частый ремонт и замена шнека, кожуха и бункера.

В связи с тем, что кожух и бункер в процессе эксплуатации подвергается износу и коррозии при проектировании толщины стенок бункеров, кожухов учитывают эти факторы. Увеличение толщины стенок приводит к увеличению веса газогенераторной установки.

Автомобильные газогенераторные установки подвержены влиянию низких и резким перепадам температур, вибрации. В результате резкого снижения температуры происходит повреждения бункеров и кожухов за счет больших температурных напряжений, а также хрупкости стали при низкой температуре. Усталостные явления в стенках бункера и кожуха возникают от колебаний температуры, вызывающих изменение напряжений в его стенках. Кроме того, вследствие разности температур освещенной и теневой сторон возникают местные напряжения, что приводит к искажению цилиндрической формы бункера и кожуха. При колебаниях температуры от $+15$ до -15°C в стенках бункера и кожуха напряжение, приближается к 75 МПа [6].

Для снижения влияния этих факторов возможно применение различных покрытий во внутренней части кожуха: металлических, полимерных, керамических. Основной недостаток таких покрытий состоит в том, что после износа этих покрытий необходимо полностью менять кожух и бункер питателя автомобильной газогенераторной установки. Кроме того, при использовании металлических и керамических покрытий увеличивается стоимость конструкции. Керамические покрытия намного превосходят полимерные покрытия по износостойкости и имеют меньший коэффициент трения, но не выдерживают вибрационных, ударных нагрузок и резких перепадов температур, характерных для питателей автомобильных газогенераторных установок.

Наиболее простой и ремонтпригодный метод очевидно – футеровка кожуха. Для снижения влияния коррозии и абразивного износа бункеры, кожуха и желоба винтовых транспортеров фирм Вейт бразерс и WAM футеруют высокомолекулярным полиэтилен низкого давления выпускаемого фирмой Маннесман. Увеличение относительной молекулярной массы полиэтилена значительно улучшает его износостойкость жаропрочность и стойкость к коррозии. Высокая низкий коэффициент трения, хорошая ударная вязкость и изгибающая прочность и водоотталкивающие свойства позволяют использовать этот материал для футеровки бункеров, кожухов и желобов винтовых транспортеров [6, 7].

С целью облегчения автомобильной газогенераторной установки возможно применение при изготовлении бункера два варианта: использовать в качестве футеровки листы из Полиэтилен 20108-001 ГОСТ 16338-85 или Полиэтилен 20208-002 ГОСТ 16338-85; изготовить корпус бункера из Полиэтилен 20908-040 ГОСТ 16338-85 или Полиэтилен 21008-075 ГОСТ 16338-85.

В отличие от бункера кожух пеллетной горелке объемного горения подвергается влиянию повышенных температур. Поэтому при проектировании кожуха необходимо определиться с материалов для футеровки. Основная задача при выборе полимера сочетание высокой и низкой температуры с коэффициентом трения и механическими свойствами. В табл. 1 представлены полимеры, которые имеют высокую рабочую температуру.

Т а б л и ц а 1

Температуры стеклования и рабочие температуры полимеров

Полимер	Температура стеклования T_c , °C	Рабочая температура T_{max} , °C
Пентапласт	+7,5	150
Полиэтилен	-50	80-90
Ф-4Д	-110	260
Ф-40	-100	180
Ф-4МБ	-90	200
Ф-42	-45	125

Полиэтилен имеет удовлетворительную температуру стеклования для футеровки кожуха, но недостаточную рабочую температуру. Срок службы полиэтилена из-за термоокислительной деструкции будет намного меньше, чем у фторопласта. Как показано в работе [8] чем выше плотность и кристалличности полиэтилена, тем выше механическая прочность и теплоустойчивость материала (табл. 1). При использовании полиэтилена в качестве футеровки кожуха пеллетной горелки он будет подвергаться повышенным

Металлургия и материаловедение

от $+40^{\circ}$ - 85°C и пониженным температурам до -40°C , а это приведет к снижению механических свойств при повышенных температурах в два и более раза и увеличению этих свойств при пониженных температурах [8] (рис. 1). Пентапласт явно имеет недостаточную температуру стеклования. Наиболее подходящие температуры для изготовления кожуха пеллетной горелки имеют фторопласт марки Ф-4МБ (ГОСТ 10007-80).

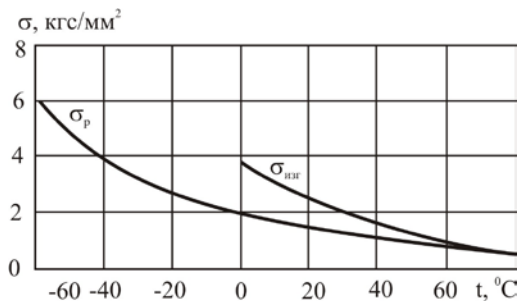


Рис. 1. Зависимость прочности полиэтилена от температуры

Фторопласты относятся к классу карбоцепных полимеров, у которых в плотную спиральную оболочку из атомов фтора заключена основная цепь состоящая из атомов углерода. Прочность химической связи С – F составляет 116-120 ккал/моль, что намного превышает прочность связи С – Н (95 ккал/моль) полиэтилена. Это обстоятельство наряду с химической инертностью и плотностью оболочки из атомов фтора, защищающей углеродную цепь от проникновения и воздействия агрессивных разрушающих сред, придает фторопластам высокую химическую стойкость, стойкость к термоокислительной деструкции, низкую проницаемость к тому же он не горюч.

Для определения коэффициента трения пеллетного топлива изготовленного из отходов лесоперерабатывающей промышленности (ГОСТ Р 55114-2012) по стали 10, полиэтилену марки 20108-001 ГОСТ 16338-85 и фторопласту марки Ф-4МБ использовали трибометр. Исследования выполняли согласно методике представленной в работе [6].

Для определения параметров пеллетной горелки объемного горения использовали питатель автомобильного газогенератора (рис. 2) [9].

Конструктивные параметры пеллетной горелки объемного горения: внутренний диаметр кожуха шнека – 80 мм; диаметр шнека по наружной кромке – 60 мм; шаг винтовой нитки шнека – 60 мм; диаметр вала шнека – 20 мм. Частота вращения шнека – 80 об/мин.

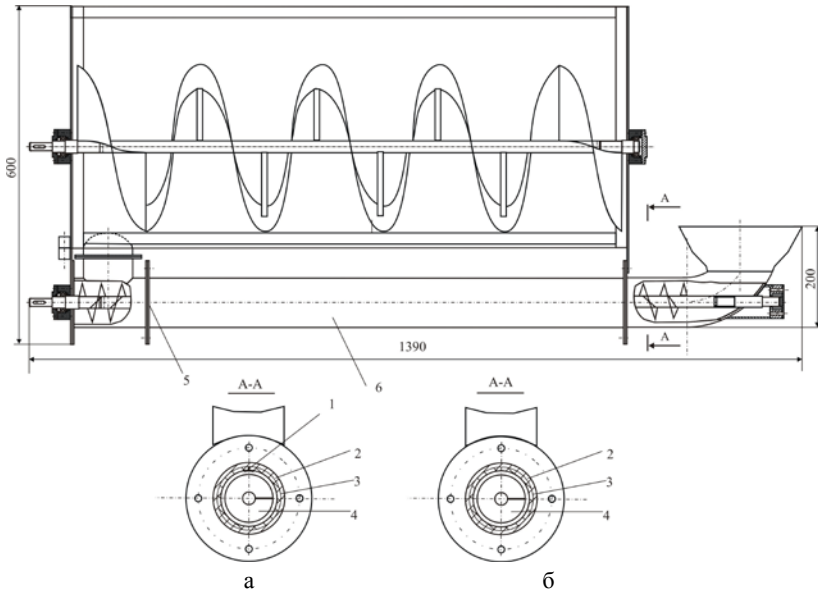


Рис. 2. Чертеж конструкции питателя автомобильного газогенератора:
 а – питатель с использованием листа; б - питатель с использованием трубы :
 1 – Т-образный замок для крепления листа фторопласта; 2 - кожух pelletной горелки; 3 – фторопласт; 4 - сплошной шнек pelletной горелки;
 5 – разъемные фланцы; 6 – кожух с футеровкой фторопластом

Коэффициент заполнения нижнего шнека pelletной горелки объемно-го горения варьировали в пределах 0,2 - 0,6 изменением частоты вращения верхнего ленточного шнека бункера. Диаметр разгрузочного окна между верхним и нижним шнеками оставался постоянным и равным 55 мм.

Наличие химически инертной оболочки из атомов фтора обуславливает низкую поверхностную энергию фторопластов (критическое поверхностное натяжение смачивания для фторопласта-4 составляет ~18,5 дин/см) [8]. Это позволяет использовать фторопласты-4 в качестве антифрикционного материала даже в условиях сухого трения, а также в качестве антиадгезионных материалов. В связи с тем, что фторопласты имеют химическую инертность, низкую поверхностную энергию и как следствие низкую адгезию фторопластов к металлам, поэтому для футеровки кожуха возможно применять специальные клеевые составы или механическое крепление. Основной недостаток применения клеевого состава - кожух, изготовленный с применением клеящих составов при футеровке фторопласта не ремонтно-пригоден. Наиболее простым методом крепления фторопласта в кожухе

Металлургия и материаловедение

пеллетной горелки объемного горения является механическое крепление с помощью крепежных изделий (рис. 2, а) или запрессовка фторопластовой трубы в кожух толщиной от 1 до 2 мм (рис. 2, б). Для сравнения в пеллетной горелке (рис.) используется труба с толщиной стенки 4 мм и более (ГОСТ 8732 – 78). Применение фторопласта, очевидно, приведет к снижению веса установки автомобильного газогенератора.

Так как для эффективной работы пеллетной горелки объемного горения наиболее приемлемым является использование коэффициента заполнения шнека от 0,2 до 0,4 [4] – достигается максимальная высота подъема от 90 до 190 мм, то износ ее будет происходить только в нижней части кожуха. С целью увеличения срока службы пеллетной горелки объемного горения в конструкцию установки автомобильного газогенератора [9] внесены изменения - добавлены разъемные фланцы 6 (рис. 2). После износа нижней части кожуха с футеровкой разъемные фланцы кожуха раскрепляют и поворачивают на 180° и дальше опять закрепляют. При износе футеровки в виде листа 2 (рис.) ее необходимо полностью менять. На основании этого останавливаемся на выборе футеровки кожуха фторопластовой трубой.

Методика исследования подачи:

- отбирали несколько проб и определяли физико-механические свойства пеллет;
- устанавливали металлический кожух без футеровки в пеллетную горелку;
- заполняли до определенного уровня загрузочный бункер (в течение эксперимента в нем поддерживается постоянный уровень);
- включали привод, после заполнения шнека запускали секундомер;
- при заполнении приемной емкости привод установки и секундомер выключали;
- мерную камеру газификации с пеллетным топливом взвешивали;
- на основании проведенных экспериментов (не менее 5 раз) по формуле рассчитывали подачу пеллетной горелки объемного горения.

$$Q = \frac{3600m}{t},$$

где m - масса пеллетного топлива, кг;

t - время, с.

Затем устанавливали кожух с футеровкой в пеллетную горелку объемного горения и выполняли эксперимент по методике представленной выше.

Результаты исследования

Определяли физико-механические свойства исследуемых материалов (табл. 2): плотность - ГОСТ 15139-69 гидростатическим взвешиванием двух дисков; предел прочности при растяжении и относительное удлинение - ГОСТ 11262-80 на образцах 1-го типа; модуль упругости при изгибе - ГОСТ 9550-60; твердость - ГОСТ 4670-62 на приборе ТШ-СП-500. Полученные результаты определения физико-механических свойств исследуемых материалов указывают на то, что их свойства соответствуют ГОСТ 10007-80 и ГОСТ 16338-85.

Т а б л и ц а 2

Физико-механические свойства полимерных материалов для футеровки

Полимер	Плотность, г/см ³	Твердость, НВ	σ_B , МПа	$E_{изг}$, МПа	δ , %
Полиэтилен 20108-001	0,965	210	15	215	580
Ф-4МБ	2,25	360	25	545	250

Определяли коэффициент трения пеллетного топлива по стали, полиэтилену 20108-001 и фторопласту Ф-4МБ (табл. 3).

Т а б л и ц а 3

Коэффициент трения исследуемых материалов

Материал	Коэффициент трения
По стали	0,52
По полиэтилену 20108-001	0,41
По фторопласту Ф-4МБ	0,09

Выполненные исследования показывают, что коэффициент трения пеллетного топлива по фторопласту отличается почти на порядок от других исследуемых материалов. Необходимо отметить, что коэффициент трения фторопластов 4 не меняется вплоть до температуры 327⁰С. Низкий коэффициент трения способствует снижению истирания пеллетного топлива и тем самым может повысить эффективность работы пеллетной горелки объемного горения и улучшит процесс горения и газификации.

Экспериментально установлено, что пройдя пассивную область, частицы пеллетного топлива перебрасываются назад через вал шнека, уменьшая таким образом его производительность. При некотором критическом коэффициенте заполнения шнека и некотором критическом давлении топлива на шнек объем топлива, забрасываемый назад за лопасть шнека, превысит объем топлива, транспортируемый вперед. В этом случае неиз-

Металлургия и материаловедение

бежно произойдет заклинивание шнека. Это предположение подтверждается снижением производительности шнека с ростом давления на него топлива (рис. 4).

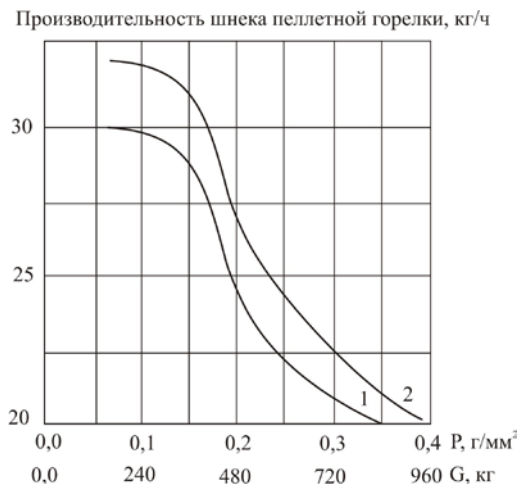


Рис. 4. Влияние давления топлива на шнеке на производительность автомобильной газогенераторной установки с пеллетной горелкой объемного горения при коэффициенте заполнения шнека 0,2: 1 – кожух металлический; 2 – кожух металлический футерованный фторопластом

Перед заклиниванием выходные лопасти шнека интенсивно забрасывают топливо назад, причем интенсивность такого забрасывания сильно возрастает при увеличении коэффициента загрузки нижнего шнека. Применение фторопласта в качестве футеровки кожуха пеллетной горелки объемного горения позволяет повысить производительность с 29 до 34 кг/ч при давлении топлива на шнек $0,1 \text{ г/мм}^2$ и снизить порог заклинивания до $0,4 \text{ г/мм}^2$. Увеличение данных характеристик очевидно связано с низким коэффициентом трения и как следствие уменьшение образования древесной пыли.

Выводы

1. Усовершенствована пеллетная горелка объемного горения за счет установки разборного кожуха футерованного фторопластом.

2. Применение фторопласта в качестве футеровки кожуха пеллетной горелки объемного горения при коэффициенте заполнения шнека 0,2 позволяет повысить производительность автомобильной газогенераторной

установки с 29 до 34 кг/ч при давлении топлива на шнек 0,1 г/мм² и снизить порог заклинивания до 0,4 г/мм².

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Самылин А.А., Яшин М.А. Современные конструкции газогенераторных установок // ЛесПромИнформ. 2009. № 1 (59). С. 78 - 85.
2. Нежинская А.А. Пеллеты: транспортная зависимость. // РЖД-Партнер. 2007. N 23 (123). С.64-67.
3. Гевко Ів. Моделювання характеру навантаження на гвинтові робочі органи // Вісник ТНТУ. 2011. Том 16. № 1. С.69-78.
4. Шевченко Д.Ю. Определение параметров объемной пеллетной горелки для питателя автомобильного газогенератора // Сб. науч. трудов. Ресурсосберегающие технологии производства и обработки давлением материалов в машиностроении. – Луганск: изд-во ЛГУ им. В. Даля. 2016. №2 (17) С.149-158.
5. Золотов П.С. Щепки должны лететь в стоккер. [Электронный ресурс] // www.nestor.minsk.by/sn/2003/29/sn32906.html /
6. Зенков Р.Л., Гриневич Г.П. Исаев В.С. Бункерные устройства. М.: Машиностроение, 1977. 221 с.
7. Желобковые шнековые конвейеры. Установка, эксплуатация и техническое обслуживание. [Электронный ресурс] // Руководство № CON.013.EX.M.RU Издание: А1 Последнее обновление: июль 2012: <http://techfood.ru/wp-content/uploads/2014/10/шнек-СА-паспорт.pdf> /
8. Лахтин Ю.М., Леонтьева В.П. Материаловедение: Учебник для машиностроительных вузов – 2-е изд., перераб. и доп. М.: машиностроение, 1980. 493 с.
9. Пристрій для подачі твердого палива до установок для спалювання: пат. 67440 А Україна. № 201107909; заявл. 23.06.2011. Бюл. № 4 С. 10

Shevchenko D.Yu., Nikitin Yu.N. The substantiation of the selection of material for manufacturing the pellet burner of the solar burning of the automobile gas-generator installation.

The analysis of materials used for the manufacture of the casing of pellet burners of volumetric combustion is performed. The main factors influencing the process of functioning of gas-generator plants are determined. Materials are proposed that increase the operational properties of the bunker and the casing of the pellet burner for volumetric combustion of an automobile gas generator set. The pellet burner for volumetric combustion has been improved due to the installation of a demountable casing lined with PTFE. A comparative analysis of the friction coefficients of pellet fuel for steel 10, polyethylene and fluoroplastic was performed. A comparative analysis of the effect of fuel pressure on the screw and on the performance of an automotive gas generator with a volumetric pellet burner at a screw filling ratio of 0.2 with a metal casing and a casing with a metal lined fluoroplastic was performed.

Key words: *fuel pellets, industrial transport, auto-mobile gas-generator plant, volumetric burning pellet burner, fluoroplastic, volumetric burning pellet burner, lining.*

Металлургия и материаловедение

Шевченко Дарья Юрьевна - старший преподаватель Луганского национального университета им. В. Даля, г. Луганск. Научные интересы: процессы, происходящие при транспортировке грузов винтовыми транспортерами.

e-mail: shevchenkodu@mail.ru

Никитин Юрий Николаевич – кандидат технических наук, доцент Луганского национального университета им. В. Даля, г. Луганск. Научные интересы: получение и применение новых материалов со специальными свойствами.

e-mail: kaf_mater@mail.ru

Shevchenko Darya - Senior Lecturer, Vladimir Dalh Lugansk National University, Lugansk. Scientific interests: processes occurring during the transport of goods by screw conveyors.

e-mail: shevchenkodu@mail.ru

Nikitin Yuri - Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Vladimir Dalh Lugansk National University, Lugansk. Scientific interests: obtaining new materials with special properties from industrial waste.

e-mail: kaf_mater@mail.ru

Статья поступила

14 июня 2018 г.

© Шевченко Д.Ю., Никитин Ю.Н., 2018

**МАШИНОСТРОЕНИЕ И
МАШИНОВЕДЕНИЕ**

УДК 621.833

Бурко В.В., Стоянов А.А., Шенкман Г.Л.

**ОСНОВЫ РАСЧЕТА
СПИРОИДНЫХ ПЕРЕДАЧ В ПРИВОДАХ
КРИВОШИПНЫХ ПРЕССОВ**

Burko V.V., Stoyanov A.A., Shenkman G.L.

**THE BASES OF CALCULATION
OF THE SPIROID TRANSMISSIONS
IN THE CRANK PRESSES DRIVES**

В статье приведены результаты разработки методики прочностного и геометрического расчета спироидного зацепления повышенной нагрузочной способности. Методика разработана на основании проведенных теоретических и экспериментальных исследований новой разновидности зацепления с червяком увеличенного диаметра по сравнению с традиционным. Предложенная методика в качестве апробации использована при проектировании редукторов применительно к механизмам регулировки закрытой высоты кривошипных прессов, а также она может применяться при проектировании других машин и механизмов.

Ключевые слова: пресс, передача зацеплением, нагрузочная способность, контактная прочность.

Введение

Одной из главных задач повышения технико-экономических показателей оборудования, в частности кузнечно-прессового, является совершенствование конструкции механического привода, главной частью которого являются передачи зацеплением. Червячные передачи здесь применяются во вспомогательных приводах, в частности в механизмах регулировки закрытой высоты кривошипных прессов.

О целесообразности применения спироидных передач взамен червячных в механизмах подъема ползуна приведены данные в работах [1, 2, 3]. Показано, что из-за ограниченных размеров ползуна в прессах средней мощности здесь трудно разместить привод, состоящий из электродвигателя и червячного редуктора. Особенности компоновки спироидной передачи выгодно отличают её от червячной в отношении взаимного расположения звеньев и снижения габаритов редуктора в плане, этому способствует также

более высокая нагрузочная способность передачи. Присущий спироидной передаче недостаток, заключающийся в несимметричном профиле витков червяка, следовательно, различной нагрузочной способности при реверсировании, здесь компенсируется тем, что сторона витка с большей нагрузочной способностью используется при подъеме ползуна, а противоположная – при опускании, когда нагрузка на привод меньше.

Исходя из этих соображений, можно сделать вывод об актуальности разработки методики прочностного и геометрического расчета спироидного зацепления, в частности для приводов регулировки закрытой высоты кривошипных прессов.

Целью работы является создание методики инженерного расчета спироидного зацепления повышенной нагрузочной способности на основе проведенных теоретических и экспериментальных исследований.

Методика исследования

Исходными данными для проектирования редуктора механизма регулировки закрытой высоты могут являться вращающий момент на валу колеса 3 (рис. 1) и угловая скорость его.

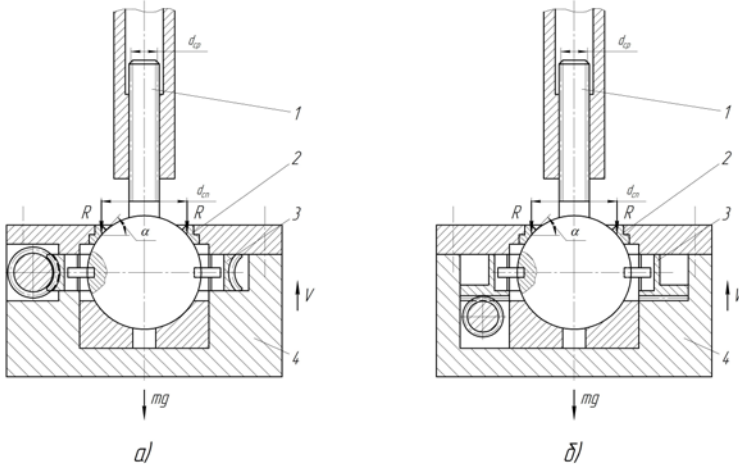


Рис. 1. Схема к расчету исходных данных для проектирования редуктора механизма регулировки закрытой высоты однокривошипного пресса:
а – привод с червячным редуктором; б – со спироидным

Машиностроение и машиноведение

Анализ схемы подвески ползуна показывает, что масса ползуна 4 величиной m удерживается кольцевой поверхностью подшипника 2. Учитывая относительно малую площадь поверхности контакта кольца подшипника 2 по отношению к поверхности шара, можно допустить, что вертикальная составляющая реакции R кольца расположена по окружности диаметра $d_{\text{сп}}$. Сила нормального давления, возникающая от реакции R определяется с учетом угла площадки контакта α . Наибольшая нагрузка на привод имеет место при подъеме ползуна, так как при опускании сила его тяжести становится активной силой. Кроме преодоления силы веса ползуна при подъеме возникают силы трения в направляющих, усугубляющиеся вследствие его перекосов к оси, вызванного смещением центра масс ползуна и штампа. Так как эти силы являются случайными величинами, в расчетах их принимают равными 5-10% от силы веса ползуна.

Существенной является также сила трения, возникающая в резьбе шатуна 1. Величину ее можно определить с учетом угла профиля резьбы и угла подъема винтовой линии, а момент трения в резьбе с учетом ее среднего диаметра $d_{\text{ср}}$.

Следовательно, суммарный вращающий момент на валу колеса будет равен:

$$T = T_{\text{п}} + T_{\text{р}} + T_{\text{м}}, \quad (1)$$

где $T_{\text{п}}$ - момент трения в подшипнике 2;

$T_{\text{р}}$ - момент трения в резьбе шатуна 1;

$T_{\text{м}}$ - момент сопротивления при подъеме ползуна массой m .

Момент трения в подшипнике 2 определится как:

$$T_{\text{п}} = 1,1mgf_1d_{\text{сп}}/\cos \alpha, \quad (2)$$

где $T_{\text{п}} = 1,1mg/\cos \alpha$ - суммарная сила нормального давления на площадке контакта подшипника от веса ползуна и силы трения в направляющих;

f_1 - коэффициент трения в подшипнике;

α - угол контакта.

Момент трения в резьбе:

$$T_{\text{р}} = 1,1mgd_{\text{ср}}\text{tg}(\gamma + \varphi)/2, \quad (3)$$

где γ - угол подъема винтовой линии;

φ - приведенный угол трения в резьбе;

d_{cp} - средний диаметр резьбы.

Момент сопротивления при перемещении ползуна вверх, вызванный силой веса и силой трения в направляющих, составляет:

$$T_m = 1,1mgV/\omega, \quad (4)$$

где V - скорость подъема ползуна при регулировке закрытой высоты,

ω - угловая скорость вращения винта, равная

$$\omega = 2\pi V/S; \quad (5)$$

S - шаг резьбы.

С учетом (5) момент сопротивления при перемещении ползуна вверх равен:

$$T_m = 1,1mgS/2\pi. \quad (6)$$

С учетом (2), (3) и (5) суммарный момент на валу колеса имеет значение:

$$T = 1,1mg \left[f_1 d_{cp} / \cos \alpha + d_{cp} \operatorname{tg}(\gamma + \varphi) / 2 + S / 2\pi \right]. \quad (7)$$

Результаты исследований

Полученные зависимости могут быть использованы при проектировании редуктора для привода регулировки закрытой высоты кривошипного пресса.

Спироидные передачи необходимо рассчитывать по контактным напряжениям и напряжениям изгиба, как это принято при проектировании червячных передач. С достаточной точностью контактные напряжения в спироидной передаче можно оценить с использованием зависимости, применяемой при расчете червячной передачи. С учетом повышенной нагрузки на спироидную передачу в сравнении с червячной она имеет вид:

$$\sigma_H = \frac{5300}{z_2/q} \sqrt{\left(\frac{z_2/q + 1}{a_w} \right)^3 \frac{KT}{v}}, \quad (8)$$

где σ_H - контактные напряжения (МПа);

Машиностроение и машиноведение

z_2 - число зубьев спироидного колеса;

q - число модулей в делительном диаметре червяка;

a_w - межосевое расстояние;

T - вращающий момент (Нм);

υ - коэффициент, учитывающий повышение нагрузки на спироидную передачу в сравнении с червячной;

K - коэффициент нагрузки.

При проектировании спироидной передачи необходимо определить межосевое расстояние. Из соотношения (8) следует:

$$a_w = (z_2/q + 1) \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{5300}{[\sigma]_H z_2/q}\right)^2 \frac{KT}{\upsilon}} \quad (9)$$

где $[\sigma]_H$ - допустимые контактные напряжения (МПа).

При этом коэффициент нагрузки K следует определять в соответствии с рекомендациями при расчете червячных передач.

Коэффициент υ можно определить, используя экспериментальные данные, полученные при сравнительных испытаниях спироидных и червячных передач, например, в работе Шубина (5) значение коэффициента υ , учитывающего повышение нагрузочной способности традиционной спироидной передачи в сравнении с червячной, можно принимать $\upsilon = 8 \dots 10$. На основании проведенных в работе (4) исследований величина коэффициента υ для спироидных передач с увеличенным диаметром червяка приведена в таблице 1.

Т а б л и ц а 1

Величина коэффициента υ для спироидных передач
с увеличенным диаметром червяка

q - коэффициент диаметра червяка	8	10	12	14
υ - для синтезированных спироидных передач	11	12	13	14

Число зубьев колеса и витков червяка определяют из кинематического расчета привода. Допускаемые контактные напряжения необходимо определять в соответствии с рекомендациями применительно к червячным передачам.

Зубья спироидного колеса рекомендуется, кроме того, рассчитывать по напряжениям изгиба. Для этого можно воспользоваться формулой, при-

меняемой при расчете напряжений изгиба у основания зубьев червячного колеса:

$$\sigma_F = \frac{F_{t2} K \cos \gamma_w Y_F}{1,3m^2 q} \leq [\sigma]_F, \quad (10)$$

где γ_w – угол подъема витка червяка;

m – модуль зацепления;

Y_F – коэффициент формы зуба колеса (принимается, как для червячного колеса с числом зубьев спироидного);

K – коэффициент нагрузки;

F_{t2} – окружное усилие в зацеплении;

$[\sigma]_F$ – допустимое напряжение изгиба.

Можно предложить следующий порядок расчета спироидной передачи для привода регулировки закрытой высоты прессы:

– определяем вращающий момент на валу спироидного колеса с использованием зависимости (7);

– определяется необходимая мощность электродвигателя и он выбирается по каталогу;

– в результате кинематического расчета определяется передаточное число спироидной передачи;

– задавая число витков червяка, определяем число зубьев спироидного колеса;

– задаем число модулей в делительном диаметре червяка;

– определяем допускаемые контактные напряжения и допускаемые напряжения изгиба, предварительно выбрав материал спироидного колеса;

– вычисляем из условия контактной прочности межосевое расстояние и модуль зацепления;

– производим геометрический расчет спироидной передачи с использованием рекомендаций работы [6], учитывая, что радиусы профиля в осевом сечении следует определять по следующим соотношениям:

для левой стороны витка червяка: $\rho_L = 7,8 a_w / d_1$;

для правой стороны: $\rho_R = 0,8 a_w$;

профиль левой стороны витка целесообразно для предотвращения подрезания зубьев колеса выполнять выпуклым, правой – вогнутым.

– проверяем прочность зубьев спироидного колеса по напряжениям изгиба.

Выводы

1. Разработаны рекомендации по определению исходных данных в виде угловой скорости и вращающего момента на валу спироидного колеса, необходимые при расчете редуктора в механизме регулировки закрытой высоты кривошипного пресса.

2. Разработаны рекомендации по расчету на прочность и геометрическому расчету предложенной разновидности спироидных передач повышенной нагрузочной способности, что благоприятно сказывается на проектировании редуктора при ограниченных размерах ползуна пресса.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шишов В.П., Бурко В.В., Стоянов А.А., Бурко Я.В. Высоконагруженные спироидные передачи для приводов кузнечно-прессового оборудования // Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля №3 (145), частина 2. – Луганськ: Вид-во СНУ, 2010. – С. 35-39.

2. Шишов В.П., Бурко В.В., Бурко Я.В. Определение критериев сравнительной оценки нагрузочной способности спироидного зацепления // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Зб. наук. пр., частина 1. – Луганськ: Вид-во СУДУ, 2003. – С. 135-142.

3. Шишов В.П., Бурко В.В., Стоянов А.А. Спироидные передачи для приводов кузнечно-прессовых машин // Вісник Східноукр. націон. ун-ту ім. В. Даля – 2012. – № 13(184). – Ч1. – С. 79-84.

4. Бурко В.В., Стоянов А.А. Экспериментальные исследования спироидного зацепления с применением критериев нагрузочной способности // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні: Сб. науч. тр. – ЛНУ ім. В. Даля, 2016. – С. 87-93.

5. Шубин В.А. Итоги сравнительных стендовых испытаний спироидных и червячных редукторов // Доклады всесоюзного научно-технического совещания. Ижевск. 1979. – С. 85-90.

6. Георгиев А.К., Гольдфарб В.И., Маньшин С.Д., Езерская С.В. Передачи спироидные с цилиндрическими червяками. Расчет геометрии // Рекомендации / Всесоюз. науч.-исслед. ин-т по нормализации в машиностроении. – Москва: ВНИИН-маш, 1977. – 85 с. : ил.; 20 см.

Burko V.V., Stoyanov A.A., Shenkman G.L. The bases of calculation of the spiroid transmissions in the crank presses drives.

The results of development of method of strength and geometrical calculation of the spiroid engagement of the increased loading ability are resulted in the article. The method is developed on the basis of the conducted theoretical and experimental researches of

Машиностроение и машиноведение

new variety of engagement with the worm of the increased diameter as compared to traditional. The offered method as approbation is used for designing of reduction gears as it applies to the mechanisms of regulation of the closed height of crank presses, as well as it can be used at planning of other machines and mechanisms.

Keywords: *press, transmission by engagement, loading ability, contact strength, engagement.*

Бурко Валерий Васильевич – кандидат технических наук, доцент кафедры "Машиноведение" Луганского национального университета имени Владимира Даля, г. Луганск. Научные интересы: разработка приводов технологических машин с использованием перспективных типов зубчатых зацеплений.

e-mail: machine_lug@mail.ru

Стоянов Александр Анатольевич – кандидат технических наук, доцент, заведующий кафедрой "Обработка металлов давлением и сварка" Луганского национального университета имени Владимира Даля, г. Луганск. Научные интересы: перспективные технологии и материалы порошковой металлургии.

e-mail: oomdis@yandex.ru

Шенкман Геннадий Львович – старший преподаватель кафедры "Промышленный и городской транспорт". Научные интересы: перспективные технологии и материалы порошковой металлургии и транспорта.

e-mail: oomdis@yandex.ru

Burko Valeriy Vasil'ievich – candidate of technical sciences, associate professor of the department "Science of Machines" of Vladimir Dalh Lugansk National University. Scientific interests: development of drives of technological machines with the use of perspective types of the engagements.

Stoyanov Alexander Anatol'evich – candidate of technical sciences, associate professor, head of the department "Processing of metal by pressure and welding" of the Lugansk National University. Scientific interests: perspective technologies and materials of powder metallurgy.

Shenkman Gennadiy L'vovich – senior lecturer of the department "Industrial and Urban Transport". Scientific interests: perspective technologies and materials of powder metallurgy and transport.

Статья поступила

31 мая 2018 г.

© Бурко В.В., Стоянов А.А., Шенкман Г.Л., 2018

УДК 62.983

Сушкова Т.С.

ЭНЕРГЕТИКА КРИВОШИПНЫХ ПРЕССОВ НА ОПЕРАЦИЯХ ОБЪЕМНОЙ ШТАМПОВКИ

Sushkova T.S.

THE ENERGETICS OF CRANK FORGINDS PRESSES DURING THE DIE FORGING OPERATIONS

Разработан метод аналитического расчета энергетических параметров кривошипных прессов на операциях объемной штамповки. Выполнен анализ энергетических зависимостей затрат энергии на рабочий ход пресса с учетом потерь на трение при упругой разгрузке пресса. Представлены нагрузочный и график технологических усилий деформации кривошипного пресса на операциях объемной штамповки в функции угла поворота кривошипа. Приведены результаты расчета затрат энергии на рабочий ход пресса модели К8538 в сравнении с данными, представленными в работах Л.И.Живова и Е.Н.Ланского.

Ключевые слова: кривошипный пресс, энергия, трение, объемная штамповка, рабочий ход.

Введение

Энергетические параметры прессов используются при определении мощности привода пресса и момента инерции маховика на этапе проектирования пресса, определения допустимого времени технологического цикла робототехнологического или автоматизированного комплекса объемной штамповки.

В настоящее время энергетические параметры кривошипных прессов определяются графоаналитическим методом. Впервые указанный метод изложен в работе М.С. Несвита и О.И. Ньюнко [1] при расчете энергетических параметров горизонтально-ковочных машин. Метод основан на использовании графиков усилий деформации. Более современный метод, построенный на основе нагрузочных графиков прессов, учитывающих упругую деформацию пресса по закрытой высоте изложен в работах Л.И. Живова [2] и Е.М. Ланского [3, 4]. В более поздних работах Л.И. Живов [5] и Е.М. Ланской [6] изучают этот же графоаналитический метод с незначи-

тельными уточнениями. Следует отметить, что в работах Л.И. Живова [7] и О.В. Явтушенко [8], изданных в последнее время, приводятся графики усилий деформации и излагается метод графоаналитического расчета.

Целью работы является разработка аналитического метода расчета затрат энергии на рабочий ход прессов, работающих на операциях объемной штамповки.

Постановка задачи

Затраты энергии на рабочий ход пресса предлагается определять по зависимости

$$A = A_g + A_f + A_{fy}, \quad (1)$$

где A_g – затраты энергии на пластическую деформацию;

A_f – потери энергии на трение, сопровождающие пластическую деформацию;

A_{fy} – потери энергии на трение при упругой разгрузке пресса.

С учетом рекомендаций, изложенных в [9], составляющие затрат энергии на рабочий ход предлагается определять отдельно для слагаемых по (1). Отметим, что в перечисленных графоаналитических методах все составляющие затрат энергии (1), включая работу пластической и упругой деформации, определяются совместно. И так как определение работы пластической деформации не вызывает затруднений, задачи сводятся к определению затрат энергии на трение, которая выражается интегралом следующего вида

$$A_f = \int_{\alpha_n}^{\alpha_k} m_f \cdot P(\alpha) d\alpha, \quad (2)$$

где m_f – приведенное плечо сил трения,

$P(\alpha)$ – усилие на ползуне пресса в функции угла поворота главного вала.

Так как нагрузочные графики кривошипных прессов, работающих на операциях объемной штамповки, представлены в виде кусочно-линейных функций, усилие на ползуне пресса в функции угла поворота представляется в виде

Машиностроение и машиноведение

$$P_{\alpha} = P_1 + \frac{P_2 - P_1}{x_1 - x_2} (x_1 - x_{\alpha}), \quad (3)$$

где x_{α} – перемещение ползуна прессы в функции учета поворота главного вала.

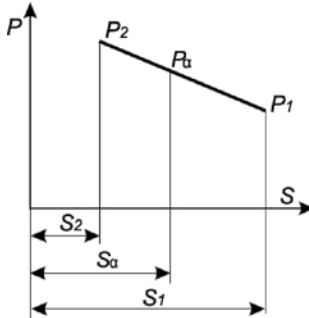


Рис. 1. Участок нагрузочного графика прессы

$$X_{\alpha} = R \left[\left(1 + \frac{\lambda}{4} \right) - \left(\cos \alpha + \frac{\lambda}{4} \cos 2\alpha \right) \right], \quad (4)$$

где R – радиус кривошипа;

λ – коэффициент кратности шатуна.

Если обозначить

$$(P_{\alpha} - P_1)/(x_1 - x_2) = A, \quad (5)$$

то после подстановки (5) и (4) в (3) затем в (2) и интегрирования получим следующее выражение для определения потерь энергии на трение на отдельном участке нагрузочного графика прессы

$$A_f = m_f \left\{ (\alpha_1 - \alpha_2) \left[P_1 + A \left(\alpha_1 - R \left(1 + \frac{\lambda}{4} \right) \right) \right] - AR \left(\sin \alpha_1 - \sin \alpha_2 + \frac{\lambda}{8} (\sin 2\alpha_1 - \sin 2\alpha_2) \right) \right\}. \quad (6)$$

Рассмотрим использование предложенного метода на примере определения затрат энергии на рабочий ход кривошипного горячешамповочно-го прессы (КГШП).

График технологических усилий и нагрузочный график прессы для открытой двухпереходной штамповки представлен на рис. 2.

Необходимые значения углов поворота головного вала для заданных положений ползуна определяются по зависимости

$$\cos \alpha = \frac{2(R-S)(R+L)+S^2}{2R(R+L-S)}, \quad (7)$$

где S – расстояние от ползуна до стола прессы;

L – длина шатуна, $L = R/\lambda$.

Работа пластической операции определяется по графику технологических усилий как

$$A_g = 0,5[(P_{00} + P_{0k}) \cdot h_1 + (P_{0k} + P_{max}) \cdot h_2]. \quad (8)$$

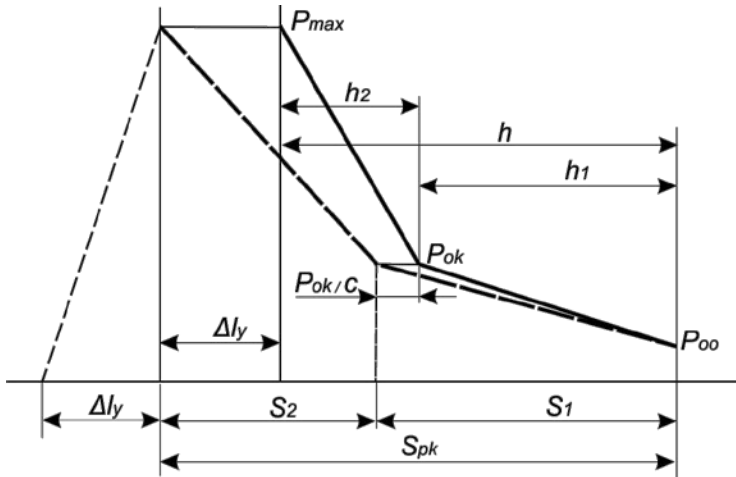


Рис. 2. График технологических усилий; -- нагрузочный график.

$$P_{00} = 0,05P_H; P_{0k} = 0,35P_H; P_{max} = P_H$$

Машиностроение и машиноведение

Потери энергии на трение при прямом ходе ползуна определяются по двум участкам: участок осадки, перемещение ползуна равно S_1 и участок доштамповки – S_2 .

$$A_f = A_{f(1)} + A_{f(2)}. \quad (9)$$

Определение потери энергии на трение для первого участка определяется по (6), при следующих значениях входящих величин:

$$P_1 = P_{oo}; P_2 = P_{ok}; x_1 - x_2 = S_1.$$

Угловые положения главного вала определяются по (7) при подстановке для определения $\alpha_1 - S_{н,р}$ для определения $\alpha_2 - S_2$.

Для определения затрат энергии на трение для второго участка в (7) необходимо принять:

$$x_1 = S_2; x_2 = 0; P_1 = P_{ok}; P_2 = P_{\max}.$$

Угол α_1 определяется по (7) для $S = S_2, \alpha_2 = 0$.

Зависимость для определения потерь энергии на трение для второго участка примет вид:

$$A_{f(2)} = m_f \left\{ \alpha_1 \left[P_1 + A \left(x_1 - R \left(1 + \frac{\lambda}{4} \right) \right) \right] - AR \left(\sin \alpha_1 + \frac{\lambda}{8} \sin 2\alpha_1 \right) \right\}. \quad (10)$$

Для определения потерь энергии на трение при упругой разгрузке прессы в исходном уравнении (6) необходимо принять:

$$\alpha_1 = \sqrt{2\Delta l / [R(1+\lambda)]}, \quad (11)$$

где Δl – упругая деформация прессы по закрытой высоте, определяется как

$$\Delta l = P_n / c, \quad (12)$$

где c – коэффициент жесткости прессы.

Коэффициент A определяется по (5) при $P_2 = P_H$; $P_1 = 0$; $x_1 = \Delta l$; $x_2 = 0$.

По изложенному методу определены затраты энергии на рабочий ход пресса модели К8538, у которого: $P_H = 6,3$ МН; $h=44$ мм; $h_2=4$ мм; номинальный ход ползуна $\delta_n=200$ мм; $\lambda=0,14$ мм; $C = 5 \cdot 10^9$.

В результате расчета получены следующие результаты: работа пластической деформации – 43,6 кДж; суммарные потери энергии на рение – 62,4 кДж; работа рабочего хода – 106,0 кДж.

Коэффициент рабочего хода КГШП составил – 0,41 (41%), который находится на уровне данных, приведенных в работах Л.И.Живова [6, 8] и работах Е.Н.Ланского [3, 6].

Выводы

В работе изложены математические зависимости для определения затрат энергии на рабочий ход прессов, у которых графики технологических усилий представлены в виде линейнокусочных функций, это операции объемной штамповки и гибки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Несвит С.М., Ньюнок О.И. Горизонтально-ковочные машины и их автоматизация М.: Машиностроение, 1964. 324с.
2. Живов Л.И., Овчинников А.Г. Кузнечно-штамповочное оборудование. Прессы. Харьков: Изд-во при Харьков. ун-те, 1966. 456 с.
3. Ланской Е.Н., Банкетов А.Н. Элементы расчета деталей и узлов кривошипных прессов. М: Машиностроение, 1966. 380с.
4. Банкетов А.Н., Бочаров Ю.А., Добринский Н.С. и др. Под ред. Банкетова А.Н., Ланского Е.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование. М.: Машиностроение, 1970. 602с.
5. Живов Л.И., Овчинников А.Г. Кузнечно-штамповочное оборудование. Прессы. К.: Вища школа, 1981. 376 с.
6. Банкетов А.Н., Бочаров Ю.А., Добринский Н.С. и др. Под ред. Банкетова А.Н., Ланского Е.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование. М.: Машиностроение, 1982. 576с.
7. Живов Л.И., Овчинников А.Г., Складчиков Е.Н. Кузнечно-штамповочное оборудование. Под ред. Живова Л.И. М.: МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2006. 560с.
8. Явтушенко А.В. Проектирование и расчет кривошипных прессов. Курсовое проектирование. Учебное пособие. Запорожье: изд-во ЗНТУ, 2012. 448 с.
9. Рей М.Р., Гутько Ю.И., Сушкова Т.С. Затраты энергии на рабочий ход кривошипного горячештамповочного пресса. Луганськ: Весник ВНУ им. В. Даля, №4 (141) ч.2. 2009. С. 19–24.

Машиностроение и машиноведение

Sushkova T.S. The energetics of crank forginds presses during the die forging operations.

A method of the analytical calculation of the crank presses power parameters during the die forging operations has been developed. The analysis of power dependences of energy expenditures on the press working stroke is carried out, taking into account the losses on friction during elastic off-loading of the press. The loading graph and the chart of the technological forces of crank presses deformations on the die forging operations are presented in a function of crank turn angle. The results of calculating the energy expenditures for the press working stroke of the K8538 model of the press are given in comparison with the data presented in the works of authors L.I.Zhivov and Ye.I.Lansky.

Keywords: *crank forging press, energy, friction, die forging, working stroke.*

Сушкова Татьяна Сергеевна – кандидат технических наук, доцент Луганского национального университета имени Владимира Даля, г. Луганск. Научные интересы: совершенствование кузнечных машин.

Sushkova T.S. Candidate of Technical Sciences, the assistant professor of , Vladimir Dahl Luhansk national university, s. Luhansk. Scientific interests: improvement of forging machines.

*Статья поступила
12 марта 2018 г.
© Сушкова Т.С., 2018*

УДК 621.983; 539.374

Тарасов С.П., Евсюков В.А., Старошук Т.А.

**ФИЗИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ КРИТЕРИЯ
ДОПУСТИМОЙ ДЕФОРМАЦИИ ДЛЯ ОПЕРАЦИЙ
ВЫТЯЖКИ С УТОНЕНИЕМ
МАЛОУГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ**

Tarasov S.P., Evsyukov V.A., Staroschuk T.A.

**PHYSICAL JUSTIFICATION OF THE CRITERION OF
PERMISSIBLE DEFORMATION FOR DRAWING
OPERATIONS WITH THINNING
OF LOW-CARBON STEELS**

Рассмотрен вопрос физического обоснования критерия допустимой деформации для проектирования многооперационных технологических процессов изготовления полых цилиндрических деталей с толстым дном способом вытяжки с утонением. Приведена методика экспериментального исследования характера уменьшения плотности (разуплотнения) материала образцов, полученных вытяжкой с утонением, основанная на методе гидростатического взвешивания. Показаны графики изменения плотности малоуглеродистой стали 10А при больших пластических деформациях, построенные по результатам экспериментов, на основании которых рассчитаны коэффициенты, определяющие величину максимально возможной деформации за одну вытяжную операцию.

Ключевые слова: вытяжка с утонением, критерий, предельная деформация, допустимая деформация, разрушение, плотность, разуплотнение.

Введение

При проектировании многооперационных технологических процессов изготовления деталей способом вытяжки с утонением одной из главных задач является минимизация количества вытяжных операций, что, как показано в работе [1], позволяет повысить производительность труда и соответственно снизить себестоимость продукции. Особенно актуальна эта задача для массовых и крупносерийных производств, где сокращение технологического цикла даже на одну вытяжную операцию дает значительный экономический эффект.

Машиностроение и машиноведение

Для решения этой задачи необходим достоверный и надежный критерий *максимально допустимой деформации* за одну вытяжную операцию. В работе [1] предложен такой критерий, основанный на статистической природе механических процессов:

$$\epsilon_{i, \text{доп}} = k(\bar{\epsilon}_{\text{imp}} - 3S) = k\bar{\epsilon}_{\text{imp}}(1 - V), \quad (1)$$

где $\epsilon_{i, \text{доп}}$ – среднестатистическая величина предельной (до разрушения) деформации;

S, V – параметры статистического распределения некоторой совокупности случайных величин предельной деформации, полученных экспериментальным путем;

k – коэффициент, ограничивающий величину деформации из условия поврежденности деформируемого материала микродефектами.

Для практического применения данного критерия необходимо было решить две задачи. Первая – установить функциональную зависимость величины $\bar{\epsilon}_{\text{imp}}$ от реальных технологических параметров вытяжки. Вторая – научно обоснованно определить значения коэффициента k .

Первая задача была решена методом многофакторного планового эксперимента, в результате реализации которого [1, 4] получена функциональная зависимость (математическая модель) величины предельной деформации ($\bar{\epsilon}_{\text{imp}}$) от ряда параметров вытяжки с утонением – относительной толщины стенки заготовки $\left(\frac{S_0}{D_0}\right)$, степени предварительной (предшествующей) деформации материала исходной заготовки ($\epsilon_{\text{пр}}$), количества вытяжных матриц (N), угла конусности матрицы (α_M), угла конусности пуансона (β_P) и радиуса кромки пуансона (r_P).

Решение второй задачи основано на эффекте уменьшения плотности (разуплотнения) материала при пластической деформации (согласно современным представлениям физики твердого тела [2]). Следовательно, имеется принципиальная возможность построения экспериментальной зависимости величины разуплотнения ($\delta\rho$) от степени пластической деформации (ϵ_i). Если график этой зависимости наложить на диаграмму нормального распределения случайных величин предельной деформации (рис. 1), то коэффициент k можно выразить соотношением:

$$k = \frac{\epsilon_{\text{imp}}}{\epsilon_{\text{imp}}^{\text{min}}}, \quad (2)$$

где $\epsilon_{\text{кр}}$ – критическое значение степени деформации, соответствующее началу интенсивного образования и роста микротрещин;
 $\epsilon_{\text{кр}}^{\text{мин}} = \bar{\epsilon}_{\text{кр}} - 3S$ – наименьшее значение диапазона распределения величин предельной деформации.

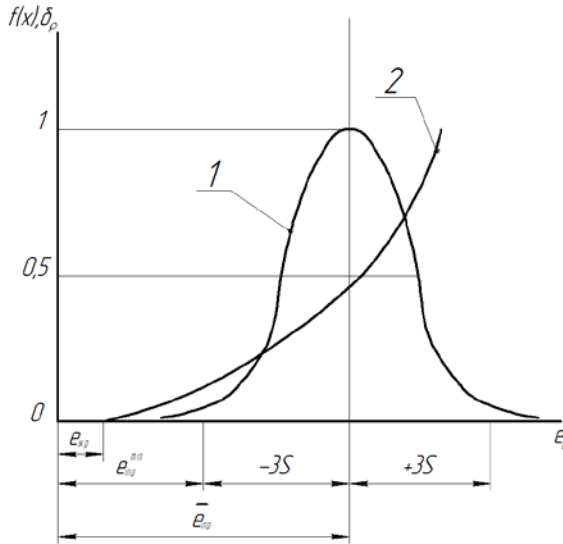


Рис. 1. Диаграммы нормального распределения величин предельной деформации (1) и относительного разуплотнения (2)

Целью работы является экспериментальное обоснование критерия допустимой деформации (1).

Согласно выражению (2), коэффициент k определяется через критическую деформацию $\epsilon_{\text{кр}}$ и минимальную предельную деформацию $\epsilon_{\text{кр}}^{\text{мин}}$. Определение последней было выполнено методом многофакторного планового эксперимента [1, 4]. Величину $\epsilon_{\text{кр}}$, как указано выше, можно определить из экспериментальных зависимостей относительного разуплотнения (δ_p) от степени деформации (ϵ).

Методика исследования

Относительное разуплотнение рассчитывается по формуле:

Машиностроение и машиноведение

$$\delta_p = \frac{\Delta \rho}{\rho_0} 100\% = \frac{\rho_0 - \rho}{\rho_0} 100\%,$$

где ρ_0 – плотность материала исходной заготовки;

ρ – плотность материала пластически деформированной заготовки.

Для определения плотности целесообразно использовать технически несложный и достаточно точный метод гидростатического взвешивания [3].

Согласно этому методу, образец материала взвешивается на воздухе и в воде с последующим расчетом плотности по формуле:

$$\rho = \frac{m}{m_1} (\delta_t - \lambda_t) + \lambda_t, \quad (3)$$

где m – масса образца на воздухе;

m_1 – масса образца в воде;

δ_t – плотность воды при фиксированной температуре;

λ_t – плотность воздуха при фиксированной температуре.

Методика построения диаграммы $\delta\rho$ – ϵ_i заключается в следующем. Из протянутых с различными степенями деформации, включая предельные (разрушающие), цилиндрических заготовок вырезаются кольцевые образцы, которые последовательно взвешиваются на воздухе и в воде, после чего производится расчет величин плотности по формуле (3).

Ввиду того, что изменение плотности материала, вызываемое пластической деформацией, весьма незначительно (не более 0,1%), погрешность взвешивания не должна превышать $5 \cdot 10^{-5}$ г.

Результаты исследования

Эксперименты по определению плотности были проведены на образцах из стали 10А, вырезанных из полуфабрикатов, протянутых при условиях, соответствующих трем опытным точкам плана эксперимента [4]. По полученным результатам построены диаграммы зависимости величин относительного разуплотнения $\delta\rho$ от степени деформации ϵ_i (рис. 2), из которых определены значения критической деформации (таблица).

Величины предельной деформации $\bar{\epsilon}_{imp}$ и дисперсии S для указанных опытных точек (таблица) получены в результате реализации плана эксперимента [4].

По полученным экспериментальным данным, согласно формуле (2), были рассчитаны коэффициенты k (таблица).

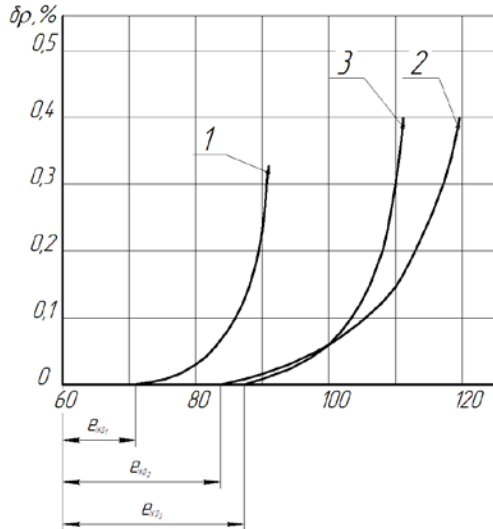


Рис. 2. Диаграммы относительного разуплотнения стали 10А при вытяжке с утонением: 1 – для опытной точки №6 ($\bar{\epsilon}_{imp} = 91\%$); 2 – для опытной точки №24 ($\bar{\epsilon}_{imp} = 111\%$); 3 – для опытной точки №19 ($\bar{\epsilon}_{imp} = 119\%$)

Т а б л и ц а

Результаты определения коэффициента k

Номер опытной точки плана эксперимента	Среднее значение предельной деформации $\bar{\epsilon}_{imp}$, %	Значение критической деформации $\epsilon_{кр}$, %	Значение дисперсии S , %	Значение коэффициента допустимой деформации k
6	91	69	3,6	0,86
19	119	82,5	3,0	0,75
24	111	88	3,2	0,87

Вывод

На основании полученных экспериментальных данных можно констатировать, что коэффициент, определяющий максимально возможную деформацию за одну

Машиностроение и машиноведение

операцию вытяжки с утонением, обоснован реальными физическими процессами, имеющими место в пластически деформируемом материале.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тарасов С.П. О критерии допустимой деформации для операций вытяжки с утонением малоуглеродистых сталей // Ресурсосберегающие технологии производства и обработки давлением материалов в машиностроении: Сб. научн. тр. №1 (22). Луганск: изд-во ЛНУ им. В.Даля, 2018. С. 19-25.
2. Новожилов В.В. О пластическом разрыхлении // Прикладная математика и механика. Т.29. М.: 1965. С. 681-689.
3. Кивилис С.С. Техника измерения плотности жидкостей и твердых тел. М.: Стандартгиз, 1959. 168с.
4. Тарасов С.П. О результатах экспериментального исследования предельных деформаций при вытяжке с утонением // Науковий вісник Луганського національного аграрного університету. Серія: Технічні науки. №3. Луганськ: ЛНАУ, 2009. С.177-182.

Tarasov S.P., Evsyukov V.A., Staroschuk T.A. Physical justification of the criterion of permissible deformation for drawing operations with thinning of low-carbon steels

The problem of physical justification of the criterion of permissible deformation for the design of multi-operational technological processes for the manufacture of hollow cylindrical parts with a thick bottom by the extraction method with thinning is considered. The technique of experimental investigation of the character of density reduction (decompression) of sample material obtained by stretching with thinning is presented, based on the method of hydrostatic weighing. The graphs of the change in the density of low-carbon steel 10A for large plastic deformations are shown, which were constructed from the results of experiments on the basis of which the coefficients determining the maximum possible deformation in one extraction operation were calculated.

Keywords: *drawing with thinning, criterion, limiting deformation, permissible deformation, fracture, density, decompression.*

Тарасов Сергей Петрович - инженер Луганского национального аграрного университета, г. Луганск. Научные интересы: холодная штамповка листового металла.

E-mail: npash@mail.ru

Евсюков Виктор Алексеевич - доцент Луганского национального аграрного университета, г. Луганск. Научные интересы: статистическая обработка результатов экспериментальных исследований.

E-mail: kafsopromat@yandex.ua

Машиновстроение и машиноведение

Старошук Татьяна Александровна - инженер Луганского национального аграрного университета, г. Луганск. Научные интересы: методы планирования экспериментальных исследований.

E-mail: staroschuk10ov@mail.ru

Tarasov Sergey - ingineer of Lugansk national agrarian university, Lugansk – city. Scientific interests: cold forming of sheet metal.

E-mail: npash@mail.ru

Evsyukov Victor - assistant professor of Lugansk national agrarian university, Lugansk – city. Scientific interests: statistical processing of the results of experimental studies

E-mail: kafsopromat@yandex.ua

Staroschuk Tatyana - ingineer of Lugansk national agrarian university, Lugansk – city. Scientific interests: methods for planning experimental research.

E-mail: staroschuk10ov@mail.ru

Статья поступила

31 мая 2018 г.

© Тарасов С.П. 2018

УДК 621.914.2

Грубка Р.М.

**АППРОКСИМАЦИЯ КООРДИНАТ ТОЧЕК
ПРОФИЛЯ ЗУБЬЕВ ЧЕРВЯЧНЫХ ФРЕЗ
В НОРМАЛЬНОМ СЕЧЕНИИ СПЛАЙНАМИ БЕЗЬЕ**

Grubka R.M.

**APPROXIMATION OF TOOTH PROFILE POINTS
COORDINATES OF WORM MILLS IN THE NORMAL
SECTION BY BEZIER SPLINES**

В статье приведены зависимости для аппроксимации координат точек, принадлежащих профилю зуба червячной фрезы в нормальном сечении сплайнами Безье пятого порядка. Выполнена аппроксимация координат точек принадлежащих левой и правой частям профиля зуба червячной фрезы в нормальном сечении гладкими кривыми в виде сплайнов Безье пятого порядка. Для полученных результатов проведена оценка точности аппроксимации геометрии профиля зуба червячной фрезы в нормальном сечении сплайнами Безье пятого порядка.

Ключевые слова: червячная фреза, аппроксимация, сплайн Безье, исходный профиль, режущая кромка.

Введение

Цилиндрические зубчатые передачи с пространственно-модифицированными зубьями способны компенсировать погрешности их изготовления, погрешности монтажа и перемещения, вызванные деформациями элементов передач под рабочей нагрузкой. Однако сложность расчетных методик применяемых при их проектировании и изготовлении существенно ограничивает их применение в промышленности. Анализ закономерностей изменения расчетных параметров, например параметров срезаемого слоя, силового нагружения режущих кромок инструментов, особенно при решении пространственных технологических задач на различных этапах реализации технологического процесса, может способствовать интенсификации режимов резания, выравниванию нагрузки, повышению качества обработки зубчатых венцов, управлению параметрами поверхностного слоя обрабатываемых поверхностей, совершенствованию геомет-

рии режущей части инструмента, совершенствованию технологического оборудования и процессов формообразования изделий с пространственно-модифицированными зубчатыми венцами.

Геометрия профиля зубьев червячной фрезы традиционно задается размерами согласно ГОСТ 9324-2015 и работы [1] или зависимостями в матрично-векторном виде [3, 4]. Задание профиля инструмента размерами, определяющими координаты узловых точек сопряженных участков профиля, в основном применяется при построении двухмерных изображений и является дискретным. Дискретное задание геометрии профиля не может быть использовано при решении пространственных технологических задач, так как не позволяет рассчитывать определяемые параметры в произвольной точке профиля инструмента. Матрично-векторный способ задания геометрии профиля зуборезного инструмента позволяет задавать множество точек принадлежащих режущей кромке инструмента. При этом геометрия режущей части инструмента задается в виде функций, которые описывают элементы составляющие профиль режущей кромки [3, 4, 5], что позволяет выполнять автоматизацию расчета различных технологических параметров. При этом, чем сложнее геометрия режущей кромки, особенно в случае зуборезного инструмента, когда кромка состоит из нескольких участков с различной геометрией (сопряжение прямолинейных участков, дуг окружностей в случае профиля червячной фрезы) каждый из участков описывается собственной системой уравнений. Что приводит к увеличению количества расчетных модулей и выполняемых расчетных операций по определению того или иного технологического параметра.

В технологических задачах, особенно в трехмерной их постановке, где рассматриваются взаимодействие режущего инструмента со сложной формой профиля зубьев и заготовки необходимо рассматривать аналитически описанные гладкие, дважды и более дифференцируемые кривые, с минимальным количеством управляемых элементов. В работе [6] в качестве универсального способа описания геометрии профиля зуба цилиндрического зубчатого колеса предлагаются кривые Безье, которые широко используются в системах автоматизированного проектирования [7, 8].

Целью работы является аппроксимация координат точек профиля зубьев червячной фрезы в нормальном сечении гладкой кривой в виде сплайна Безье 5-го порядка.

Методика исследования

Сплайн Безье пятого порядка определяется зависимостью вида [7, 8, 9]:

Машиностроение и машиноведение

$$P(\lambda) = \sum_{i=0}^N J_i^N(\lambda) \cdot P_i, \quad (1)$$

где λ – параметр сплайна Безье, $0 \leq \lambda \leq 1$;

N – степень полинома, в рассматриваемом случае $N=5$;

P_i – координаты опорных точек, в рассматриваемом случае равно $N+1=6$;

$J_i^N(\lambda)$ – аппроксимирующие многочлены Бернштейна для сплайна Безье пятого порядка:

$$\begin{aligned} J_0^5(\lambda) &= (1-\lambda)^5; J_1^5(\lambda) = 5 \cdot \lambda \cdot (1-\lambda)^4; J_2^5(\lambda) = 10 \cdot \lambda^2 \cdot (1-\lambda)^3; \\ J_3^5(\lambda) &= 10 \cdot \lambda^3 \cdot (1-\lambda)^2; J_4^5(\lambda) = 5 \cdot \lambda^4 \cdot (1-\lambda); J_5^5(\lambda) = \lambda^5. \end{aligned} \quad (2)$$

С учетом найденных аппроксимирующих многочленов Бернштейна (2) зависимость (1) примет вид:

$$\begin{aligned} P(\lambda) &= P_0 \cdot (1-\lambda)^5 + 5P_1 \cdot \lambda \cdot (1-\lambda)^4 + 10P_2 \cdot \lambda^2 \cdot (1-\lambda)^3 + \\ &10P_3 \cdot \lambda^3 \cdot (1-\lambda)^2 + 5P_4 \cdot \lambda^4 \cdot (1-\lambda) + P_5 \cdot \lambda^5. \end{aligned} \quad (3)$$

Профиль зуба червячной фрезы в нормальном сечении является объектом, состоящим из сопряжений прямолинейного участка, двух дуг окружности и двух прямолинейных участков расположенных под углом 20° к вертикальной оси согласно ГОСТ 9324-2015. По вертикальной оси профиль можно разделить на правую и левую части и рассматривать отдельно. Так как для описания профиля целиком понадобится использовать сплайны Безье более высокого порядка.

Правая (левая) часть профиля зуба червячной фрезы состоит из трех участков: прямолинейного участка, дуги окружности и прямолинейного участка расположенного под углом 20° . Для описания прямолинейных участков профиля достаточно сплайнов Безье первого порядка. Для описания дуги окружности используют сплайны третьего порядка. Таким образом, для аналитического описания прямолинейного участка необходимо знать координаты двух точек, определяющих концы рассматриваемого отрезка. Для описания дуги окружности необходимо задаваться 4 точками. Так как габаритные размеры участков прямолинейного расположенного под углом и дуги окружности и прямолинейного на вершине зуба, существенно отличаются, то для повышения точности аппроксимации добавим еще по одной точке для дуги окружности и для прямолинейного участка расположенного под углом. Исходя из этого для аппроксимации профиля зуба червячной

фрезы в нормальном сечении необходимо использовать сплайн Безье 5 порядка.

Записав уравнение (3) для каждой из координат рассматриваемой точки на профиле зуба червячной фрезы получим систему вида:

$$\left. \begin{aligned} X(\lambda) &= X_{P_0} \cdot (1-\lambda)^5 + 5X_{P_1} \cdot \lambda \cdot (1-\lambda)^4 + 10X_{P_2} \cdot \lambda^2 \cdot (1-\lambda)^3 + \\ &+ 10X_{P_3} \cdot \lambda^3 \cdot (1-\lambda)^2 + 5X_{P_4} \cdot \lambda^4 \cdot (1-\lambda) + X_{P_5} \cdot \lambda^5; \\ Y(\lambda) &= Y_{P_0} \cdot (1-\lambda)^5 + 5Y_{P_1} \cdot \lambda \cdot (1-\lambda)^4 + 10Y_{P_2} \cdot \lambda^2 \cdot (1-\lambda)^3 + \\ &+ 10Y_{P_3} \cdot \lambda^3 \cdot (1-\lambda)^2 + 5Y_{P_4} \cdot \lambda^4 \cdot (1-\lambda) + Y_{P_5} \cdot \lambda^5. \end{aligned} \right\} (4)$$

Неизвестными в системе уравнений (4) являются: параметр сплайна λ и координаты опорных точек $X_{P_1} - X_{P_4}$, $Y_{P_1} - Y_{P_4}$. Для определения неизвестных координат опорных точек $X_{P_1} - X_{P_4}$, $Y_{P_1} - Y_{P_4}$ необходимо записать уравнения, выходящие в систему (4), для восьми точек. В результате получим систему уравнений:

$$\left. \begin{aligned} X(\lambda_0) &= X_{P_0} \cdot (1-\lambda_0)^5 + 5X_{P_1} \cdot \lambda_0 \cdot (1-\lambda_0)^4 + 10X_{P_2} \cdot \lambda_0^2 \cdot (1-\lambda_0)^3 + \\ &+ 10X_{P_3} \cdot \lambda_0^3 \cdot (1-\lambda_0)^2 + 5X_{P_4} \cdot \lambda_0^4 \cdot (1-\lambda_0) + X_{P_5} \cdot \lambda_0^5; \\ Y(\lambda_0) &= Y_{P_0} \cdot (1-\lambda_0)^5 + 5Y_{P_1} \cdot \lambda_0 \cdot (1-\lambda_0)^4 + 10Y_{P_2} \cdot \lambda_0^2 \cdot (1-\lambda_0)^3 + \\ &+ 10Y_{P_3} \cdot \lambda_0^3 \cdot (1-\lambda_0)^2 + 5Y_{P_4} \cdot \lambda_0^4 \cdot (1-\lambda_0) + Y_{P_5} \cdot \lambda_0^5; \\ &\dots \dots \dots \\ X(\lambda_7) &= X_{P_0} \cdot (1-\lambda_7)^5 + 5X_{P_1} \cdot \lambda_7 \cdot (1-\lambda_7)^4 + 10X_{P_2} \cdot \lambda_7^2 \cdot (1-\lambda_7)^3 + \\ &+ 10X_{P_3} \cdot \lambda_7^3 \cdot (1-\lambda_7)^2 + 5X_{P_4} \cdot \lambda_7^4 \cdot (1-\lambda_7) + X_{P_5} \cdot \lambda_7^5; \\ Y(\lambda_7) &= Y_{P_0} \cdot (1-\lambda_7)^5 + 5Y_{P_1} \cdot \lambda_7 \cdot (1-\lambda_7)^4 + 10Y_{P_2} \cdot \lambda_7^2 \cdot (1-\lambda_7)^3 + \\ &+ 10Y_{P_3} \cdot \lambda_7^3 \cdot (1-\lambda_7)^2 + 5Y_{P_4} \cdot \lambda_7^4 \cdot (1-\lambda_7) + Y_{P_5} \cdot \lambda_7^5. \end{aligned} \right\} (5)$$

Задавая координатами начала и конца кривой профиля зуба червячной фрезы X_{P_0} и X_{P_5} , Y_{P_0} и Y_{P_5} и подставив в левую часть уравнений вместо функций $X(\lambda_i)$ и $Y(\lambda_i)$ значения координат узловых точек участков профиля фрезы, получим систему уравнений для определения неизвестных параметров сплайна Безье пятого порядка (4).

Результаты исследований

Определим параметры сплайна, позволяющего выполнить аппроксимацию левой и правой части профиля зуба червячной фрезы в нормальном сечении. Координаты точек профиля червячной фрезы, в безразмерном виде (отнесенные к модулю), приведены в табл. 1.

Точки 0 и 1 принадлежат прямолинейному участку профиля зуба, точки с 1 по 5 участку дуги окружности, точки с 5 по 7 прямолинейному участку расположенному под углом 20° (табл. 1.). Подставив в левую часть уравнений системы (5) вместо функций $X(\lambda_i)$ и $Y(\lambda_i)$ значения координат узловых точек участков профиля зуба червячной фрезы, получим системы для определения параметров сплайна Безье пятого порядка, описывающего геометрию левой и правой частей профиля зуба червячной фрезы в нормальном сечении. Решив системы уравнений численными методами в математическом пакете MathCAD, определим неизвестные параметры сплайна (табл. 2).

Т а б л и ц а 1

Координаты точек профиля зуба червячной фрезы в нормальном сечении

Левая часть профиля								
$X, \text{ мм}$	0	-0,0644	-0,1953	-0,2823	-0,3224	-0,4214	-0,7650	-1,1086
$Y, \text{ мм}$	0	0	0,0233	0,0687	0,1010	0,25	1,1940	2,1381
Правая часть профиля								
$X, \text{ мм}$	0	0,0644	0,1953	0,2823	0,3224	0,4214	0,7650	1,1086
$Y, \text{ мм}$	0	0	0,0233	0,0687	0,1010	0,2500	1,1940	2,1381

Т а б л и ц а 2

Результаты расчета параметров сплайна

Левая часть профиля зуба							
$Xp_1, \text{ мм}$	$Yp_1, \text{ мм}$	$Xp_2, \text{ мм}$	$Yp_2, \text{ мм}$	$Xp_3, \text{ мм}$	$Yp_3, \text{ мм}$	$Xp_4, \text{ мм}$	$Yp_4, \text{ мм}$
-0,0788	0,0154	-0,3616	-0,1286	-0,5440	0,5588	-0,1764	-0,4133
λ_0	λ_1	λ_2	λ_3	λ_4	λ_5	λ_6	λ_7
0	0,1106	0,2706	0,3811	0,4404	0,6234	0,9038	1
Правая часть профиля зуба							
$Xp_1, \text{ мм}$	$Yp_1, \text{ мм}$	$Xp_2, \text{ мм}$	$Yp_2, \text{ мм}$	$Xp_3, \text{ мм}$	$Yp_3, \text{ мм}$	$Xp_4, \text{ мм}$	$Yp_4, \text{ мм}$
0,0630	0,0193	0,3557	-0,1444	0,5485	0,5643	0,1715	-0,4255
λ_0	λ_1	λ_2	λ_3	λ_4	λ_5	λ_6	λ_7
0	0,1190	0,2792	0,3891	0,4478	0,6272	0,9043	1

Подставив полученные в результате решения систем уравнений (5) координаты опорных точек в систему уравнений (4), получим зависимости для определения координат точек, описывающих геометрию профиля зуба червячной фрезы. Выполнив расчеты по зависимостям (4), изменяя пара-

метр сплайна λ от 0 до 1 с шагом 0,05 получим координаты точек принадлежащих сплайну, который описывает профиль зуба червячной фрезы табл. 3 и табл. 4. По результатам расчета строим сплайны в Декартовой системе координат рис. 1.

Как видно из рис. 1 полученные параметры сплайна позволяют достаточно точно аппроксимировать профиль зуба червячной фрезы сплайном Безье 5-го порядка. Выполним оценку точности аппроксимации профиля зуба фрезы сплайном, определив значения координаты $X(\lambda)$ для заданного значения координаты Y (табл. 1) и сравним полученные значения координат $X(\lambda)$ с табличным стандартным значением X . Для чего определим параметр сплайна λ , подставив во второе уравнение системы (4) соответствующее значение координаты Y . Полученное уравнение можно решить численными методами в математическом пакете MathCAD.

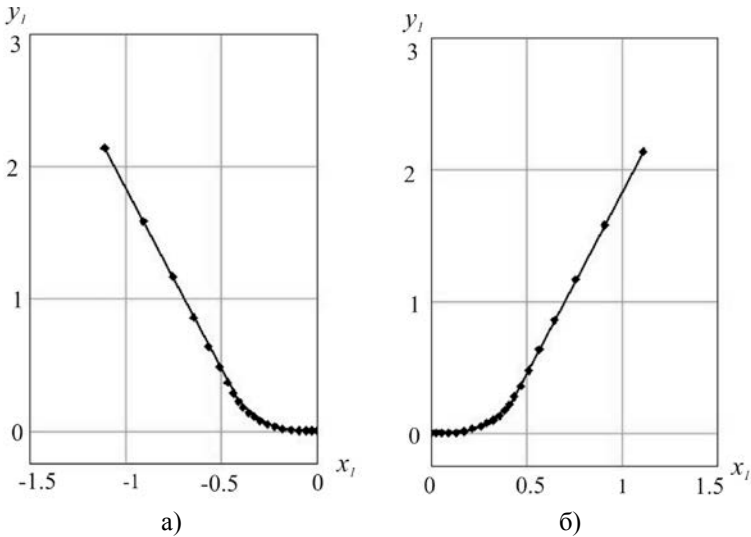


Рис. 1. Аппроксимация профиля зуба червячной фрезы в нормальном сечении сплайном Безье пятого порядка: а – левая часть; б – правая часть

Параметр сплайна λ подставляем в уравнения системы (4) и определяем значения координат $X(\lambda)$ и $Y(\lambda)$ точки сплайна. Выполнив расчеты для всех координат Y точек заданных в табл. 1, определим параметры сплайна λ и значения координат. Для рассчитанных значений координат точек сплайна можно определить относительную погрешность.

Т а б л и ц а 3

Результаты расчетов координат точек сплайна аппроксимирующего левую часть профиля червячной фрезы

λ	0	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3
$X(\lambda)$, мм	0	-0,024	-0,057	-0,095	-0,136	-0,178	-0,22
$Y(\lambda)$, мм	0	1e-3	3,6e-5	1,2e-3	6,6e-3	0,017	0,033
λ	0,35	0,4	0,45	0,5	0,55	0,6	0,65
$X(\lambda)$, мм	-0,259	-0,296	-0,328	-0,358	-0,384	-0,409	-0,436
$Y(\lambda)$, мм	0,054	0,078	0,107	0,139	0,177	0,224	0,284
λ	0,7	0,75	0,8	0,85	0,9	0,95	1
$X(\lambda)$, мм	-0,468	-0,509	-0,566	-0,645	-0,755	-0,906	-1,109
$Y(\lambda)$, мм	0,366	0,48	0,639	0,861	1,167	1,582	2,138

Т а б л и ц а 4

Результаты расчетов координат точек сплайна аппроксимирующего правую часть профиля червячной фрезы

λ	0	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25	0,3
$X(\lambda)$, мм	0	0,021	0,051	0,088	0,128	0,171	0,213
$Y(\lambda)$, мм	0	1,5e-3	2,1e-4	6,2e-4	5,2e-3	0,015	0,03
λ	0,35	0,4	0,45	0,5	0,55	0,6	0,65
$X(\lambda)$, мм	0,253	0,29	0,324	0,354	0,381	0,407	0,434
$Y(\lambda)$, мм	0,05	0,074	0,102	0,135	0,173	0,219	0,28
λ	0,7	0,75	0,8	0,85	0,9	0,95	1
$X(\lambda)$, мм	0,466	0,508	0,564	0,644	0,754	0,905	1,109
$Y(\lambda)$, мм	0,362	0,475	0,635	0,857	1,163	1,58	2,138

Выводы

Получены зависимости, которые позволяют выполнить аппроксимацию профиля зуба червячной фрезы в нормальном сечении гладкой кривой в виде сплайна Безье 5-го порядка. Применение сплайнов Безье пятого порядка для аппроксимации профиля зуба червячной фрезы позволяет с высокой точностью описать его геометрию, относительная погрешность в определении координаты $X(\lambda)$ и $Y(\lambda)$ не превышает 1%.

Полученные зависимости могут применяться при анализе закономерностей изменения параметров срезаемого слоя и силового нагружения режущих кромок инструментов при решении пространственных технологических задач на различных этапах технологического процесса.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Романов В.Ф. Расчет зуборезных инструментов. М.: Машиностроение, 1969. 251 с.
2. Равська Н.С., Охріменко О.А. Визначення товщини зрізу при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами зубчатих коліс // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. 2011. №28. С. 3-12.

3. Андросов С.П. Уравнение режущих кромок червячной модульной фрезы // Приволжский научный вестник. 2013. №2(18). С. 4-7.
4. Отт О.С. Формирование эвольвентных поверхностей деталей дисковым инструментом // Вестник МГТУ Станкин. 2010. №3. С. 67-71.
5. Воронцов Б.С. Математическое обеспечение интерактивного синтеза передач зацеплением // Сборник научных трудов "Вестник НТУ "ХПИ" : Проблемы механического привода. 2010. №27. С. 49- 54.
6. Роджерс, Д., Адамс, Дж. Математические основы машинной графики. М.: Мир, 2001. 604 с.
7. Белов В.В., Образцов И.В., Иванов В.К., Коноплев Е.Н. Компьютерная реализация решения научно-технических и образовательных задач: учебное пособие [Электронный ресурс]// ТвГТУ. 2015. 108 с. URL: <https://www.sunspire.ru/articles/>
8. Грубка Р.М., Петряева И.А., Михайлов А.Н. Аппроксимация координат точек профиля дисковой зуборезной модульной фрезы сплайнами Безье // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. 2017. №3 (58). С. 8 - 15.

Grubka R.M. Approximation of the coordinates of tooth profile points of worm mills in the normal section by Bezier splines

A work survey of tooth profile of the worm cutter in the normal section. For its analytical description, it is suggested to use higher-order Bezier splines. The aim of the paper is to approximate the coordinates of the tooth profile points of a worm cutter in the normal section of the smooth curve in the form by the 5th-order Bezier spline. The use of the dependencies given in the article makes it possible to perform an approximation of the tooth profile of a worm cutter in the normal section of a smooth curve in the form of a 5th order Bezier spline. The use of fifth order Bezier splines to approximate the tooth profile of the worm cutter allows to describe its geometry with high accuracy, the relative error in determining the coordinate $X(\lambda)$ and $Y(\lambda)$ does not exceed 1%. The obtained dependences can be used in analyzing the regularities of changing the parameters of the cut layer and the force loading of tools cutting edges when solving spatial technological problems at various stages of the technological process.

Keywords: *worm cutter, approximation, Bezier spline, original profile, cutting edge.*

Грубка Роман Михайлович – кандидат технических наук, доцент Донецкого национального технического университета, г. Донецк. Научные интересы: обработка пространственно-модифицированных зубьев цилиндрических колес.
e-mail: grubka_roman@mail.ru

Grubka Roman - PhD, Associate Professor, Donetsk National Technical University, Donetsk. Scientific interests: processing of spatially modified teeth of cylindrical wheels.
e-mail: grubka_roman@mail.ru

*Статья поступила
31 мая 2018 г.
© Грубка Р.М. 2018*

УДК 662.612.3

Решетняк Д.В.

К ВОПРОСУ О ПОВЫШЕНИИ ЭФФЕКТИВНОСТИ СЖИГАНИЯ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА

Reshetnyak D.V.

TO THE PROBLEM OF INCREASING THE EFFICIENCY OF COMBUSTION DUST-COAL FUEL

В работе построена математическая модель для расчета количественных характеристик горения пылевидной коксовой частицы. Она включает в себя кинетическую схему химического реагирования углерода кокса с газовыми компонентами и горение выделяемого CO и H₂ в газовой фазе. Концентрации газовых компонент на поверхности частицы определяются из уравнения диффузионного обмена, а ее температура – из уравнения теплового баланса с газовой средой. Для тестирования предлагаемой модели в работе рассчитывается динамика и полное время τ_c выгорания частиц с исходным размером 50 – 300 мкм при разном содержании кислорода в камере сгорания. Показано хорошее совпадение расчетного τ_c с опытными данными. Также, полученное расчетным путем значение удельной теплоты сгорания горючей массы кокса хорошо согласуется с табличной величиной.

Ключевые слова: пылеугольное топливо, коксовая частица, горение, математическое моделирование.

Введение

Пылевидный способ сжигания угольного топлива в факеле имеет ряд преимуществ по сравнению с распространенным слоевым методом. При измельчении топлива увеличивается отношение площади угольных частиц к их массе, т.е. возрастает поверхность реагирования углерода с молекулами окислителя. Кроме того, летучие компоненты, выделяемые мелкими частицами пылеугольного топлива (ПУТ), насыщают газовый объем, образуя горючую газо-воздушную смесь, которая и начинает гореть [1]. Это обеспечивает быстрое сгорание топлива в факеле, снижение температуры и времени воспламенения ПУТ [2].

Математическое моделирование процессов, происходящих при горении ПУТ в факеле, осложняется тем, что далеко не всегда известны точные исходные данные для уравнений, описывающих эти процессы. Необходимо

знать законы химической кинетики, как на поверхности кокса, так и в газовой фазе в окрестности топливной частицы, температуру и состав газов, взаимодействующих с ее поверхностью и т.д.

Проблеме математического моделирования процессов при выгорании мелких угольных частиц посвящен ряд работ [3 - 5]. В них для исследования тепловых режимов горения, как правило, рассматривается квазистационарная или нестационарная краевая задача тепломассообмена между частицей и газовой средой. Такие модели дают качественное представление о профилях температуры и концентрации газовых компонент вокруг горящей частицы, но они достаточно сложны для использования в прикладных задачах.

Целью работы является разработка схемы для расчета количественных характеристик процесса выгорания коксовой частицы. В частности, необходимо:

- с хорошей для практических задач точностью определять динамику, температуру, полное время выгорания пылеугольной частицы и теплоту сгорания ПУТ в атмосфере с заданными параметрами газовой смеси;
- модель должна позволять проводить детальный анализ особенностей горения коксовых частиц в зависимости от условий топочного процесса.

Математическая модель

Принято считать, что процесс горения угольной частицы можно разбить на относительно независимые стадии: I) прогрев частицы до выхода и воспламенения летучих; II) горение летучих веществ около частицы, способствующее ее быстрому прогреву; III) горение коксового остатка, состоящего практически только из углерода и золы. Горение летучих, как и прогрев частиц, – относительно быстрый процесс по сравнению с горением коксового остатка. В данной работе рассматривается горение коксового остатка, поскольку это наиболее длительная стадия выгорания пылеугольной частицы (до 90 % общего времени) [1], в течение которой выделяется почти вся тепловая энергия. Расчеты проводятся для коксового остатка антрацита. Наличием золы в частице мы пренебрегаем ввиду, во-первых, ее малого содержания в этом типе угля (4-5 % [2]) и, во-вторых, при тонком размоле углей, зола может отделяться от горючей массы топлива. В основу расчетов положена следующая физическая модель:

1. Химическое реагирование углерода кокса. Кинетическая схема, используемая в работе для описания газификации углерода, формально характеризуется следующими гетерогенными реакциями [1] с соответствующими тепловыми эффектами:

Машиностроение и машиноведение

- 1 $C + O_2 \rightarrow CO_2 + 395 \text{ кДж/моль}$
2 $2C + O_2 \rightarrow 2CO + 219 \text{ кДж/моль}$
3 $C + CO_2 \rightarrow 2CO - 175.5 \text{ кДж/моль}$
3* $C + H_2O \rightarrow CO + H_2 - 130.5 \text{ кДж/моль}$
3** $C + 2H_2O \rightarrow CO_2 + 2H_2 - 132 \text{ кДж/моль}$
3*** $C + 2H_2 \rightarrow CH_4 - 74.9 \text{ кДж/моль}$

Горение выделяемого CO и H₂ определяется реакциями в газовой фазе:

- 4 $CO + 1/2O_2 \rightarrow CO_2 + 285 \text{ кДж/моль}$
4* $CO + H_2O \rightarrow CO_2 + H_2 + 40.4 \text{ кДж/моль}$
4** $H_2 + 1/2O_2 \rightarrow H_2O + 115.5 \text{ кДж/моль}$

Отметим, что водород, который образуется в реакциях 3* и 3**, реагирует с кислородом непосредственно у поверхности частицы в реакции 4** намного быстрее, чем с углеродом в реакции 3***. Поэтому реакцию 3*** в процессе газификации углерода можно не учитывать, также можно пренебречь реакцией 3**, т.к. она менее вероятна, чем 3* [1].

Скорости w_i реакций 1-3* определяются их константами скоростей k_i и концентрациями n_i^R газовых компонент, участвующих в той или иной реакции на поверхности частицы: $w_i = k_i n_i^R$, 1/(м²с). Зависимость констант скоростей от температуры задается законом Аррениуса:

$$k_i = k_{0i} \exp\left(-\frac{E_i}{R_g T_p}\right),$$

где $k_{0i} = 10^{(0.2 \cdot 10^{-4} E_i + 2)}$ м/с [6];

E_i – энергия активации данной реакции;

R_g – универсальная газовая постоянная;

T_p – температура коксовой частицы.

Энергия активации реакции 1 для кокса антрацита $E_1 = 155 \text{ кДж/моль}$ [6], ее значения для реакций (2-3*) связаны с E_1 как: $E_2 = 1.1E_1$, $E_3 = 2.2E_1$, $E_{3*} = 1.6E_1$ [1].

2. Газовые компоненты на поверхности частицы. Известно, что догорание CO не оказывает заметного влияния на скорость выгорания пылевидных угольных частиц [7]. Поэтому концентрации газовых компонент у поверхности частицы (предполагается, что она имеет сферическую форму) найдем из уравнения диффузионного обмена для радиальной симметрии без источников в объеме:

$$\frac{d}{r^2 dr} \left(r^2 D_i \rho_g \frac{dY_i}{dr} \right) = 0, \quad (1)$$

с граничными условиями:

$$D_i \rho_g \left. \frac{dY_i}{dr} \right|_{r=R} = -j_i^R, \quad Y_i|_{r \rightarrow \infty} = Y_i^0 = \text{const},$$

где r – радиальная координата;

$R = \delta/2$ – текущий радиус частицы;

D_i – коэффициенты бинарной диффузии газовых компонент в смеси;

ρ_g – плотность газовой смеси;

Y_i – относительные массовые концентрации газовых компонент;

j_i^R – их потоки на поверхности частицы, кг/(м²с).

Поскольку азот в нашей схеме не реагирует с углеродной поверхностью, а водяной пар реагирует по реакции 3*, но немедленно восстанавливается в реакции 4**, то для них $j_{N_2}^R = j_{H_2O}^R = 0$. Потоки остальных компонент на поверхности частицы с учетом того, что скорость приповерхностной реакции 4** лимитируется реакцией 3*, будут:

$$\begin{aligned} j_{O_2}^R &= -[(k_1 + k_2)(1 + \gamma)Y_{O_2}^R + 0.5k_{3^*}Y_{H_2O}^R] \rho_g^R, \\ j_{CO_2}^R &= [k_1(1 + \gamma)Y_{O_2}^R - k_3 Y_{CO_2}^R] \rho_g^R, \\ j_{CO}^R &= [2k_2(1 + \gamma)Y_{O_2}^R + 2k_3 Y_{CO_2}^R + k_{3^*} Y_{H_2O}^R] \rho_g^R, \end{aligned} \quad (2)$$

где $\gamma = k_v / (k_1 + k_2)$ – коэффициент, учитывающий внутреннее реагирование кислорода на поверхности пор частицы, в котором

k_v – эффективная константа внутреннего реагирования, определяемая как:

$$k_v = \frac{D_{O_2}^v}{R} (Se_v c_{th} Se_v - 1), \quad Se_v = \sqrt{\frac{(k_1 + k_2) s_v R^2}{D_{O_2}^v}},$$

где Se_v – критерий Семенова для внутреннего реагирования кислорода [1];

$D_{O_2}^v = D_{O_2}^R (1 - \rho_c / \rho_0)^2$ – коэффициент внутренней диффузии кислорода в порах [8] ($\rho_c = 1450$ кг/м³, $\rho_0 \approx 2000$ кг/м³ – кажущаяся и истинная плотность антрацитового кокса);

s_v – удельная поверхность пор ($s_v \sim 10^4$ м²/м³ [1]).

Массовые концентрации газовых компонент на поверхности частицы найдем с учетом (2) после интегрирования (1) и некоторых преобразований:

$$\begin{aligned}
 Y_{O_2}^R &= \frac{Y_{O_2}^0 - 0.5k_3 Y_{H_2O}^R R / D_{O_2}^R}{1 + (k_1 + k_2)(1 + \gamma)R / D_{O_2}^R}, \quad Y_{CO_2}^R = \frac{Y_{CO_2}^0 + k_1(1 + \gamma)Y_{O_2}^R R / D_{CO_2}^R}{1 + k_3 R / D_{CO_2}^R}, \\
 Y_{CO}^R &= Y_{CO}^0 + \frac{2k_2(1 + \gamma)Y_{O_2}^R + 2k_3 Y_{CO_2}^R + k_3 Y_{H_2O}^R}{D_{CO}^R} R, \\
 Y_{H_2O}^R &= Y_{H_2O}^0, \quad Y_{N_2}^R = Y_{N_2}^0.
 \end{aligned} \tag{3}$$

где $Y_i^0 = P_i^0 m_i / \sum_i P_i^0 m_i$ – относительные массовые концентрации компонент

в газовом потоке (P_i^0 , m_i – парциальные давления компонент в потоке и массы их молекул). Концентрации компонент на поверхности частицы связаны с (3) как: $n_i^R = \rho_g^R Y_i^R / m_i$, где плотность газовой смеси определяется уравнением состояния $\rho_g^R = P_g / \left(k_B T_p \sum_i Y_i^R / m_i \right)$, в котором k_B – постоянная

Больцмана. В качестве D_i^R используем коэффициенты диффузии газовых компонент в воздухе при температуре T_p и общем давлении $P_g = 1$ атм, вычисленные по методу Фуллера-Шеттлера-Гиддинга [9]:

$$D_i^R = \frac{1 \cdot 10^{-7} T_p^{1.75} \sqrt{1/M_i + 1/M_{air}}}{\left(V_i^{1/3} + V_{air}^{1/3} \right)^2}, \quad \text{м}^2/\text{с}$$

где $M_{O_2} = 32$, $M_{CO_2} = 44$, $M_{H_2O} = 18$, $M_{N_2} = 28$ г/моль, $M_{air} = 29$ г/моль; $V_{O_2} = 16.6$, $V_{CO_2} = 26.9$, $V_{H_2O} = 12.7$, $V_{N_2} = 17.9$, $V_{air} = 20.1$ – диффузионные объемы молекул.

3. Температура частицы. Температуру горячей пылевидной частицы определим из уравнения ее теплового баланса:

$$\frac{d(M_p c_c T_p)}{dt} = S_p (q_c - q_t - q_r - q_d - q_s), \tag{4}$$

где M_p , S_p – масса и площадь внешней поверхности коксовой частицы; c_c – удельная теплоемкость кокса. Углерод кокса топлива по своей структуре близок к графиту, поэтому в качестве c_c [Дж/(кг·К)] используем эмпирическую температурную зависимость для графита [10]:

$$c_c = 2023.145 + 7.8645 \cdot 10^{-2} T_p - 4.26709 \cdot 10^8 T_p^{-2} + \\ + 1.3203 \cdot 10^{11} T_p^{-3} - 1.199 \cdot 10^{13} T_p^{-4}.$$

Правая часть выражения (4) включает следующие слагаемые:

$q_c = [(w_1 e_1 + w_2 e_2)(1 + \gamma) + w_3 e_3 + w_{3*}(e_{3*} + e_{4**})] / N_A$ – мощность тепловыделения на единице поверхности частицы за счет реакций (1-4*) (e_i – тепловые эффекты реакций, Дж/моль, N_A – число Авогадро);

$q_t = \lambda_g^* Nu_t / \delta (T_p - T_{g0})$ – конвективный теплообмен частицы с газовой средой, где λ_g^* – теплопроводность газа в окрестности частицы, в качестве которой принята теплопроводность воздуха при температуре

$T^* = (T_p + T_{g0}) / 2$; $\lambda_g^* = 24.4 \cdot 10^{-3} (273.2 + C) (T^* / 273.2)^{1.5} / (T^* + C)$, $C = 122$ [11], где T_{g0} – температура газа в потоке, $Nu_t \approx 2$ – тепловой критерий Нуссельта при малых скоростях обтекания частицы газом;

$q_r = \varepsilon \sigma (T_p^4 - T_e^4)$ – лучистый теплообмен частицы с облучателем, где $\varepsilon = 0.8$ – степень черноты частицы; σ – постоянная Стефана-Больцмана, температура облучателя принята равной температуре газового потока $T_e = T_{g0}$;

$q_d = 7/2 k_B (w_1 + w_2)(1 + \gamma) + 4k_B (w_3 + w_{3*})$ – отвод тепла от частицы диффузионной теплопроводностью;

$q_s = c_{pg}^R T_p U^R$ – отвод тепла от частицы стефановским потоком, где $U^R = k_B T_p / P_g \sum_i j_i^R / m_i$, $c_{pg}^R = [7/2 (n_{O_2}^R + n_{CO}^R + n_{N_2}^R) + 4(n_{CO_2}^R + n_{H_2O}^R)] k_B$ – скорость стефановского потока и теплоемкость единицы объема газа у поверхности частицы.

В принятой кинетической схеме поток углерода с поверхности частицы будет:

$$G_c = [w_1(1 + \gamma) + 2w_2(1 + \gamma) + w_3 + w_{3*}] M_c / N_A, \text{ кг}/(\text{м}^2 \text{с}) \quad (5)$$

где M_c – молярная масса углерода.

Изменение размера частицы во времени определяется уравнением:

$$\frac{d\delta}{dt} = - \frac{2G_c}{\rho_c}. \quad (6)$$

Теплота сгорания коксовой частицы может быть найдена интегрированием тепловой мощности, выделяемой на поверхности и за счет сгорания CO в газовом объеме:

$$Q_p \approx 4\pi \int_0^{\tau_c} R^2 (q_c + q_{CO}) dt, \quad (7)$$

где $q_{CO} = j_{CO}^R e_{CO} / M_{CO}$ ($e_{CO} = 283$ кДж/моль – теплота сгорания CO при незначительном содержании водяного пара в объеме, M_{CO} – молярная масса окиси углерода).

Результаты исследований

Тестирование модели горения частицы

Проверку построенной модели проведем сравнением вычисленного по ней времени сгорания коксового остатка угольной частицы и теплоты сгорания углеродного топлива с опытными данными. Время выгорания частиц кокса в диффузионном режиме, может быть приближенно найдено по эмпирической зависимости [2]:

$$\tau_c = k_c 2.21 \cdot 10^8 (1 - A_c) \frac{\rho_c \delta_0^2}{T_{g0}^{0.9} [O_2]}, \quad \text{с} \quad (8)$$

где k_c – опытный коэффициент, характеризующий выгорание частиц угля данной марки;

A_c – относительное содержание золы в коксовом остатке; δ_0 – начальный размер частицы, м;

$[O_2]$ – содержание кислорода в газовом потоке, %.

Для антрацита $k_c = 1$, наличием золы пренебрегаем, т.е. $A_c = 0$. Изменение размера частицы в процессе ее выгорания подчиняется уравнению [2]:

$$\delta = \delta_0 (1 - t/\tau_c)^{1/2}. \quad (9)$$

Моделирование выгорания частиц проведем при парциальных давлениях газовых компонент в потоке $P_{O_2}^0 = 20$ и 15 кПа, $P_{CO_2}^0 = 5$ кПа, $P_{H_2O}^0 = 2$ кПа, $P_{CO}^0 = 0$ кПа, $P_{N_2}^0 = P_g - \sum P_i^0$ и его температуре $T_{g0} = 1400$ К. Для интегрирования (4) необходимо задать начальную температуру воспламенения коксовой частицы T_{p0} . Расчет по (5) показывает, что ско-

рость газификации коксовых частиц различных размеров становится заметной при температуре примерно 1000 К, это значение и примем в качестве T_{p0} .

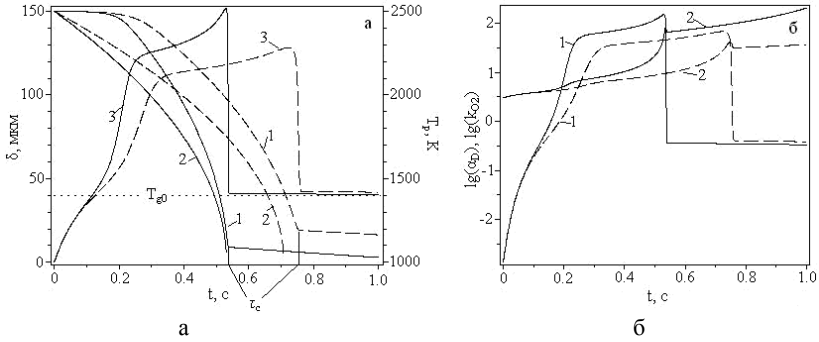


Рис. 1. а - изменение размера частицы и ее температуры в процессе выгорания: кривая 1 – наш расчет, 2 – расчет по формуле (9), 3 – температура частицы; б - зависимость от времени константы скорости k_{O_2} – кривая 1 и коэффициента диффузии α_d – кривая 2.

На рис. 1, а приведены динамика выгорания и температура коксовой частицы с $\delta_0 = 150$ мкм, полученные численным интегрированием (4) и (6) методом Рунге-Кутты-Фелберга с использованием математического пакета Maple. На начальной стадии, а также после достижения частицей размера ~ 9 мкм при $P_{O_2}^0 = 20$ кПа и ~ 19 мкм при $P_{O_2}^0 = 15$ кПа она горит медленно, т.к. процесс протекает в кинетической области вследствие относительно невысокой температуры частицы. В этом режиме коэффициент диффузионного обмена $\alpha_d \gg k_{O_2} = k_1 + k_2$ (рис. 1, б). Переход горения в кинетическую область может быть причиной механического недожога топлива, что сильнее проявляется при снижении концентрации кислорода в топочном объеме. К моменту перехода τ_c из диффузионной области в кинетическую частица теряет почти всю горючую массу, поэтому будем считать его временем сгорания частицы. На обоих рисунках сплошная линия соответствует давлению кислорода в объеме $-P_{O_2}^0 = 20$ кПа, пунктирная – $P_{O_2}^0 = 15$ кПа.

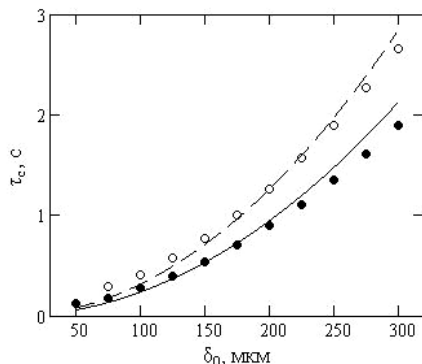


Рис. 2. Время сгорания коксовых частиц: ● – расчет для давления кислорода в объеме $P_{O_2}^0 = 20$ кПа, ○ – расчет для $P_{O_2}^0 = 15$ кПа, сплошная линия и пунктир – зависимость (8) для $P_{O_2}^0 = 20$ и 15 кПа, соответственно.

Вычисленное время сгорания коксовых частиц с исходным размером 50 – 300 мкм при разном содержании кислорода приведено на рис. 2. Хорошее его совпадение с эмпирической зависимостью (8) для диффузионного горения указывает на то, что принятая модель правильно описывает скорость газификации мелких угольных частиц. Это также подтверждает то, что выделяемый CO догорает относительно далеко от мелких частиц, не оказывая большого влияния на доступ кислорода к поверхности. Установлено, что частицы с начальным размером ~ 100 мкм при $T_{g0} = 1400$ К сгорают, в основном, в диффузионной области. Для перевода горения тонкодисперсных частиц ($\delta_0 \sim 10$ мкм) в диффузионную область нужны более высокие температуры.

Общая удельная теплота сгорания кокса при указанных условиях в топочном объеме оказалась $Q_c = Q_p / M_{p0} \approx 32$ МДж/кг. Из нее только примерно 12 МДж/кг дает гетерофазное горение углерода и приповерхностное сгорание H_2 , образующегося в реакции 3*, остальная энергия выделяется от сгорания CO в газовом объеме. Полученное расчетным путем значение Q_c хорошо согласуется с табличной величиной теплоты сгорания углерода кокса (около 33 МДж/кг).

Выводы

В работе построена достаточно простая схема (включает только два ОДУ 1-го порядка), определяющая процесс газификации пылевидной коксовой частицы в зависимости от условий топочного процесса.

Для иллюстрации возможностей предлагаемой модели рассчитана динамика и полное время τ_c выгорания частиц с исходным размером 50 – 300 мкм при разном содержании кислорода в камере сгорания, показано хорошее совпадение расчетного τ_c с эмпирической зависимостью (8). Также, полученное расчетным путем значение удельной теплоты сгорания горючей массы кокса хорошо согласуется с табличной величиной.

Разработанная модель может быть использована в угольной теплоэнергетике для анализа количественных характеристик и режимов горения ПУТ в зависимости от условий топочного процесса. Это необходимо для повышения эффективности сжигания ПУТ при оптимизации конкретного топочного процесса, а также при использовании ПУТ в доменном производстве [12].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Основы практической теории горения: учебное пособие для вузов // Под ред. В.В. Померанцева. Л.: Энергоатомиздат, 1986. – 312 с.
2. Бабий В.И., Куваев Ю.Ф. Горение угольной пыли и расчет пылеугольного факела. М.: Энергоатомиздат, 1986. – 208 с.
3. Асланян Г.С., Директор Л.Б. Численное исследование процессов тепло- и массообмена горячей угольной частицы // Теплофизика высоких температур. 1991. Т. 29, № 3. С. 570-576.
4. Самуйлов Е.В., Фаминская М.В., Головина Е.С. Модель и расчет процесса газификации одиночной углеродной частицы // Физика горения и взрыва. 2004. – Т. 40, № 1. С. 86-94.
5. Гремячкин В.М. О кинетике гетерогенных реакций углерода с кислородом при горении пористых частиц углерода в кислороде // Физика горения и взрыва. 2006. Т. 42, № 3. С. 11-22.
6. Акмен Р.Г. Топливо, основы теории горения и топочные устройства. Харьков: НТУ «ХПИ», 2005. 68 с.
7. Канторович Б.В. Введение в теорию горения и газификации твердого топлива. М.: Metallurgizdat, 1960. 356 с.
8. Головина Е.С. Высокотемпературное горение и газификация углерода. М.: Энергоатомиздат, 1983. 176 с.
9. Рид Р., Шервуд Т. Свойства газов и жидкостей. Л.: Химия, 1971. 704 с.
10. Enthalpy and Heat Capacity of Graphite // www.insc.anl.gov/matprop/graphite/ent_hc/sumccp.php.
11. Викторов М.М. Методы вычисления физико-химических величин и прикладные расчеты. Л.: Химия, 1977. 360 с.
12. Ярошевский С.Л. Выплавка чугуна с применением пылеугольного топлива. М.: Metallurgia, 1988. 176 с.

Машиностроение и машиноведение

Reshetnyak D.V. To the problem of increasing the efficiency of combustion dust-coal fuel

In the paper we develop a mathematical model for calculating the quantitative characteristics of the combustion of the coke dust particles. It includes the kinetic scheme of the chemical reaction of carbon and gas components and combustion of emitted CO and H₂ in the gas phase. A concentration of gaseous components on the surface of the particles is determined from the equation of diffusion exchange, and its temperature from the equation of heat balance with the gaseous medium.

To test the proposed model we calculated the dynamics and full-time τ_c of a burning particle with a starting size of 50 – 300 microns, the calculations with different oxygen content in the combustion chamber. The good agreement between the calculated and experimental data τ_c has been observed. Also, the resulting calculated value of the specific heat of combustion of the combustible mass of coke is in good agreement with the tabular value.

Keywords: coal dust fuel, coke particle, combustion, mathematical simulation.

Решетняк Денис Вадимович – старший преподаватель кафедры материаловедения Луганского национального университета имени Владимира Даля, г. Луганск. Научные интересы: компьютерное моделирование процессов.

e-mail: denres@mail.ru

Reshetnyak Denis – senator teacher Material Department, Vladimir Dalh Lugansk National University, Lugansk. Scientific interest: computer simulation of processes.

e-mail: denres@mail.ru

*Статья поступила
25 мая 2018 г.
© Решетняк Д.В., 2018*

**СТРОИТЕЛЬСТВО И
АРХИТЕКТУРА**

УДК 624.012:69.059.3

Дубасов В.М.

САМОУПЛОТНЯЮЩИЙСЯ СВЕРХВЫСОКОПРОЧНЫЙ ФИБРОБЕТОН ДЛЯ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Dubasov V.M.

SELF - COMPACTING CONCRETE ULTRA-HIGH STRENGTH FIBER FOR BUILDING CONSTRUCTIONS

В данной работе рассматриваются исследования реологических свойств фиброармированных самоуплотняющихся бетонных смесей с добавками модификаторов и микронаполнителей, а также эксплуатационные характеристики бетонов на них основе. Выполнены исследования влияние вида и содержания волокон на технологические свойства самоуплотняющихся бетонных смесей, физико-механические и деформационные свойства бетона. Предоставлен сверхвысокопрочный самоуплотняющийся сталефибробетон классов от В100 до В130, отличающийся повышенной удобоукладываемостью и технологичностью с высокими характеристиками.

Ключевые слова: фиброармированный самоуплотняющийся бетон, модификатор, условная вязкость, прочность, модуль упругости.

Введение

На сегодняшний день одним из наиболее важных направлений экономики является строительная отрасль. Строительный комплекс бурно развивается и набирает обороты – в частности, жилищное строительство выходит на совершенно новый уровень. Приоритетным продолжают оставаться многоэтажные здания в железобетонном исполнении. В связи с повсеместным масштабным потреблением требования к бетонам постоянно возрастают, традиционных методов и материалов для их приготовления недостаточно [1].

Простой и эффективный способ изменения свойств бетона – введение специальных модификаторов и добавок, которые позволяют из рядовых сырьевых компонентов получать крепкий и долговечный композит с особыми свойствами.

Одним из перспективных результатов исследований в этом направлении представляется самоуплотняющийся высокопрочный фибробетон. Благодаря дисперсному армированию можно решить проблему хрупкого разрушения.

Высокопрочный (как и сверхвысокопрочный – Ultra High-Strength) сталефибробетон – известный и достаточно исследованный материал. Имеющаяся информация касается, в основном, бетона, полученного из сравнительно жестких (малоподвижных) смесей. Тем не менее, данные о дисперсноармированных бетонах из высокоподвижных или самоуплотняющихся смесей имеются, связаны они с использованием металлической фибры и относятся к бетонам классов по прочности на сжатие ниже В100 [2].

В основе технологии получения такого материала лежит совмещение сверхвысокопрочной матрицы, основной объем которой представляет собой аналог Reactive Powder Concrete [3] – «порошкового бетона» – и стальной фибры.

В работе [4] показано, что каждая фибра играет роль стержневой арматуры и железобетона. Прочность фибробетона на растяжение при изгибе возрастает в 2-3 раза, трещиностойкость – в 1,5-2 раза по сравнению с обычным бетоном.

Целью работы является получение сверхвысокопрочного самоуплотняющегося фибробетона классов выше В100 и исследование механических и эксплуатационных свойств с целью использования при возведении монолитных конструкций и сооружений.

Методика исследования

В соответствии с ГОСТ 10180–2012 [5] в исследовательской лаборатории кафедры «Материаловедения» Луганского национального университета на им. В. Даля на испытательной машине мод. ZD 4 были испытаны образцы из самоуплотняющегося бетона армированной проволокой диаметром 1 мм.

Пробы бетонной смеси для изготовления контрольных образцов, предназначенных для лабораторных исследований, отбирались из специально приготовленных лабораторных замесов бетонной смеси.

За базовый образец при испытаниях принят образец-куб с размером рабочего сечения 100×100×100 мм. Число образцов принято 3.

В качестве бетона-матрицы был принят бетон класса В 100. Перед испытанием образцы подвергались визуальному осмотру, устанавливая наличие дефектов в виде трещин, сколов ребер, раковин и инородных включений. Все образцы выдерживались в нормальных температурно-влажностных условиях (относительная влажность 95-98%, температура 18-22 °С).

Строительство и архитектура*

В табл. 1 приведены составы смесей с указанием содержания основных компонентов и свойства бетонов.

Т а б л и ц а 1

Составы смесей с указанием содержания основных компонентов и свойства бетонов

№ п/п	Основные компоненты смесей, кг/м ³					В/Ц	Объем АКМ м ³ /м ³	ПК, см	Прочность бетона в 28 сут, МПа	
	Цемент	МБ-50К	Заполнитель*	Фибра	Вода				R	R _{ит}
Матрица										
1	900	360	870/430	-	200	0,22	0,82	75	145,0	13,8
2	800	275	1010/590	-	205	0,26	0,81	75	130,6	12,1
3	710	190	1160/750	-	205	0,29	0,80	75	112,0	10,5
Фибробетон										
4	880	355	855/425	90	195	0,22	0,80	75	148,7	18,4
5	875	355	850/425	120	195	0,22	0,80	75	150,8	19,4
6	865	355	845/420	150	193	0,22	0,79	70	151,3	21,8
7	860	355	840/420	180	190	0,22	0,79	70	150,8	23,0
8	860	355	840/420	210	190	0,22	0,79	62	151,0	21,8

*) Перед чертой указана общая масса заполнителя, за чертой - содержание в нем фракций не более 0,63 мм.

В составах №№ 1, 2, 3 постоянным был общий объем активных компонентов матрицы, т.е. «смешанного вяжущего» (цемент + модификатор), воды и заполнителя фракций меньше 0,63 мм, но варьировалось соотношение между вяжущим и заполнителем.

В составах №№ 4-8 при стабильном количестве цемента, модификатора, заполнителя и воды, варьировалось содержание фибры.

Результаты исследований

О свойствах смесей. Все образцы бетонных смесей (матрицы и армированные фиброй) имели высокую подвижность - расплыв стандартного конуса - в диапазоне 70-75 см и отличались повышенной связностью-нерасслаиваемостью, что приравнивает их к категории самоуплотняющихся (рис. 1).



Рис. 1. Расплыв стандартного конуса в диапазоне 70-75 см

Исключение составил образец № 8 (табл. 1), который, вероятно, в связи повышенной дозировкой фибры, имел подвижность - расплыв конуса 62 см. Замещение до 12% «смешанного вяжущего» заполнителем мелких фракций практически не повлияло на реологические свойства смесей.

О свойствах бетонов. На рис. 2, 3 показаны тенденции изменения прочности на осевое сжатие и растяжение при изгибе в зависимости от количества фибры в бетонной смеси.

Как видно из рис. 3, наибольшие значения прочности на растяжение при изгибе, достигаются при дозировках фибры 150-180 кг/м³, что составляет 2,0-2,3% от объема бетона. Это - своеобразный «порог эффективности» выбранной нами фибры, при котором достигаются лучшие показатели по подвижности смесей и прочности бетона. При меньших дозировках фибры достигается требуемая подвижность смесей, но меньше прочность на растяжение при изгибе, соответственно на осевое растяжение. Превышение этих дозировок приводит к снижению подвижности смесей (табл. 2) и практически не способствует приросту прочности.

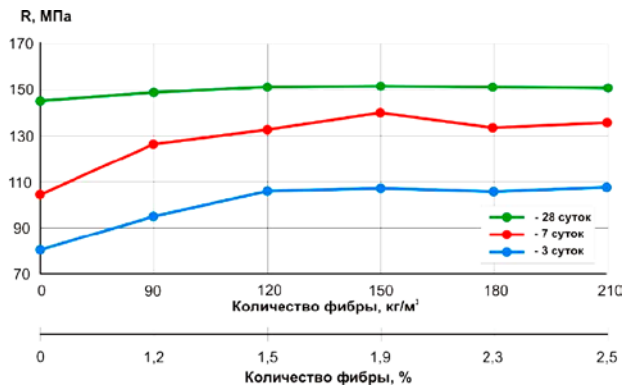


Рис. 2. Влияние дозировки фибры на прочность при сжатии в возрасте 3, 7 и 28 суток

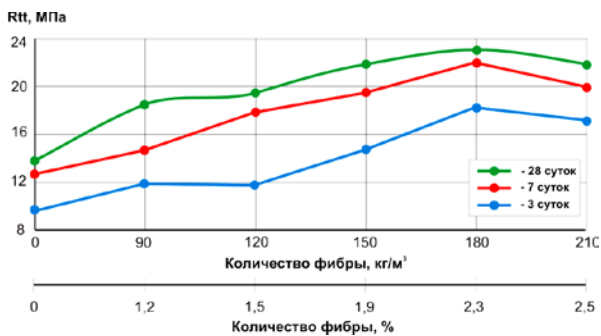


Рис. 3. Влияние дозировки фибры на растяжение при изгибе в возрасте 3, 7 и 28 суток

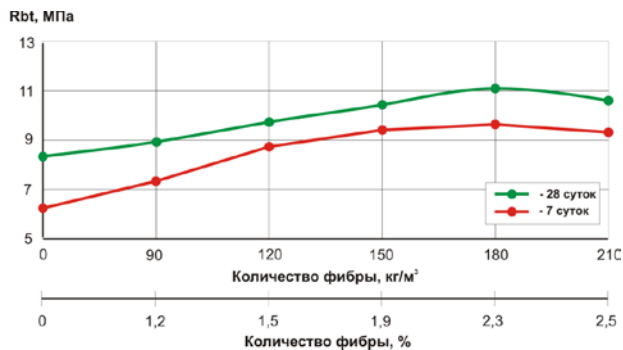


Рис. 4. Влияние дозировки фибры на прочность при растяжении в возрасте 3, 7 и 28 суток

Отметим, что при дозировках фибры на уровне порога эффективности (180 кг/м^3) ранее [6] были получены подобные результаты по прочности на сжатие и при изгибе, но другие (заниженные) значения прочности на осевое растяжение. Последнее оказалось следствием специфических особенностей приготовленных для испытаний образцов, которые отличаясь от принятой в ГОСТ 10180, привели к некорректным результатам.

На основании полученных данных, с учетом выявленных зависимостей свойств бетонов от состава смесей приготовлены два образца сталефибробетона для определения деформативных характеристик. Один из них - класса В130, другой – сравнительно экономичный - класса В100 из самоуплотняющейся смеси. Особенности их составов являлось разное количество смешанного вяжущего, соответственно мелких фракций заполнителя, и равные дозировки фибры и воды. Выбор таких бетонов обоснован необходимостью обеспечить максимальное значение предела прочности при осевом растяжении (9-10 МПа) при минимизированной, за счет сокращения расхода цемента и модификатора, стоимости бетонных смесей.

В табл. 2 приведены основные параметры смесей, прочностные и деформативные свойства указанных бетонов в возрасте 28 сут.

Т а б л и ц а 2

Основные параметры смесей, прочностные и деформативные свойства указанных бетонов в возрасте 28 сут.

№п/п	Вид бетона	Основные компоненты смесей, кг/м^3					В/Ц	РК, см	Прочность бетона в 28сут., МПа				Модуль упругости, ГПа		Фактический класс бетона при коэфф. запол. 10%
		Цемент	Фибра	МБ-50К	наполнитель	Вода			R	R _b	R _{bt}	R ₁₁	E _b	E _{d11}	
Сверхвысокопрочный бетон															
1	Матрица	900	-	360	870	195	0,21	75	141,2	125,6	5,5	12,0	45,3	49,3	В124
2	Фибробетон	870	180	350	850	185	0,21	75	145,8	132,5	10,1	21,0	49,0	54,6	В128
Высокопрочный бетон															
3	Матрица	710	-	190	1160	205	0,29	70	112,0	101,6	4,2	10,5	42,8	44,1	В98
4	Фибробетон	700	180	190	1150	200	0,29	70	125,0	115,4	9,7	20,2	44,2	46,5	В110

Строительство и архитектура

Как видно, три показателя качества армированных фиброй бетонов, существенно отличающихся между собой расходом цемента и модификатора, практически одинаковы.

Подвижность смесей - расплыв стандартного конуса - остается в диапазоне 70-75 см, что соответствует понятию самоуплотняющийся бетон [7], на одном уровне находятся и значения предела прочности на осевое растяжение (диапазон 9,7-10,1 МПа). Незначительно (менее 5%) различаются прочности на растяжение при изгибе (20,2-21,0 МПа). Более существенно (на 12-18%) отличаются значения пределов прочности при сжатии, начального и динамического модулей упругости. Такие результаты связаны с характеристиками матриц, по-разному воспринимающих сжимающие нагрузки, и положительной ролью дисперсного армирования, которое уменьшает различия между двумя неравнопрочными матрицами, повышая сопротивление материала растягивающим напряжениям и нивелируя значения прочностей на растяжение.

Выводы

Строительному производству и проектированию может быть представлен сверхвысокопрочный самоуплотняющийся сталефибробетон классов от В100 до В130, отличающийся повышенной удобоукладываемостью и технологичностью, со следующими характеристиками:

- прочность при осевом растяжении (R_b) не ниже 10 МПа,
- начальный модуль упругости (E_b) в диапазоне 44-50 ГПа при значениях динамического модуля упругости ($E_{дин}$) 46-55 ГПа.

2. Увеличение длины волокон приводит к снижению эффекта роста прочности дисперсно-армированного бетона в результате снижения однородности смеси. Эффективным, в рамках эксперимента, оказалась длина волокна 35 мм.

3. Рост количества волокон в смеси приводит к образованию «ежей» и снижению однородности смеси, как следствие снижению эффекта упрочнения бетона. Наиболее эффективным в рамках эксперимента является содержание волокна 2,0 ... 2,5 % .

4. С введением стальных волокон в бетонную смесь деформативность бетона снижается, как следствие увеличивается модуль упругости.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Каприелов С.С., Шейнфельд А.В., Кардунян Г.С. Новые модифицированные бетоны. / М. ООО «Типография Парадиз», 2010. 258 с.

2. Ambroise J., Rols S., Pera J. Properties of self-leveling concrete reinforced by steel fibers. Proceedings of the 3-d International RILEM Workshop on Reinforced Cement Composites, HPFRCC3. Mainz. 1999. P.9-17.

3. Каприелов С.С., Батраков В.Г., Шейнфельд А.В. Модифицированные бетоны нового поколения: реальность и перспектива. // Бетон и желе-

зобетон. 1999. № 6. С. 6–10.

4. Влияние фибр на прочностные характеристики фибробетона / М. С. Спицына, О. В. Лошакова, В. М. Струлев, В. В. Леденев // Труды ТГТУ: сб. науч. ст. молодых ученых и студентов. – Тамбов: Изд-во Тамб. гос. тех. ун-та, 2004. Вып. 16. С. 31–34.

5. ГОСТ 10180-2012 Бетоны. Методы определения прочности по контрольным образцам. М.: Стандартинформ, 2013. 30 с.

6. Мишина А.В., Чилин И.А., Андрианов А.А. Физико-технические свойства сверхвысокопрочного сталефибробетона. // Вестник МГСУ. 2011. № 3. С.159-165.

7. The European Guidelines for Self-Compacting Concrete. Specification, Production and Use. BIBM, CEMBUREU, ERMCO, EFCA, EFNARC. May 2005. P 63.

Dubasov V.M. Self-compacting concrete ultra-high strength fiber for building constructions.

In hired researches of rheological properties of self - compacting fiber concrete mixtures are examined with additions of modifiers and micro fillers and also operating descriptions of concretes on them to basis. Researches are executed influence of kind and maintenance of fibers on technological properties of self - compacting fiber concrete mixtures physical - mechanical and deformation properties of concrete. The concrete ultra-high strength fibers is given classes from B100 to B130 different an enhance able place ability and techno logicalness with high descriptions.

Keywords: *self-compacting fiber reinforced concrete, modifier, conditional viscosity, durability, module of resiliency.*

Дубасов Василий Михайлович – кандидат технических наук, доцент Луганского национального университета им. Владимира Даля, г. Луганск. Научные интересы: совершенствование технологических процессов в строительстве.

Vasiliy M. Dubasov - Ph.D. (Eng), Docent , Vladimir Dahl Lugansk National University, c. Lugansk. Scientific interests: improvement of technological processes in construction.

E-mail: kaf_mater@mail.ru

*Статья поступила
25 мая 2018 г.
© Дубасов В.М., 2018*

ТРЕБОВАНИЯ

к оформлению статей для публикации в сборнике «Ресурсосберегающие технологии производства и обработки давлением материалов в машиностроении»

К публикации принимаются статьи объемом **4-8 полных страниц**, материалы которых соответствуют только **научному направлению сборника**.

Срок подачи материалов – ежегодно до 1 марта, до 1 июня, до 1 сентября, до 1 декабря.

Научные статьи в 1-ом экземпляре, напечатанные на лазерном (струйном) принтере, с подписями всех авторов, актами экспертизы, рецензиями и обязательно на электронном носителе информации (компакт-диск CD-R или DVD-R) передаются в адрес редакции сборника: кафедра «Материаловедение и строительство», Луганский национальный университет имени Владимира Даля, кв. Молодежный 20А, г. Луганск, 91034, а также электронной почтой по адресу: resource.saving@gmail.com.

Название файла статьи: <фамилия автора, город> (Петров_Донецк.doc).

Структура статьи должна иметь следующие элементы.

На первой странице в первой строке набирается УДК, без абзацного отступа. (выравнивание по левому краю). Шрифт Times New Roman, размер 11 пт, стиль обычный.

Фамилии, инициалы авторов на языке текста статьи (русском, украинском или английском) размещаются через интервал после УДК (шрифт Times New Roman, размер - 11 пт, стиль - **полуужирный**, выравнивание - по левому краю).

Название статьи на языке текста набирается прописными буквами через интервал после фамилий и инициалов авторов **без переносов** (шрифт Times New Roman, размер - 11 пт, стиль - **полуужирный**, выравнивание - по центру).

Фамилии, инициалы авторов на английском языке размещаются через интервал **после названия статьи на языке текста** (шрифт Times New Roman, размер - 11 пт, стиль - **полуужирный**, выравнивание - по левому краю).

Название статьи на английском языке набирается прописными буквами через интервал без переносов (шрифт Times New Roman, размер - 11 пт, стиль - **полуужирный**, выравнивание - по центру).

Аннотация на языке статьи не менее 8 строк размещается через интервал **после названия статьи на английском языке**, шрифт Times New Roman, размер - 9 пт, стиль - обычный, выравнивание - по ширине.

Ключевые слова на языке статьи (не более 7 слов) размещаются через интервал после аннотации (шрифт Times New Roman, размер - 9 пт, стиль - обычный, выравнивание - по ширине).

Текст статьи размещается через интервал: шрифт Times New Roman, абзацный отступ - 0,75 см, размер - 10 пт; стиль - обычный, выравнивание - по ширине **с переносами**. Заголовок каждого параграфа помещаются с новой строки через интервал после предыдущего параграфа, абзацный отступ - 0,75 см, шрифт Times New Roman, размер - 10 пт, стиль - **полуужирный**.

1. **Введение** - постановка проблемы, задачи в общем виде и ее связь с важными научными и практическими задачами, анализ последних публикаций (не менее 3-х статей).

2. **Цель** формулировка цели статьи (отдельный абзац с новой строки – «Целью работы является...»).

3. **Методика исследования** (или **Математическая модель**)

4. Результаты исследований.

5. Выводы.

6. **СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ** размещается в конце статьи через интервал после текста перед аннотациями и набирается прописными буквами (шрифт Times New Roman, размер - 10 пт, стиль - **полужирный**, выравнивание - по центру). Список литературных источников выполняется шрифтом Times New Roman; размер - 9 пт; стиль - обычный. Оформление ссылок на цитируемые источники должно соответствовать Государственному стандарту России. Библиографическое описание приводится на языке оригинала согласно **ГОСТ Р 7.0.5-2008 «Библиографическая ссылка»**.

7. **Фамилии, инициалы авторов, название статьи и аннотация на английском языке объемом не менее 12 строк** размещается через 1 интервал после списка литературы и включает следующие аспекты содержания статьи: предмет, тему, цель работы, метод или методологию исследования, важнейшие результаты, научная новизна, практическая ценность, область применения результатов (шрифт Times New Roman, размер - 9 пт, стиль - курсив, выравнивание - по ширине).

Ключевые слова на английском языке (до 7 слов) размещаются через интервал после аннотации (шрифт Times New Roman, размер - 9 пт, стиль - курсив, выравнивание - по ширине).

8. **Сведения об авторах** приводятся через интервал от аннотаций: фамилия, имя, отчество (полностью), ученая степень, звание, должность, место работы, научные интересы, адрес электронной почты (шрифт Times New Roman; размер - 9 пт; стиль - обычный).

Сведения об авторах также приводятся полностью *на английском языке*.

Текст статьи размещается на белой бумаге формата А5 (148x210 мм), ориентация – книжная со следующими полями: верхнее - 17 мм, нижнее -23 мм, левое – 17 мм, правое – 23 мм. От края до верхнего колонтитула - 0 мм, до нижнего колонтитула - 16 мм, межстрочный интервал - 1,0. Текст статьи оформляется в редакторе **Microsoft Word в формате .doc** ("Файл" - "Сохранить как" - "Документ Word 97-2003").

Страницы не нумеровать.

Формулы и символы набираются в редакторе формул **Microsoft Equation 3.0** или **MathType** со следующими параметрами: стиль - математический; размеры шрифта: обычный - 10 пт; крупный индекс - 9 пт; мелкий индекс - 7 пт; крупный символ - 12 пт; мелкий символ - 8 пт. Нумерация формул - в круглых скобках с выравниванием по правому краю границ текста.

Рисунки и таблицы монтируются непосредственно в тексте с обтеканием сверху и снизу и помещаются в последовательности, в которой приводятся ссылки на них в статье. Подрисуночный текст, номера, названия и содержимое таблиц выполняются шрифтом Times New Roman; размер - 9 пт; стиль - обычный; интервал - 1,0.

Статьи, **не соответствующие научному направлению сборника или требованиям к оформлению статей**, редакцией не принимаются к публикации и назад не возвращаются.

Актуальная версия требований к оформлению статей находится на сайте сборника: <http://resourcesaving.wix.com/sbornik>

Научное издание

**РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА
И ОБРАБОТКИ ДАВЛЕНИЕМ МАТЕРИАЛОВ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

Сборник научных трудов
№2 (23) 2018

Ответственный за выпуск *Л.А. Рябичева*
Литературный редактор *Л.А. Рябичева*
Оригинал-макет *Е.В. Нагорный*
 Д.В. Коломиец

Подписано к печати 20.08.2018
Формат 60 x 84 /16. Бумага офс. Гарнитура Times.
Печать офсетная. Услов.печ. листов 5,34. Обл.-изд. л. 6,5.
Тираж 100 экз. Изд. № 0103. Цена договорная.

Издательство
Луганского национального университета
имени Владимира Даля

Свидетельство о регистрации серия МИ-СГР ИД 000003 от 20.11.2015 г.

Адрес издательства: 91034, г. Луганск, кв. Молодежный, 20,а
e-mail: izdat.lguv.dal@gmail.com
<http://dahluniver.ru/>
<http://resourcesaving.wix.com/sbornik>