

ЖТН

2012 № 4

ГОРНАЯ МЕХАНИКА И МАШИНОСТРОЕНИЕ

ГОРНАЯ МЕХАНИКА И МАШИНОСТРОЕНИЕ

№ 4 2012

Учредитель журнала:

ЗАО «Солигорский Институт проблем
ресурсосбережения с Опытным
производством»

Научно-технический журнал

Издается с декабря 1998 г.

Выходит четыре раза в год

Журнал включен в Перечень научных изданий
ВАК Республики Беларусь

Редакция:

Главный редактор

Щерба Владимир Яковлевич

Заместитель главного редактора

Прушак Виктор Яковлевич

Технический редактор

Барановский Анатолий Леонидович

Ответственный секретарь

Заяц Ирина Михайловна

Редакционная коллегия:

Андрейко С.С. — доктор технических наук, проф.

Богданович П.Н. — доктор технических наук, проф.

Голуб М.В. — доктор технических наук, проф.

Журавков М.А. — доктор физ.-техн. наук, проф.

Зубов В.П. — доктор технических наук, проф.

Кислов Н.В. — доктор технических наук, проф.

Смычник А.Д. — доктор технических наук, проф.

Стухляк П.Д. — доктор технических наук, проф.

Белый А.В. — доктор технических наук, проф.

Буря А.И. — кандидат технических наук, проф.

Губанов В.А. — доктор технических наук

Захаров Ю.Н. — доктор технических наук, проф.

Кантович Л.И. — доктор технических наук, проф.

Петровский Б.И. — доктор технических наук

Струк В.А. — доктор технических наук, проф.



Адрес редакции:

Республика Беларусь, 223710, г. Солигорск, ул. Козлова, 69

Тел.: (+375 174) 26 35 32, (+375 174) 282107, факс: (+375 174) 26 28 37

E-mail: ontipr@tut.by

СОДЕРЖАНИЕ

ГЕОТЕХНОЛОГИЯ

Оника С.Г., Халявкин Ф.Г., Бабак Д.И. Варианты технологии вскрышных работ при расширении карьера «Гралево» и их оценка.....	5
Андрейко С.С., Перминов К.М. Оценка вариантов технологии добычи калийной руды с применением изгибающегося конвейерного поезда в условиях рудника СКРУ-3 ОАО «Уралкалий».....	12
Ерохин К.А., Пузанов Д.А., Мозговенко М.С. Исследование характера восстановления нагрузки на почву лавы после выемки нижнего слоя и характера нагружения охранных целиков в условиях третьего горизонта рудника 3 РУ ОАО «Беларуськалий».....	20
Турко М.Р., Миськов Е.М., Бахмутская Л.В., Петрова Н.С., Дормешкин О.Б. Исследования минералогического состава калийных руд с высоким содержанием примесей ангидрита.....	25
Иголка Д.А. Современные тенденции проектирования крепи вертикальных шахтных стволов.....	34
Осипов С.Н., Шваб Р.Г., Смычник Е.А. Влияние летнего увлажнения атмосферы калийных рудников на прочностные свойства пород контура горных выработок.....	40
Ледян Ю.П., Щербакова М.К. Совершенствование способа вторичного обогащения флотационного концентрата в пенном слое.....	50
Бровка Г.П., Пяткевич К.В., Шилович Н.Н. Моделирование НДС однородного полого цилиндра с неподвижной внешней боковой границей при осесимметричной нагрузке.....	58

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Данилов В.А., Селицкий А.Н. Анализ и реализация схем обработки профильных цилиндрических поверхностей ротационным инструментом	71
Казаченко Г.В., Басалай Г.А., Неверовская Я.Б., Ярмолинская А.А. Крен горных машин на шагающем ходу вследствие деформации опорного основания	83
Иванов В.П., Кастрюк А.П. Выбор состава технологического оборудования.....	88
Гольберт А.Е. К исследованию эксплуатационных режимов работы конвейеров.....	96
Карась И.К., Авраменко Е.Н. Влияние структуры цементованного слоя на теплофизические характеристики при зубошлифовании.....	101

Свидетельство о государственной регистрации № 1000 от 12.01.2010
Подписные индексы: **74933** (для индивидуальных подписчиков), **749332** (для организаций)

Подписано в печать 12.12.2012
Формат 60×84¹/₈. Бумага «Снегурочка», А4, 80 г/м². Гарнитура Таймс.
Отпечатано на ризографе CR-1610.
Усл. печ. л. 18,36 Тираж 240 экз. Заказ 358.

MINE MECHANICAL ENGINEERING AND MACHINE-BUILDING

№ 4 2012

Scientific and Technical Journal

Published since December, 1998

Issued four times a year

The journal is included in the list of scientific publications of Higher Attestation Commission of the Republic of Belarus

Founder of the Journal:

JSC «Soligorsk Institute for Problems
of Resources Savings with Pilot
Production»

Edition:

Editor-in-Chief

Shcherba Vladimir Yakovlevich

Editor-in-Chief Deputy

Prushak Viktor Yakovlevich

Technical Editor

Baranovsky Anatoly Leonidovich

Executive Secretary

Zayats Irina Mikhailovna

Editorial Board:

Andreiko S.S. – Ph.D., Professor

Bogdanovich P.N. – Ph.D., Professor

Golub M.V. – Ph.D., Professor

Zhuravkov M.A. – Ph.D., Professor

Zubov V.P. – Ph.D., Professor

Kislov N.V. – Ph.D., Professor

Smychnik A.D. – Ph.D., Professor

Stukhlyak P.D. – Ph.D., Professor

Belyi A.V. – Ph.D., Professor

Burya A.I. – Ph.D., Professor

Gubanov V.A. – Ph.D.

Zaharov Y.N. – Ph.D., Professor

Kantovich L.I. – Ph.D., Professor

Petrovsky B.I. – Ph.D.

Struck V.A. – Ph.D., Professor



Editorial Address:

The Republic of Belarus, 223710, Soligorsk, Kozlova Street, 69
Tel: (+375 174) 26 35 32, (+375 174) 282107, Fax: (+375 174) 26 28 37
E-mail: ontipr@tut.by

CONTENTS

GEOTECHNOLOGY

Onika S.G., Khalyavkin F.G., Babak D.I. Options of overburden mining technology at expansion of the quarry «Gralevo» and their evaluation.....	5
Andreiko S.S., Perminov K.M. Estimation of potash ore mining technology options while using flexible conveyor train under conditions of SKRU-3 mine of the JSC «Uralkaly».....	12
Erokhin K.A., Puzanov D.A., Mozgovenko M.S. Research of load recovery conditions on the face floor after bottom layer mining and as well as protective pillars stressing under conditions of the third level at No. 3 PU's mine of the JSC «Belaruskali»	20
Turko M.R., Miskov E.M., Bakhmutskaya L.V., Petrova N.S., Dormeshkin O.B. Study of mineral composition of potash ores with high anhydrite content.....	25
Igolka D.A. Recent designing trends of vertical shaft roof support.....	34
Osipov S.N., Shvab R.G., Smychnik E.A. Influence of summer humidification of potash mines atmosphere on rock strength properties of mine workings contour.....	40
Ledyan Y.P., Shcherbakova M.K. Improvement of the secondary enrichment method of flotation concentrate in a froth bed.....	50
Brovka G.P., Pyatkevich K.V., Shilovich N.N. Modeling stress and strain state of homogeneous hollow cylinder with a fixed external side boundary at an axisymmetrical load.....	58

MACHINE-BUILDING

Danilov V.A., Selitski A.N. Analysis and implementation of machining patterns of the profile cylindrical surfaces using rotation instrument.....	71
Kazachenko G.V., Basalay G.A., Neverovskaya Ya.B., Yarmolinskaya A.A. Roll of draglines owing to floor deformation.....	83
Ivanov V.P., Kastruyuk A.P. Selection of technological equipment configuration.....	88
Golbert A.E. Concerning conveyers operating conditions.....	96
Karas I.K., Avramenko E.N. Influence of the case-hardened layer structure on thermal and physical characteristics at gear-tooth grinding.....	101

ГЕОТЕХНОЛОГИЯ

УДК 622.271.322.063.42(045)

**ВАРИАНТЫ ТЕХНОЛОГИИ ВСКРЫШНЫХ РАБОТ
ПРИ РАСШИРЕНИИ КАРЬЕРА «ГРАЛЕВО» И ИХ ОЦЕНКА**

Оника С.Г., Халявкин Ф.Г., Бабак Д.И. (Белорусский национальный технический университет, г. Минск, Беларусь)

В статье представлены ожидаемые результаты применения технологических схем разработки вскрыши большой мощности при расширении карьера по добыче доломитов.

Введение

При разработке вскрыши значительной мощности в условиях горизонтально-или пологозалегающих месторождений во многих случаях необходимо применение высоких уступов. Применение высоких уступов в таких ситуациях позволяет упростить вскрытие рабочих горизонтов и улучшает технико-экономические показатели разработки месторождений. Сдерживающими факторами применения технологии разработки высокими уступами являются ограничение высоты уступа рабочими параметрами выемочно-погрузочного оборудования, в частности максимальной высоты или глубины черпания экскаваторов. Реализация технологии разработки месторождений высокими уступами требует применения специальных методов ведения вскрышных работ.

Результаты исследований

Одной из перспективных схем отработки высоких уступов, которая нашла широкое применение на практике, является схема с разделением вскрышного уступа на два подступа. При работе по этой схеме прямая лопата или драглайн производит сброс породы с верхнего подступа на рабочую площадку нижнего подступа, а экскаватор большей производительности или два экскаватора производят погрузку породы из забоя нижнего подступа и породы, сброшенной с верхнего подступа в средства автотранспорта. Применение указанной схемы позволяет обрабатывать уступы высотой до 23-38 метров в зависимости от применяемой модели экскаваторов, упростить грузотранспортный доступ на рабочий горизонт вследствие сокращения числа откаточных горизонтов, сократить ширину рабочих площадок на рабочем борту карьера и, тем самым, увеличить угол откоса рабочего борта.

Рассматриваемая схема разработки вскрыши предусмотрена проектом на расширение карьера «Гралево» и применяется при разработке вскрышных пород на месторождении. Верхний вскрышной подступ с опережением забоя по отношению к нижнему разрабатывается экскаватором ЭШ-5/45 путем перевалки вскрышных пород на кровлю доломитов, на которой располагается откаточный горизонт. Нижний подступ из целика разрабатывается прямой лопатой ЭКГ-4у, которая располагается на доломитовой кровле. Экскаватор ЭКГ-8И, также располагаемый на кровле доломитов, частично отгружает сброшенную вниз породу из навала, а оставшуюся часть породы из навала отгружает экскаватор ЭКГ-4у одновременно с выемкой породы из целика нижнего подступа (рисунок 1).

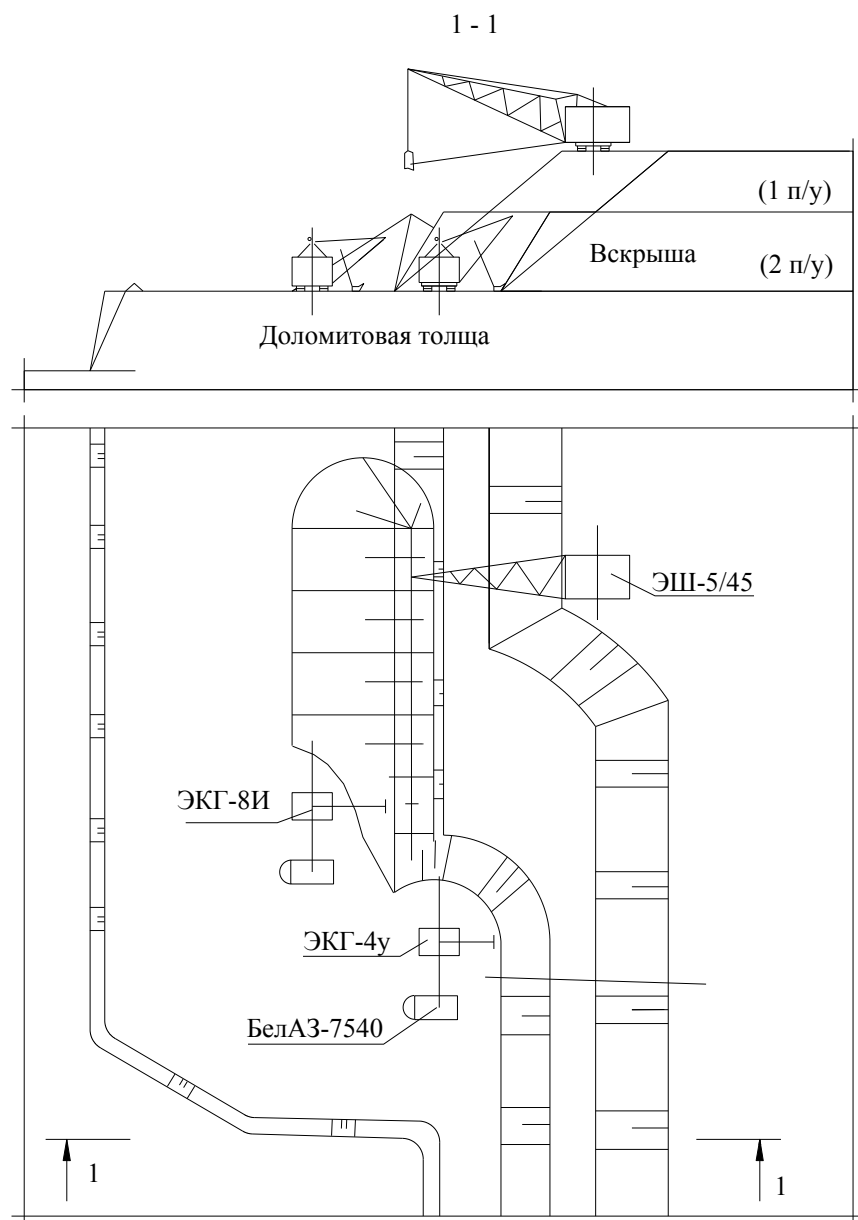


Рисунок 1 – Технологическая схема разработки вскрышного уступа (со сбросом породы с верхнего подступа экскаватором ЭШ-5/45) – 1 вариант

Средняя мощность вскрышных пород по участку разработки составляет 29,3 м. Разработку вскрыши предусматривается проводить двумя подступами высотой: первый – 6,6-15,8 м, второй – 12,0-19,6 м. Эффективная схема разработки должна обеспечивать: высокую производительность вскрышного комплекса и снижение объемов выбросов в окружающую среду. По данным исследований для данного варианта технологической схемы предполагается получение следующих показателей (таблица 1).

Оборудование, задействованное на вскрышных работах, характеризуется высоким износом порядка 80-100 %. В этой связи низкий коэффициент использования в определенной степени компенсирует повышенные затраты времени на текущий и капитальный ремонт выемочно-погрузочного оборудования.

В качестве экскаватора, понижающего вскрышной уступ, путем перевалки пород верхней части вскрышной толщи в навал предусмотрено также использование прямой лопаты с удлиненной рукоятью и стрелой (ЭКГ-4у или ЭКГ-5у), для которых максимальная высота черпания составляет 20,4 м (рисунок 2).

Таблица 1 – Технологические показатели работы оборудования
комбинированных технологических схем

Технологическое оборудование	Производительность экскаватора сменная, м ³ /см	Сменный объем работы, м ³ /см	Количество в работе, шт.
1 вариант			
ЭШ-5/45 в навал	1631	406	0,27
ЭКГ-4у из навала в автотранспорт	1779	568	0,35
ЭКГ-4у из целика в автотранспорт	1779	700	0,43
ЭКГ-8И в автотранспорт	3047	244	0,1
2 вариант			
ЭКГ-4у в навал	2312	406	0,19
ЭКГ-4у из навала в автотранспорт	1779	568	0,35
ЭКГ-4у из целика в автотранспорт	1779	700	0,43
ЭКГ-8И в автотранспорт	3047	244	0,1

1 - 1

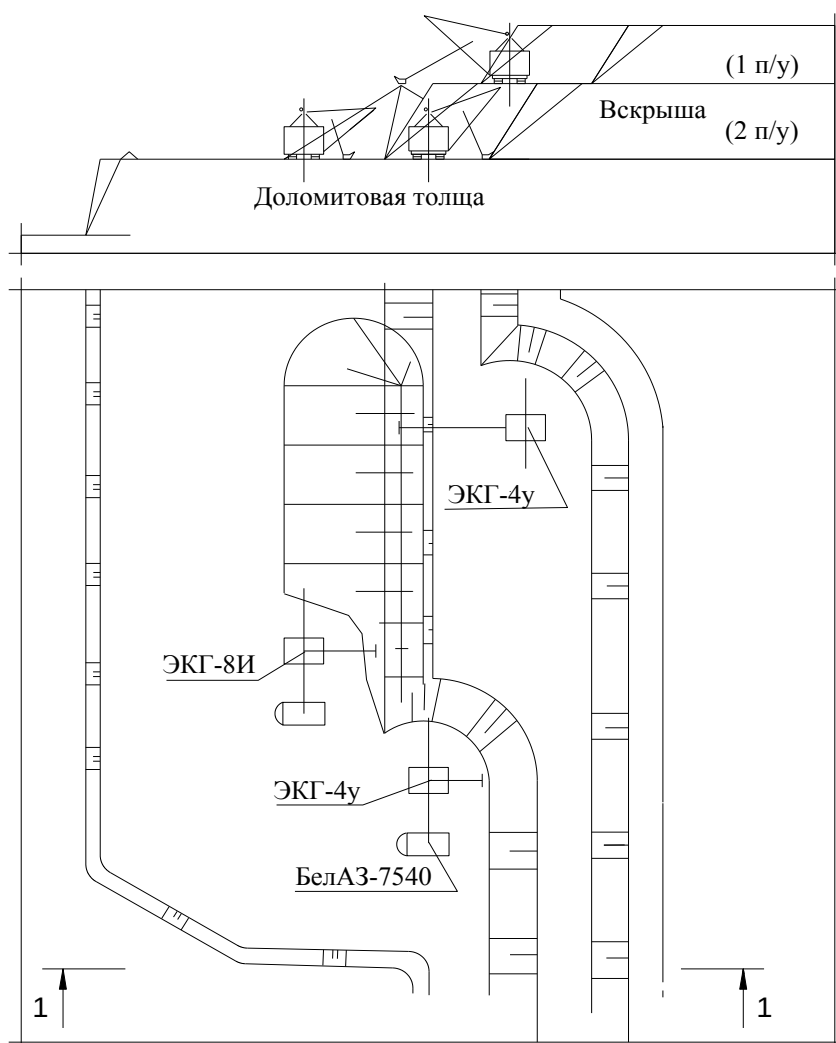


Рисунок 2 – Технологическая схема разработки вскрышного уступа
(со сбросом породы с верхнего подступа экскаватором ЭКГ-4у) – 2 вариант

Технологические комплексы позволяют реализовать параметры системы разработки в соответствии с действующими «Правилами безопасности и охраны труда при разработке месторождений полезных ископаемых открытым способом» и «Нормами технологического проектирования предприятий нерудных строительных материалов». Параметры системы разработки сведены в таблицу 2.

Таблица 2 – Параметры системы разработки

Наименование параметров	Подступы вскрышные	
	I	II
Количество подступов	2	
Высота подступа (от – до), м	6,6-15,8	12-19,6
Угол откоса уступа, град.: - рабочего - нерабочего	60 40	60 40
Берма безопасности, м	9,6	12,7
Ширина заходки (по условию радиуса черпания), м	ЭКГ-4У – 22 ЭКГ-5У – 22 ЭКГ-8И – 18 ЭШ-5/45 – 33	
Ширина заходки (по условию равенства удельных объемов заходки в целике и в навале)	ЭШ-5/45 – 15,4 ЭКГ-4У-15,4	
Ширина обочины со стороны нагорной стороны, м	1,5	1,5
Ширина обочины с низовой стороны, м	4,5	4,5
Ширина проезжей части, м	11	11
Минимальная ширина рабочей площадки, м	ЭШ-5/45 – 33 ЭКГ-4У – 39,9	ЭКГ-4У – 48,5 ЭКГ-8И – 32,3

Альтернативой рассмотренным вариантам транспортной системы разработки является бестранспортная схема перемещения вскрыши в выработанное пространство карьера, которая эффективна в условиях карьера «Гралево» при значительном сближении вскрышных и добычных уступов. Данный вариант системы разработки был первоначально предусмотрен в проекте института «Союзгипронеруд» и сохранен в проекте расширения карьера в настоящее время.

Для реализации данной схемы задействован мощный шагающий экскаватор драглайн ЭШ-10/70, который с перегрузкой перемещает пустые породы во внутренний отвал. Данный вариант может быть осуществлен в соответствии с представленной на рисунок 3 технологической схемой. Несмотря на очевидные преимущества бестранспортной схемы вскрышных работ с точки зрения энергетической эффективности представляет несомненный интерес оценка технологических схем вскрышных работ в плане выбросов вредных веществ в атмосферу при осуществлении вскрышных работ.

В приведенной ниже таблице 3 представлены результаты расчетов выбросов пыли при различных параметрах вскрышных работ по транспортной и бестранспортной схеме.

Таким образом, бестранспортная схема вскрышных работ выглядит более предпочтительной и в плане выбросов вредных веществ в атмосферу. Во всех вариантах вскрышных работ рассматривается внутреннее отвалообразование, так как для его осуществления на карьере «Гралево» имеются благоприятные условия. В связи со сложными гидрогеологическими условиями залегания и эксплуатации месторождения представляет значительный интерес вопрос влияния внутреннего отвалообразования на приток воды в карьер.

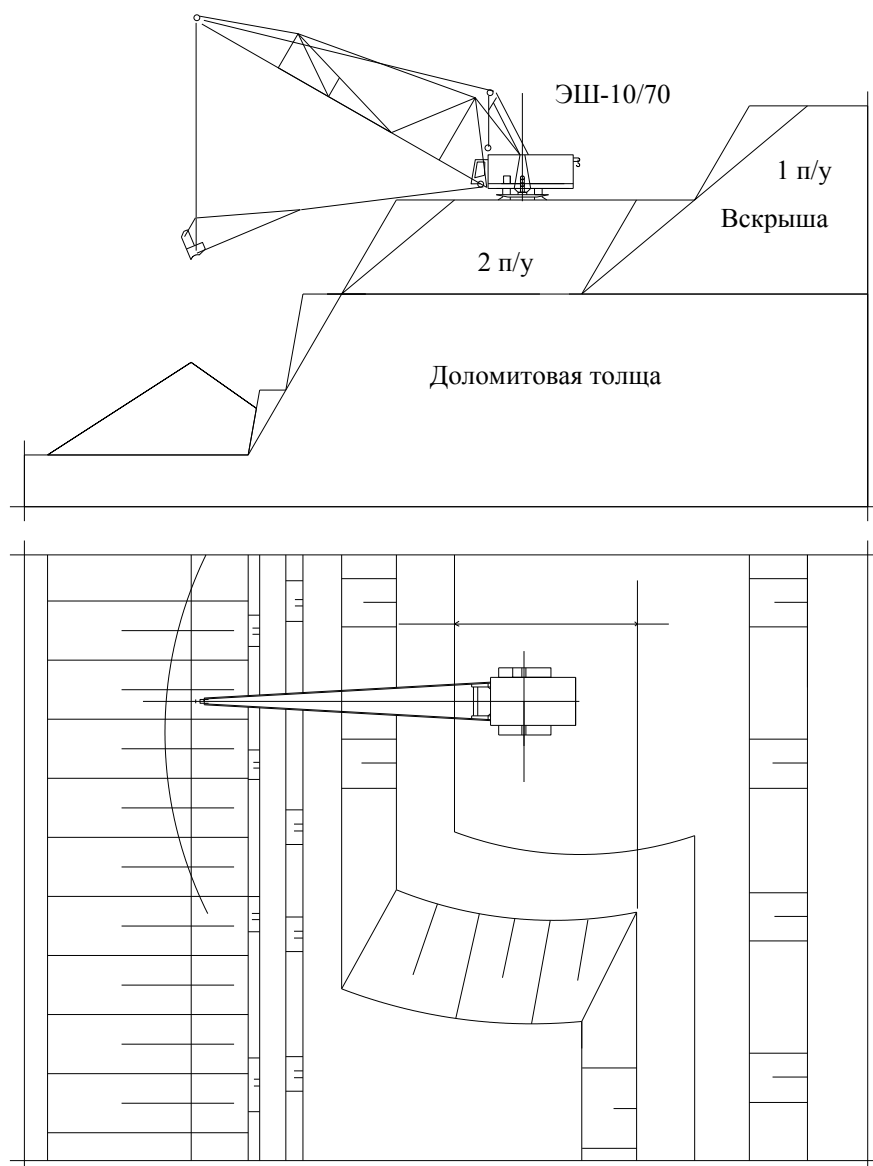


Рисунок 3 – Бестранспортная схема экскавации вскрыши в отвал

Таблица 3 – Валовые и максимальные разовые выбросы пыли при выполнении вскрышных работ на карьере «Гралево»

№ п/п	Оборудование для вскрышных работ	Валовые выбросы, т/год	Максимальные выбросы, г/с
Транспортная схема			
1	ЭШ-5/45 в навал	0,45	0,22
2	ЭКГ-8И из навала в а/с	0,14	0,20
3	ЭКГ-4У(5У) в а/с	0,54	0,12
	Итого	1,13	0,53
Бестранспортная схема			
1	ЭШ-10/70	0,76	0,58

Основной вклад в приток воды в карьер вносят воды из доломитовой толщи. Притоки воды из четвертичных отложений и ливневые притоки в общем притоке воды в карьер незначительны и составляют порядка 2,3 % от современного притока из доломитовой толщи.

Аналогичные результаты получены нами и по выбросам ядовитых газов [1].

Значения водопритока в карьер из доломитовой толщи при различных площадях водоприемной чаши и при отметке уреза воды в карьере 127-118 м определены гидро-геологическими расчетами [2] и приведены на графике (рисунок 4).

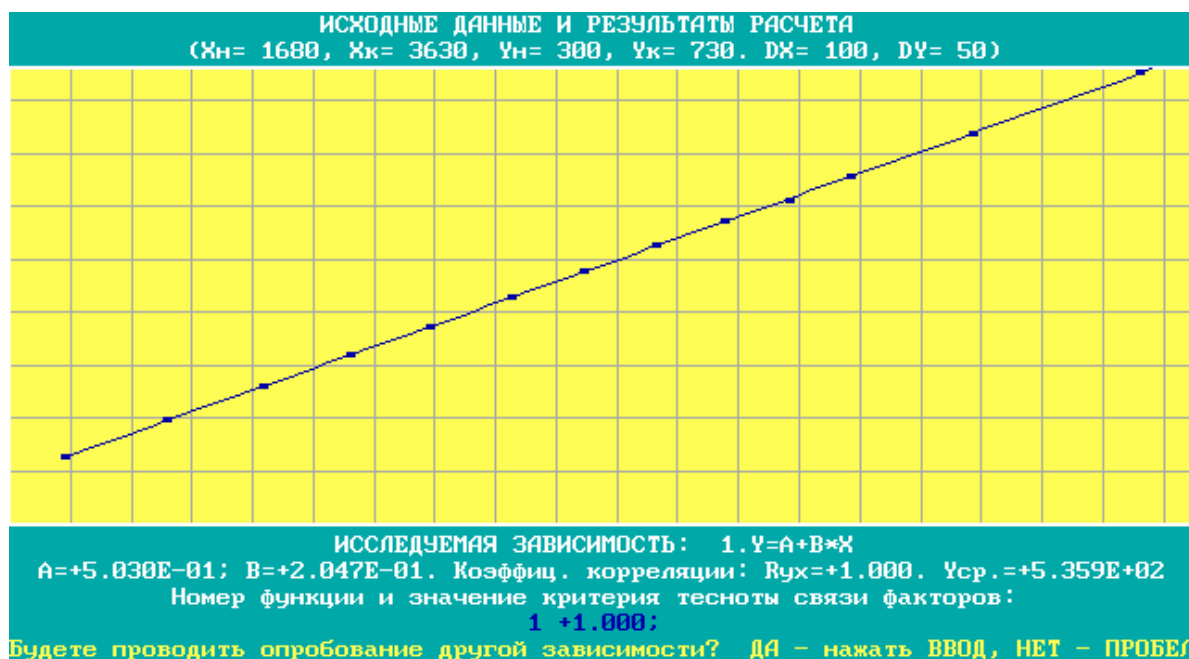


Рисунок 4 – Зависимость притока воды в карьер от длины береговой линии

Приведенные данные показывают, что суточный водоприток увеличивается с ростом длины береговой линии т.е. длины линии высачивания воды в карьер. Зависимость водопритока от длины береговой линии, представленная на рисунке 4 может быть аппроксимирована формулой:

$$y = 0,503 + 0,2047x,$$

где x – длина береговой линии, м.

Длина береговой линии зависит от площади внутренних отвалов и их конфигурации. Изменение длины береговой линии происходит по мере засыпки отработанного пространства внутренними отвалами. Следует, очевидно, также стремиться к плавному изменению контуров внутренних отвалов, что будет способствовать сокращению длины береговой линии и, как следствие, к сокращению водопритоков в карьер.

Таким образом, эффект внутреннего отвалообразования проявляется не только в сокращении площади изымаемых земельных угодий, но и в снижении энергетических затрат, связанных с организацией принудительного водоотлива в карьере.

Выводы

Отработка мощной вскрышной толщи на карьере «Гралево» возможна высокими уступами с разделением их на подступы и применением транспортных и бестранспортных технологических схем с внутренним отвалообразованием вскрышных пород. Наиболее эффективны бестранспортные технологические схемы вскрышных работ. Внутреннее отвалообразование способствует сокращению длины береговой линии выработанного пространства, что в свою очередь приводит к снижению притоков воды в карьер.

Список использованных источников

1. Проект расширения карьера «Гралево» для добычи доломитов. ООО «Винэкс», 2011 г.
2. Отчет о доразведке участка Гралево месторождения доломитов «Руба», с подсчетом запасов по состоянию на 26 августа 2007 г.

Onika S.G., Khalyavkin F.G., Babak D.I.

Options of overburden mining technology at expansion of the quarry «Gralevo» and their evaluation

The article presents the expected results of technological development plans application by thick capping while expanding dolomite quarriy.

Поступила в редакцию 02.10.2012 г.

УДК 622.363.2

ОЦЕНКА ВАРИАНТОВ ТЕХНОЛОГИИ ДОБЫЧИ КАЛИЙНОЙ РУДЫ С ПРИМЕНЕНИЕМ ИЗГИБАЮЩЕГОСЯ КОНВЕЙЕРНОГО ПОЕЗДА В УСЛОВИЯХ РУДНИКА СКРУ-3 ОАО «УРАЛКАЛИЙ»

Андрейко С.С., Перминов К.М. (Горный институт Уральского отделения Российской академии наук, Пермский национальный исследовательский политехнический университет, Россия)

Разработаны варианты технологии комбайновой выемки сильвинитовых пластов с применением оборудования непрерывной доставки в условиях шахтного поля рудника СКРУ-3 для предлагаемой технологии. Выполнено технико-экономическое сравнение существующей технологии выемки с предлагаемыми вариантами.

Введение

На рудниках Верхнекамского калийного месторождения используется камерная система разработки с поддержанием кровли на ленточных целиках. Технология очистных работ выглядит следующим образом: комбайн осуществляет отбойку руды, временно складировав ее в бункер-перегрузочный, а самоходный вагон доставляет полезное ископаемое от бункера-перегрузочного до места разгрузки. Основными недостатками существующей технологии являются относительно низкая производительность очистного комбайна типа «Урал», увеличение времени простоя комбайна по мере его удаления от выемочного штрека, что снижает производительность комбайнового комплекса, а также потери и разубоживание руды в процессе выемки. Как показывает практика, максимальная производительность проходческо-очистных комплексов достигается только в тех случаях, когда применяемые за комбайном транспортные средства имеют производительность по транспортировке руды не меньше производительности комбайна независимо от длины транспортирования. Этому условию удовлетворяют комбайновые комплексы, состоящие из комбайнов и средств непрерывного транспорта за ними, т.е. конвейеров [1, 2]. Мировая практика добычи калийных солей показала, что в качестве таких конвейеров применяются телескопические ленточные, самоходные изгибающиеся и секционные конвейеры. Опыт применения телескопических ленточных конвейеров КТ-1Б отечественного производства в условиях рудников ОАО «Уралкалий» и ОАО «Беларуськалий» показал их низкую эффективность, которая определялась значительными затратами времени на демонтаж конвейера для отгона комбайна из очистной камеры. По этой причине телескопические ленточные конвейеры КТ-1Б не нашли промышленного применения в калийных рудниках [3, 4].

В настоящее время имеется возможность применения изгибающегося конвейерного поезда FCT фирмы JOY, который устраняет все транспортные проблемы, ограничивающие производительную работу комбайнов непрерывной выемки. Это специальный изгибающийся ленточный конвейер, соединенный гибким модулем на гусеничном ходу, который может одновременно транспортировать горную массу и перемещаться (рисунок 1).



Рисунок 1 – Изгибающийся конвейерный поезд FCT

Следует отметить, что данный конвейерный поезд имеет интегрированный бункер и дробилку для получения материала габаритного размера и его дозирования на ленте. Производительность предлагаемого конвейера составляет 36,3 т/мин при максимальной длине исполнения 145 м.

В комплексе с конвейерным поездом предлагается использовать высокопроизводительный комбайн с барабанным исполнительным органом «JOY 12НМ36», который специально выпускается для выемки твердых горных пород производительностью 19-35 т/мин.

Фирмой JOY предложен определенный порядок выемки полезного ископаемого комбайнами с барабанным исполнительным органом (рисунок 2).

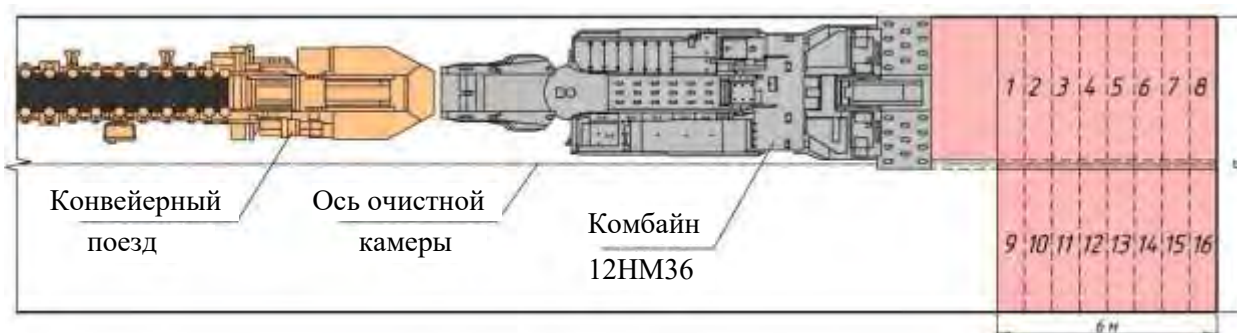


Рисунок 2 – Схема ведения очистных работ комбайном JOY 12НМ36

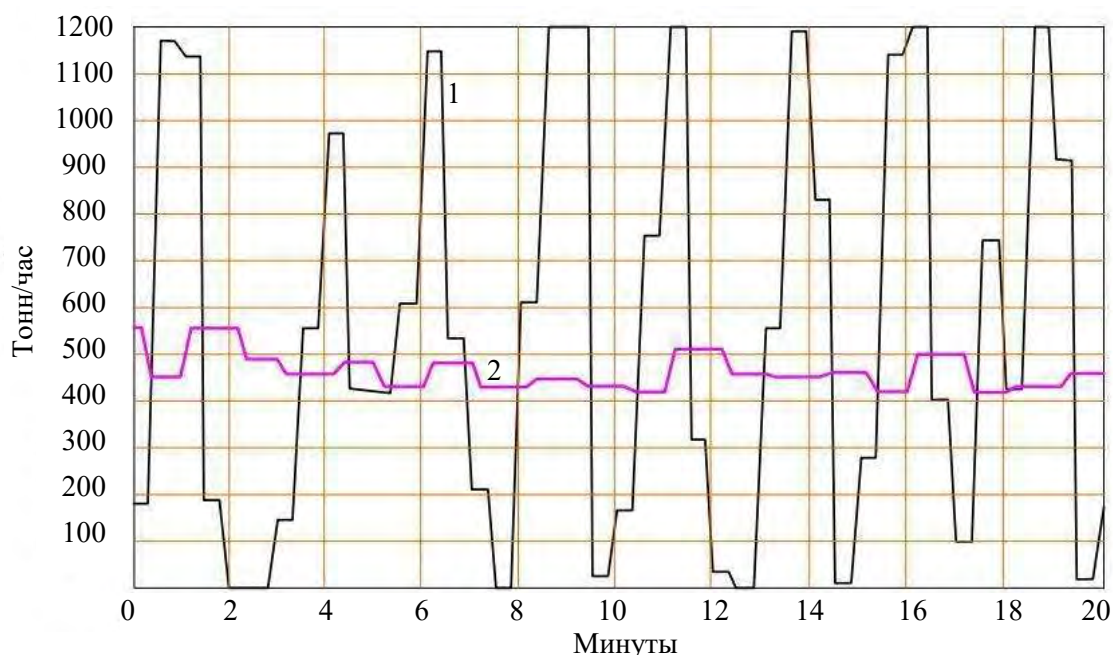
Данная технология позволит данному комбайну работать практически на полную мощность путем непрерывной доставки отбитой горной массы от очистного забоя до места разгрузки.

Компанией JOY представлена зависимость производительности комбайна непрерывной выемки JOY 12НМ36 по времени при использовании оборудования непрерывной доставки (рисунок 3). Из представленной зависимости видно, что производительность комбайна во время добычи полезного ископаемого периодически достигает максимального значения и падает до нуля, что связано с подъемом и опусканием исполнительного органа.

Диапазон темпа погрузки варьирует от 0 и до 20 тонн в минуту. На рисунке 3 также представлена производительность комбайна в среднем по пятиминуткам, которая составляет 8 тонн в минуту. Сравнивая две зависимости, очевидно, что производительность комбайнового комплекса при непрерывной доставке полезного ископаемого практически не меняется на протяжении всего времени ведения очистных работ в ка-

мере, поэтому предлагаемая технология представляет большой интерес для условий разработки Верхнекамского месторождения. Средняя производительность предлагаемой технологии составляет 8 т/мин, что связано с подъемом и опусканием исполнительного органа комбайна.

Предлагаемая схема ведения очистных работ позволяет максимально полно извлекать вынимаемый пласт, а также при данной схеме создаются удобные условия при перегрузке с комбайна на изгибающийся конвейерный поезд. Конвейерный поезд может осуществлять как боковую разгрузку, так и разгрузку сверху на специальный секционный конвейер.



1 – мгновенные значения; 2 – в среднем по пятиминуткам

Рисунок 3 – Темпы погрузки комбайна непрерывной выемки при использовании оборудования непрерывной доставки

Наиболее подходящими по геологическим условиям для применения предлагаемого оборудования являются шахтные поля калийных рудников с устойчивой кровлей пластов, расположенные в центральной части Верхнекамского месторождения калийных солей. Это, в первую очередь, рудники СКРУ-2 и СКРУ-3 ОАО «Уралкалий». В связи с тем, что СКРУ-3 является рудником с относительно небольшим сроком эксплуатации, оценка возможности применения предлагаемого оборудования рассматривалась в условиях шахтного поля данного рудника.

В данной работе рассматривается выемочный блок шириной и длиной соответственно 400 и 600 м, а параметры системы разработки и геологические условия приняты для геологических условий девятого блока седьмой панели шахтного поля рудника СКРУ-3. На основании технических характеристик предлагаемого оборудования и параметров камерной системы разработки рассматриваемого участка, разработана технология ведения очистных работ с использованием предлагаемого оборудования, как при прямом, так и при обратном порядке ведения очистных работ.

В связи с тем, что максимальная длина исполнения конвейерного поезда равняется 145 м, блок шириной 400 м предлагается разделить на два полублока шириной по 200 м, тогда длина очистной камеры уменьшится примерно в 2 раза. Предлагаемое ре-

шение позволяет конвейерному поезду следовать за комбайном по всей длине очистной камеры, что делает доставку отбитой горной массы непрерывной.

На рисунке 4 представлен вариант технологии ведения очистных работ с использованием предлагаемого оборудования при обратном порядке отработки полублока. Подготовительные выработки проходятся комбайнами «Урал» в комплексе с бункером-перегрузателем и самоходным вагоном.

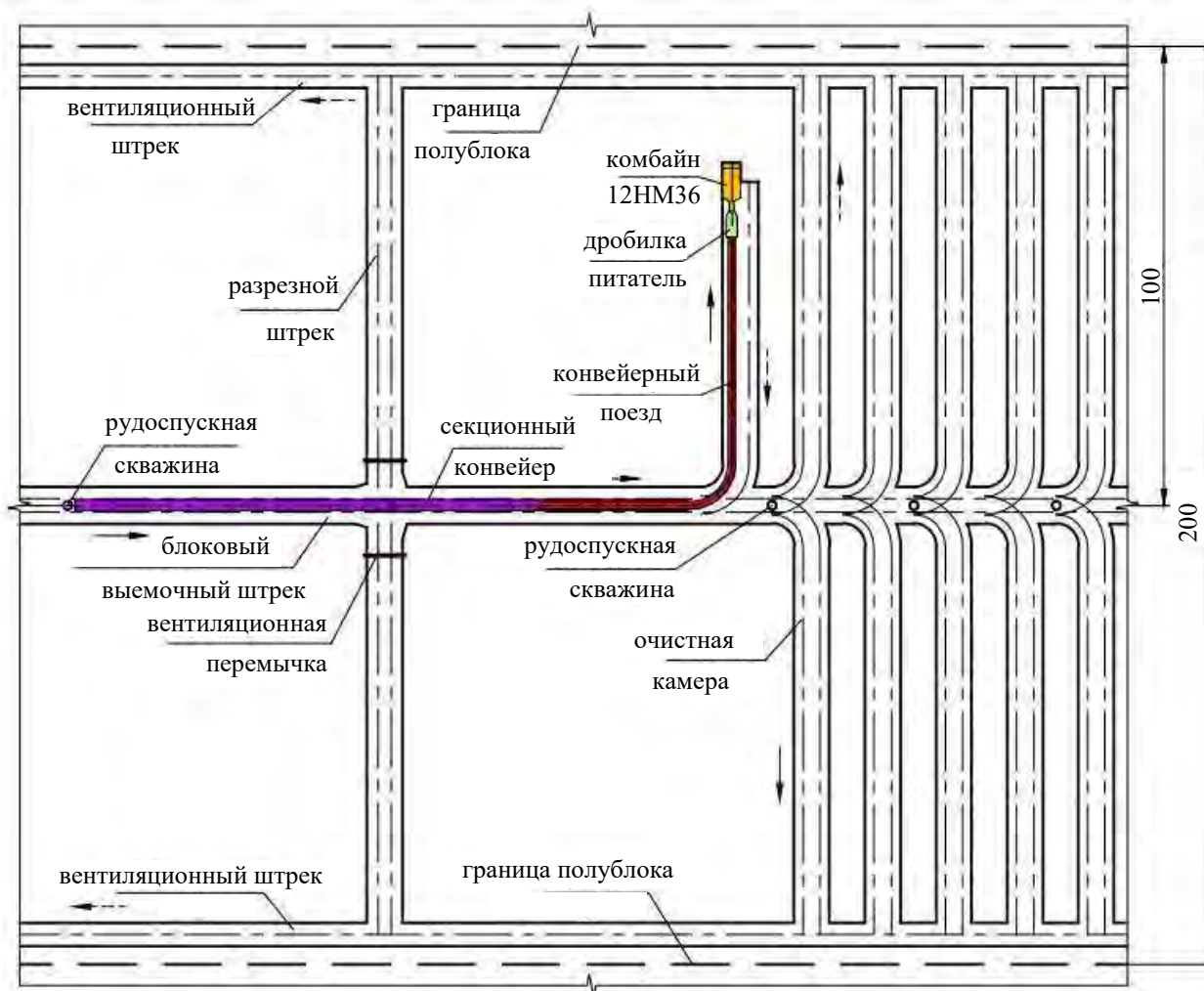


Рисунок 4 – Технологическая схема обратного порядка отработки полублока

В процессе ведения очистных работ в камере отбитая руда с комбайна перегружается на конвейерный поезд, который в свою очередь осуществляет разгрузку на секционный конвейер фирмы JOY. Далее с секционного конвейера полезное ископаемое по рудоспускной скважине транспортируется на полублоковый конвейер, установленный в конвейерном штреке, пройденном по пласту подстилающей каменной соли. За цикл отрабатываются 6 очистных камер, после чего секционный конвейер передвигается на следующую скважину. Оработка ведется в двух полублоках одновременно, при этом сначала отрабатывается вышележащий пласт, затем нижележащий.

При прямом порядке отработки полублока секционный конвейер наращивается на всю его длину по мере подвигания очистных работ, поэтому отпадает необходимость в проведении заглубленного конвейерного штрека. Выемочный штрек и вентиляционные штреки проходятся во время очистной выемки. Схема вентиляции аналогична схеме обратного порядка отработки полублока.

Всего было рассмотрено три возможных варианта подготовки и отработки полублока с применением оборудования непрерывной доставки:

- вариант отработки полублока при обратном порядке ведения очистных работ с проведением вентиляционных штреков до начала ведения очистных работ (1 вариант);
- вариант отработки полублока при обратном порядке ведения очистных работ без проведения вентиляционных штреков (2 вариант);
- вариант отработки полублока при прямом порядке ведения очистных работ (3 вариант).

По каждому из трех вариантов, а также для существующего варианта отработки в пределах рассматриваемого участка был произведен расчет технико-экономических показателей (ТЭП), приведенных в таблице 1.

Таблица 1 – Техничко-экономические показатели вариантов отработки

Показатель	Существующий вариант	1 вариант	2 вариант	3 вариант
Промышленные запасы	1302714,5 т	1464191,9 т	1485533,8 т	1491175,6 т
Коэффициент извлечения	0,445	0,5	0,51	0,51
Трудоемкость	$6,66 \frac{\text{чел. см}}{1000 \text{ т}}$	$5,82 \frac{\text{чел. см}}{1000 \text{ т}}$	$5,66 \frac{\text{чел. см}}{1000 \text{ т}}$	$5,39 \frac{\text{чел. см}}{1000 \text{ т}}$
Производительность труда	$150,2 \frac{\text{т}}{\text{чел. см}}$	$171,8 \frac{\text{т}}{\text{чел. см}}$	$176,7 \frac{\text{т}}{\text{чел. см}}$	$185,5 \frac{\text{т}}{\text{чел. см}}$
Себестоимость	$34,25 \frac{\text{руб}}{\text{т}}$	$66,43 \frac{\text{руб}}{\text{т}}$	$47,39 \frac{\text{руб}}{\text{т}}$	$32,21 \frac{\text{руб}}{\text{т}}$
Объем проводимых выработок	$113,8 \frac{\text{м}^3}{1000 \text{ т}}$	$128,3 \frac{\text{м}^3}{1000 \text{ т}}$	$67,44 \frac{\text{м}^3}{1000 \text{ т}}$	$18,2 \frac{\text{м}^3}{1000 \text{ т}}$
Объем поддерживаемых выработок	$33,46 \frac{\text{м}^3}{1000 \text{ т}}$	$57,02 \frac{\text{м}^3}{1000 \text{ т}}$	$45,85 \frac{\text{м}^3}{1000 \text{ т}}$	$57,59 \frac{\text{м}^3}{1000 \text{ т}}$
Производительность комбайновых комплексов	6550,2 т/сут	8382,8 т/сут	8574,2 т/сут	9127,4 т/сут
Время отработки блока	204,7 сут	133,03 сут	154,27 сут	159,7 сут

Как видно из таблицы 1, при использовании 1 варианта отработки могут быть достигнуты следующие результаты:

- промышленные запасы увеличатся на 12,4 %;
- коэффициент извлечения полезного ископаемого увеличится на 11 %;
- трудоемкость снижается на 14,4 %;
- величина себестоимости увеличится на 94 %;
- объем проводимых выработок увеличится на 12,7 %;
- объем поддерживаемых выработок увеличится на 70,4 %;

- производительность комбайновых комплексов увеличивается на 28 %;
- время отработки блока уменьшается на 53,9 % из-за применения высокопроизводительного комбайна и технологии непрерывной доставки.

При использовании 2 варианта отработки технико-экономические показатели выглядят следующим образом:

- промышленные запасы увеличатся на 14,0 %;
- коэффициент извлечения увеличится на 12,7 %;
- трудоемкость снижается на 17,6 %;
- себестоимость увеличивается на 38,4 %;
- объем проводимых выработок в пределах блока уменьшается на 68,7 % из-за отсутствия вентиляционных и разрезных штреков при подготовке полублоков;
- объем поддерживаемых выработок увеличивается на 37,0 %;
- производительность комбайновых комплексов растет на 30,9 %;
- время отработки блока уменьшается на 32,7 %.

Использование 3 варианта отработки характеризуется следующими технико-экономическими показателями:

- промышленные запасы увеличатся на 14,5 %;
- коэффициент извлечения увеличивается на 12,7 %;
- трудоемкость снижается на 23,5 %;
- величина себестоимости снизится на 6,3 %;
- объем проводимых выработок в пределах блока уменьшится примерно в 5 раз из-за прямого порядка ведения очистных работ;
- объем поддерживаемых выработок увеличивается на 72,1 %, так как кроме выемочных и вентиляционных штреков полублока необходимо поддерживать выемочный и конвейерный штреки смежного полублока;
- производительность комбайновых комплексов растет на 39,3 %, что объясняется использованием оборудования непрерывной доставки и высокопроизводительного комбайна;
- время отработки блока уменьшается на 28,2 %.

Каждый из трех предложенных вариантов отработки имеет как достоинства, так и недостатки по сравнению с существующей технологией выемки сильвинитовых пластов. Для выбора рационального варианта отработки в пределах рассматриваемого участка использовался метод многокритериальной оценки [5, 6].

В процессе реализации метода многокритериальной оценки, исходя из технико-экономических показателей каждого варианта, рассчитывалось относительное отклонение фактического значения конкретного показателя для каждого варианта от его наилучшего значения (таблица 2).

В качестве окончательного варианта отработки предлагается выбрать тот, у которого минимально среднеквадратичное отклонение. Как видно из таблицы 2, в данном случае для конкретных условий шахтного поля рудника СКРУ-3 вариант отработки полублока при прямом порядке ведения очистных работ (3 вариант) представляется наиболее предпочтительным. Среднеквадратичное отклонение 2 и 3 вариантов отработки меньше значения среднеквадратичного отклонения для существующей технологии, поэтому в условиях рудника СКРУ-3 варианты 2 и 3 отработки будут предпочтительней существующей технологии ведения подготовительных и очистных горных работ.

Следует добавить, при применении комбайна с барабанным исполнительным органом (предлагаемая технология выемки) значения показателей потерь и разубоживания стремятся к нулю, что повышает коэффициент извлечения по системе разработки, повышает качество руды и снижаются затраты на транспортирование и переработку выдаваемой руды.

Таблица 2 – Относительные отклонения технико-экономических показателей от лучших значений

ТЭП	Значения относительного отклонения для вариантов системы разработки			
	Существующая технология	1 вариант	2 вариант	3 вариант
Промышленные запасы	0,126	0,018	0,004	0
Коэффициент извлечения	0,127	0,02	0	0
Трудоемкость	0,236	0,08	0,05	0
Себестоимость	0,063	1,062	0,471	0
Объем проводимых выработок	5,253	6,049	2,705	0
Объем поддерживаемых выработок	0	0,704	0,37	0,721
Производительность комбайновых комплексов	0,282	0,082	0,06	0
Среднеквадратичное отклонение	5,269	6,202	2,772	0,721

В геологических условиях 9 блока 7 панели на шахтном поле рудника СКРУ-3 значение потерь при существующей технологии выемки в очистных камерах шириной 8 м по пласту АБ составляет 2,6 %, по пласту Красный II – 15,8 %. Значение разубоживания по пласту АБ составляет 17,6 %, по пласту Красный II – 0 %. Качество выдаваемой руды снижается только при ведении очистных работ при существующей технологии выемки по пласту АБ. Пласт АБ содержит 32,29 % KCl, а при существующей технологии выемки качество выдаваемой руды из очистной камеры понижается до 26,6 %, поэтому предлагаемая технология выемки обеспечивает повышение качества руды по пласту АБ на 5,69 %.

Выводы

В целом результаты исследований показали, что применение оборудования непрерывной доставки при отработке силвинитовых пластов с устойчивой кровлей является экономически обоснованным и дает положительные результаты по технико-экономическим показателям. По сравнению с существующей технологией для конкретных условий шахтного поля рудника СКРУ-3 вариант отработки с изгибающимся конвейерным поездом при прямом порядке ведения очистных работ представляется наиболее предпочтительным.

Список использованных источников

1. Старков, Л.И. Развитие механизированной разработки калийных руд / Л.И. Старков, А.Н. Земсков, П.И. Кондрашев. – Пермь: Изд-во Перм. гос. техн. ун-та, 2007. – 522 с.
2. Морев, А.Б. Горные машины для калийных рудников / А.Б. Морев, А.Д. Смычник, Г.В. Казаченко. – Минск: Изд-во Интегралполиграф, 2009. – 544 с.
3. Пермяков, Р.С. Технология добычи солей / Р.С. Пермяков, В.С. Романов, М.П. Бельды. – М.: Недра, 1981. – 272 с.

4. **Смычник, А.Д.** Системы разработки калийных месторождений: технологические схемы, оборудование, эффективность / А.Д. Смычник, А.Б. Морев, М.В. Васько // Горная механика. – 2008. – № 4. – С. 16-28.

5. **Бурчаков, А.С.** Технология подземной разработки пластовых месторождений полезных ископаемых / А.С. Бурчаков. – М.: Недра. – 1983 с.

6. **Аман, И.П.** Проектирование горных предприятий: учебное пособие / И.П. Аман. – Пермь: Изд-во Перм. гос. техн. ун-та, 2006. – 156 с.

Andreiko S.S., Perminov K.M.

Estimation of potash ore mining technology options while using flexible conveyor train under conditions of SKRU-3 mine of the JSC «Uralkaly»

Developed options of shearer mining technology of sylvinite layers using continuous haulage system under conditions of mine field SKRU-3 mine for the proposed technology. Technical and economic comparison of the existing mining technology with the proposed options was carried out.

Поступила в редакцию 22.10.2012 г.

УДК 622.831.246.012.2(476)

**ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРА ВОССТАНОВЛЕНИЯ НАГРУЗКИ
НА ПОЧВУ ЛАВЫ ПОСЛЕ ВЫЕМКИ НИЖНЕГО СЛОЯ
И ХАРАКТЕРА НАГРУЖЕНИЯ ОХРАННЫХ ЦЕЛИКОВ В УСЛОВИЯХ
ТРЕТЬЕГО ГОРИЗОНТА РУДНИКА 3 РУ ОАО «БЕЛАРУСЬКАЛИЙ»**

Ерохин К.А., Пузанов Д.А., Мозговенко М.С. (ЧУП «Институт горного дела»,
г. Солигорск, Беларусь)

В статье приведены результаты исследований характера деформирования контура исследовательских выработок, пройденных в охранных междустолбовых целиках, а также под отработанным пространством лав. Целики между лавами были сформированы 25-30 лет назад. Изучение характера деформирования исследовательских выработок, а также характера распределения нагрузки по ширине целика и в надработанном пространстве лав, спустя такой промежуток времени, выполнено впервые для условий Третьего калийного горизонта не только для рудника 3 РУ, но и в целом для Старобинского месторождения. Выполненные исследования дополняют ранее полученные представления о характере обрушения налегающей толщи пород и перераспределения нагрузки между опорными целиками и почвой отработанных лав.

Введение

В условиях Третьего горизонта ПО «Беларуськалий» (в настоящее время ОАО «Беларуськалий») при выемке полезного ископаемого (1980-1990 гг.) пласт разбивался на слои I, II, III, IV, при этом добыча велась по слоям II-III валовым способом. Четвертый сильвинитовый слой из-за отсутствия технологии по его выемке считался забалансовым и был подработан лавами, работавшими по II-III слоям (лавы № 4, № 5, № 6, № 7 3 РУ). На данный момент выемка IV сильвинитового слоя технологически осуществима. Эффективность добычи подработанного IV слоя будет зависеть от правильного расположения выемочных выработок в зонах пониженных нагрузок, то есть от знания геомеханического состояния как подработанных пород, так и междупанельных охранных целиков.

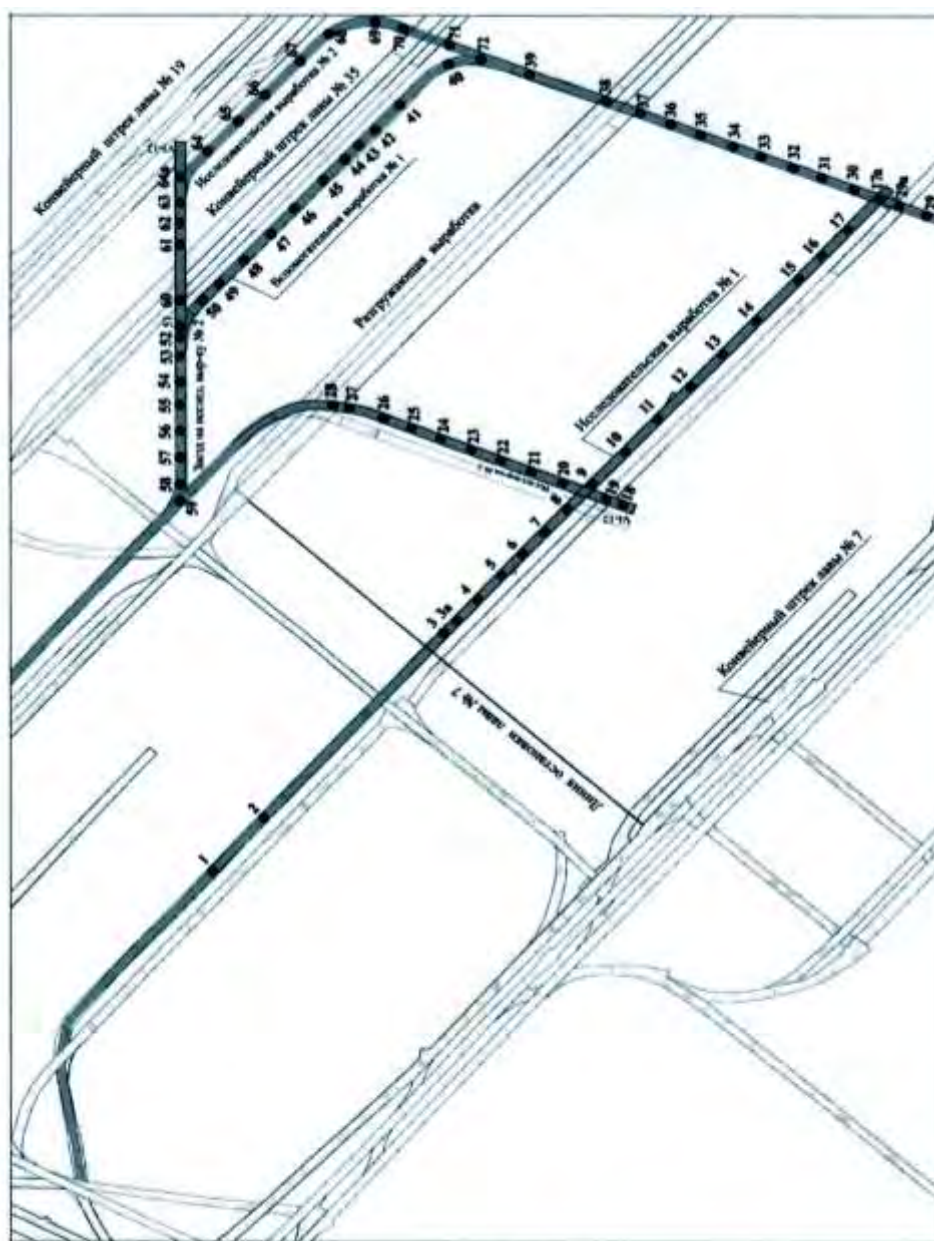
О наличии зон пониженных нагрузок можно судить по характеру восстановления нагрузки на почву лавы. Изучение этого процесса проводилось в лавах со слоевой выемкой на рудниках 1-4 РУ [1]. В результате были получены данные о наличии зон пониженных нагрузок на почву лавы под отработанным пространством после выемки верхнего слоя. Данные зоны располагались в районе бортовых штреков верхней лавы и линии ее остановки на демонтаж. Наличие аналогичных зон было установлено и в других условиях при изучении параметров опорного давления по контуру выемочного столба [2].

Результаты этих исследований были использованы при выборе способов и мер охраны, а также мест заложения подготовительных выработок. Необходимость детального изучения геомеханического состояния горных пород, как уже говорилось выше, возникла при рассмотрении вопроса выемки подработанного IV сильвинитового слоя. В этом случае эффективность добычи будет зависеть от правильного расположения подготовительных выработок в зонах пониженных нагрузок.

Последние исследования, излагаемые в данной работе, являются результатом инструментальных наблюдений непосредственно в шахтных условиях.

Результаты шахтных наблюдений за характером деформирования контура исследовательских выработок

Наблюдения проводились в исследовательских выработках под лавой № 7 и лавой № 35 горизонта -620 м рудника 3-го рудоуправления, а также в охранным целике между названными лавами. Оценка характера нагружения почвы лавы, а также целика выполнялась по характеру деформирования исследовательских выработок. Для этого измерялись конвергенции «кровля-почва» и схождение боков выработок в зависимости от их расположения относительно ранее отработанных (более 25 лет назад) выемочных столбов, привязки кровли относительно пласта, ширины выработок. Для этих целей в выработках устанавливались замерные станции, выполненные на базе контурных реперов. Схема расположения исследовательских выработок и замерных станций в них приведена на рисунке 1.



1 72

• ... • номер и место расположения станции ■ — исследовательские выработки

Рисунок 1 – Схема расположения исследовательских выработок и замерных станций

Как видно из рисунка 1, исследовательские выработки № 1, № 2, № 3 имели по своей длине различную привязку кровли относительно пласта. Часть этих выработок располагалась в «массиве» (исследовательская выработка № 1), а часть в надработанном пространстве под лавой № 7 и лавой № 35 или в охранным междупанельном целике между этими лавами. Все исследовательские выработки, за исключением расширенных участков до 3,5-4,5 м (вспомогательная выработка № 1), проводились без крепления. Большая часть выработок пройдена с целиком 3,0 м к подготовительным выработкам ранее отработанных лав, которые в какой-то мере выполняли роль разгружающих. На момент проведения исследовательских выработок и наблюдений в них очистные работы не велись. Лава № 7 отработала запасы в 1982 году (30 лет назад), а лава № 35 в 1991 году (21 год назад).

Используя результаты исследований, строились графики исследуемых параметров по длине каждой выработки. По графикам велась оценка характера деформирования выработки в зависимости от ее расположения относительно участков горных работ и охранных целиков. Это позволяет определить места, где выработка будет разрушаться в первую очередь, а также места пониженных нагрузок, а значит, правильно выбрать место заложения подготовительных выработок при последующей отработке IV сильвинитового слоя. На рисунке 2 приведен характер деформирования исследовательской выработки № 1.

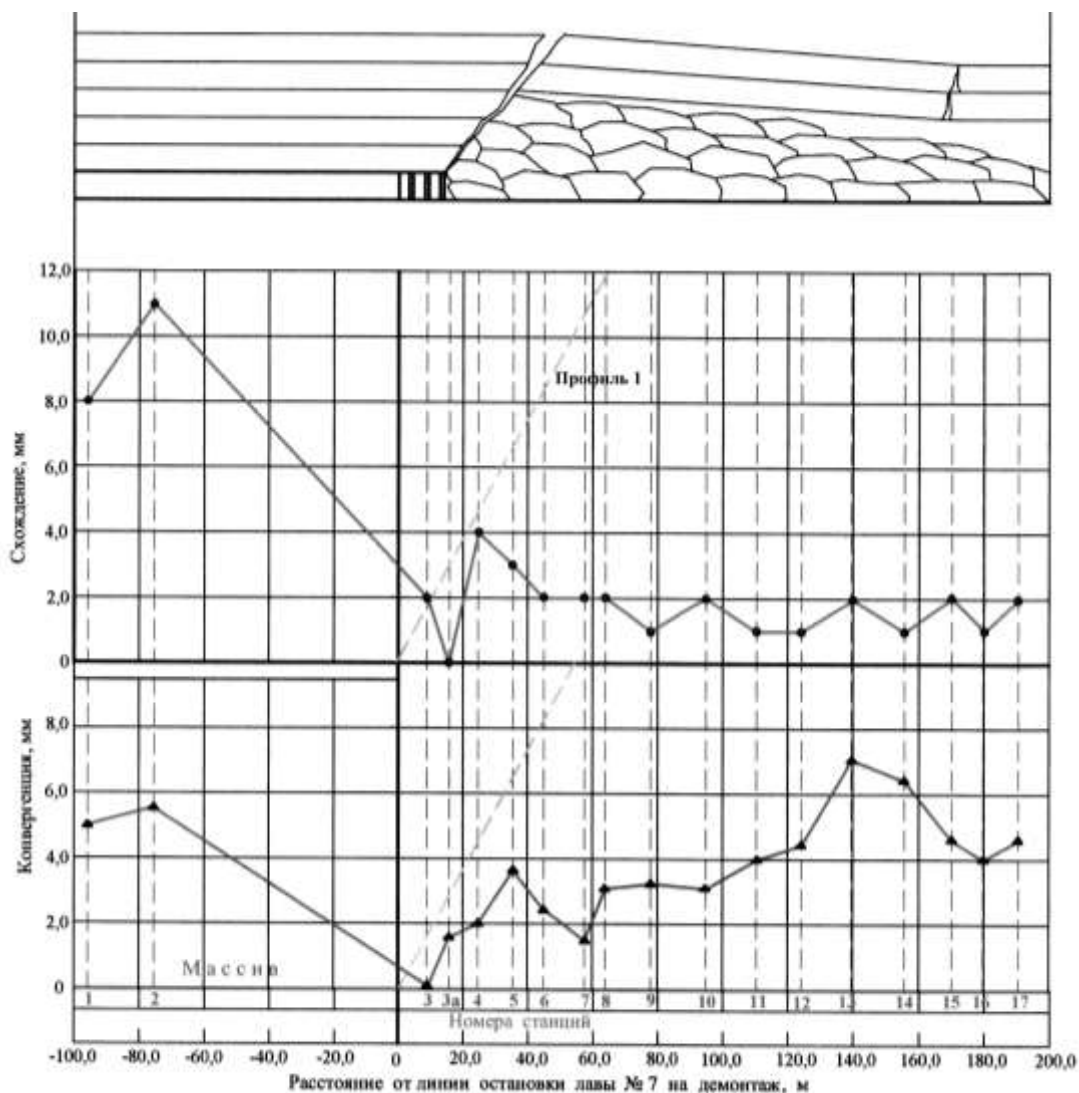


Рисунок 2 – Характер деформирования исследовательской выработки № 1

Как видно из рисунка, наибольшая конвергенция и схождение боков выработки наблюдается на участке выработки, находящемся в «массиве» (станции № 1 и № 2), а наименьшие значения отмечаются под отработанным пространством лавы № 7. Конвергенция выработки в надработанном пространстве достигает значений для участка выработки, расположенного в «массиве», только на расстоянии 120-140 м от линии остановки лавы № 7 на демонтаж. Это говорит о том, что даже спустя 29-30 лет после завершения очистных работ, в районе линии остановки лавы на демонтаж существует зона пониженных нагрузок на почву отработанной лавы. А на расстоянии до 10-12 м от линии остановки (станции № 3, № 3а, рисунок 1) существует зона полной разгрузки из-за зависания пород непосредственной и основной кровли на этом участке.

На рисунке 3 приведены данные о характере деформирования исследовательской выработки № 2 (станции № 29-39, № 68-72).

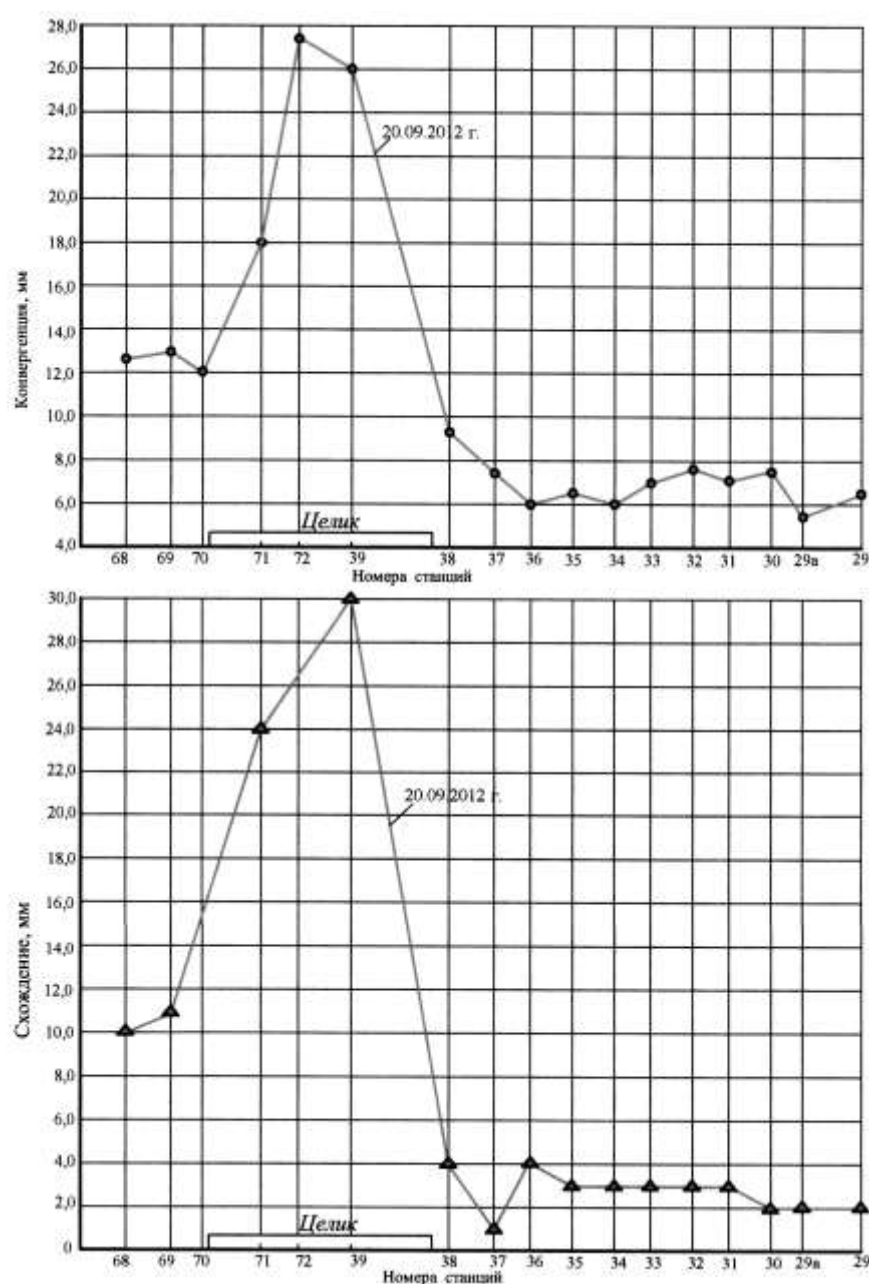


Рисунок 3 – Характер деформирования исследовательской выработки № 2

Как видно из вышеприведенного рисунка 1, часть выработки пройдена (по слоям II, II-III, III) под отработанным пространством лавы № 35 (станции № 68-70), часть в охранном междустолбовом целике (станции № 39, № 71, № 72) и часть в подработанном пространстве (станции № 29-37) под лавой № 7. Анализируя результаты измерений конвергенции и схождения боков выработки на данном участке, можно сделать вывод, что наибольшие значения конвергенции и схождения боков выработок наблюдаются в центральной части охранного междустолбового целика, а наименьшие – в краевых зонах целика, а также в надработанном пространстве под лавами № 7 и № 35. Это свидетельствует о наличии зон пониженных нагрузок в краевых зонах междустолбового целика и у бортовых выработок лав № 7, № 35. Существование зон пониженных нагрузок у бортовых выработок лав косвенно указывает на наличие пустот и расслоений на этом участке выемочного столба, а также на возможное наличие зависаний консолей основной кровли.

Заключение

На основании проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

1. Протяженность зон пониженных нагрузок можно определить по характеру деформирования контура выработок.
2. Результаты исследований подтверждены ранее полученные данные о наличии зон пониженных нагрузок на почву лавы под отработанным пространством. Данные зоны располагаются в районе бортовых штреков лав и линии ее остановки на демонтаж. Также установлено наличие зоны пониженных нагрузок в краевых зонах охранного междустолбового целика.
3. Полученные результаты могут использоваться для определения оптимальных параметров проведения и расположения выработок для отработки подработанных слоев полезного ископаемого, а также оставленных и списанных запасов в охранных междустолбовых и междупанельных целиках.

Список использованных источников

1. Губанов, В.А. Исследование характера восстановления нагрузки на почву лавы позади очистного забоя после выемки верхнего слоя в условиях Третьего горизонта ПО «Беларускалий» / В.А. Губанов, А.Л. Поляков, В.Я. Щерба // Горная механика. – 2002. – № 3-4. – С. 38-44.
2. Губанов, В.А. Об опорном давлении на Старобинском месторождении калийных солей / В.А. Губанов // Безопасность труда в промышленности. – М.: Недра, 1983. – № 4. – С. 57-58.

Erokhin K.A., Puzanov D.A., Mozgoenko M.S.

Research of load recovery conditions on the face floor after bottom layer mining and as well as protective pillars stressing under conditions of the third level at No. 3 PU's mine of the JSC «Belaruskali»

The article presents research results on deformation behavior of development workings, driven in interstall protective pillars and as well as under the worked-out faces' space. The pillars between the faces were built 25-30 years ago. Study of deformation behaviour of development workings, as well as deformation pattern across the pillar's width in the over-worked faces' space was carried out after such time interval first for conditions of the third potash level not only for the No. 3 PU's mine but generally for Starobin deposit. The carried out researches supplement previously received foretaste of superincumbent rock caving pattern and reallocation of load between support pillars and floor of the worked-out faces.

Поступила в редакцию 10.10.2012 г.

УДК 622.7.016.34

ИССЛЕДОВАНИЯ МИНЕРАЛОГИЧЕСКОГО СОСТАВА КАЛИЙНЫХ РУД С ВЫСОКИМ СОДЕРЖАНИЕМ ПРИМЕСЕЙ АНГИДРИТА

Турко М.Р., Миськов Е.М. (УО «Белорусский государственный технологический университет», г. Минск, Беларусь), Бахмутская Л.В. (ОАО «Белгорхимпром», г. Солигорск, Беларусь), Петрова Н.С. (ГП «БелНИГРИ», г. Минск, Беларусь), Дормешкин О.Б. (УО «Белорусский государственный технологический университет», г. Минск, Беларусь)

В настоящей статье особенности минералогического состава калийных руд с высоким содержанием ангидрита (CaSO_4) рассматриваются на примере руд Гремячинского месторождения, которое расположено в юго-западной части Волгоградской области Российской Федерации.

Введение

В 2005 году ОАО «МХК «ЕвроХим» (Россия) принято решение о строительстве на базе Гремячинского месторождения калийных руд Волгоградской области горно-обогатительного комбината. Необходимо отметить, что в границах концессии сконцентрировано более 1,2 млрд. т сухих калийных солей. Особенности строения калийной залежи Гремячинского месторождения изложены в работах [1-4].

В соленосной толще месторождения выделены три калийных горизонта: основной калийный горизонт; верхний II калийный горизонт; верхний I калийный горизонт. Два верхних калийных горизонта имеют незначительную площадь распространения, не выдержаны по качеству и в настоящее время не представляют промышленной ценности [4]. При оценке запасов месторождения и выборе способа обогащения изучение руд осуществляется комбинацией геолого-петрографического, химико-минералогического и технологического методов исследований, в результате чего устанавливаются природные типы руд, промышленные сорта, качество и технологические свойства руд.

Технологические свойства калийных руд зависят от их химико-минералогического состава, структурно-текстурных особенностей и физико-механических свойств. Большая изменчивость структурно-вещественных параметров и физико-механических свойств руды, связанных с условиями образования калийных залежей, приводит к большой изменчивости показателей обогащения. Поэтому при определении вещественного состава, важным элементом исследований руд является выявление их структурно-текстурных особенностей: характер зернистости, размер зерен, морфология зерен и их срастание, взаимоотношение зерен различных солевых и сопутствующих минералов, количество нерастворимого остатка и его фазовый состав.

Для исследований руды на обогатимость ООО «ЕвроХим-ВолгаКалий» в адрес ОАО «Белгорхимпром» были предоставлены керновые пробы руд, полученные с 23-х геолого-разведочных скважин, всего 34 керновые пробы, охватывающие весь планируемый к отработке участок месторождения.

Текстурно-структурный анализ минералов, входящих в состав руды Гремячинского месторождения

Руда Гремячинского месторождения по своему минералогическому составу значительно отличается от имеющихся в мире месторождений калийных солей. Главным

образом, это руды, основными компонентами которых являются калий хлористый, натрий хлористый и нерастворимый остаток, состоящий в основном из ангидрита. В руде Гремячинского месторождения при высокой массовой доле калия 32,35-46,21 % по скважинам (средневзвешенное по месторождению – 38,03 %) находится значительное количество ангидрита 5,40-12,30 % по скважинам (средневзвешенное по месторождению – 8,33 %), который может оказывать существенное влияние на технологический процесс и на качество выпускаемого продукта. Поэтому важным и необходимым этапом изучения руд являются исследования форм проявления извлекаемых элементов, состава и свойств отдельных минералов.

Исследования соотношения основных агрегатов сильвинитов и определение текстурно-структурных типов руд Гремячинского месторождения проводились на полированных шлифах продуктивных интервалов научным коллективом кафедры петрографии и минералогии, отделения геологии Саратовского государственного университета (НИИ ЕНГУ, г. Саратов) под руководством профессора Московского Г.А. и Инженерным обществом ЭРКОСПЛАН (г. Эрфурт, Германия), согласно которым было выявлено, что в изученных разрезах основными типами сильвинитов являются красные, розовые, оранжево-красные, зеленовато-оранжевые, кремовые и белые разности с общей закономерностью уменьшения роли красящих пигментов в породе к кровле продуктивного интервала. Максимум окраски, своеобразие текстур и форм ангидритовой примеси наблюдается в подошвенных частях продуктивного сильвинитового пласта. Ярко окрашенные разности сильвина отличаются существенными вариациями размеров кристаллов. Переход от мелкокристаллических к крупнокристаллическим сильвинам постепенный и чаще всего выражен уменьшением примеси ангидрита и существенным увеличением количества сильвина.

Первый и наиболее распространенный тип ангидрита – ангидрит, присутствующий в виде линз, каемок, неправильной формы скоплений в базальных слоях элементарных ритмов. Размер его кристаллов редко превышает 0,01 мм. Второй тип ангидрита образуется на границах кристаллов галита за счет его перекристаллизации, его кристаллы имеют, как правило, длиннопризматические и игольчатые формы и врастают часто в кристаллы галита, размеры этих кристаллов менее 0,01 мм. Третий тип – ангидрит, заключенный внутри кристаллов сильвина, на границе кристаллов сильвина и галита. Здесь ангидрит перекристаллизован и образует относительно крупные индивиды, размером до 0,05-0,1 мм (рисунки 1, 2).



Рисунок 1 – Кристаллы ангидрита на контакте сильвина и галита, приуроченные к каемкам гидроокислов железа

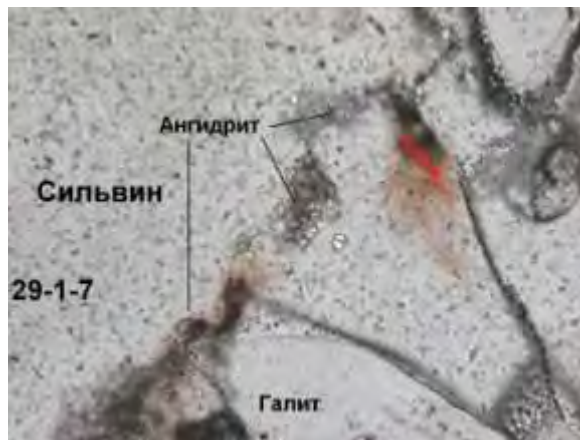


Рисунок 2 – Кристаллы ангидрита и галита в сильвине

В результате анализа цифровых изображений фрагментов аншлифов и сканированных шлифов и изображений шлифов, полученных под поляризационным микроскопом, сделано предположение, что отложения ангидрита как основного компонента нерастворимого остатка шло путем кристаллизации из рапы лишь при формировании нижней части продуктивного пласта.

Самую большую сложность при переработке сильвинитов может представлять ангидрит, образующий цепочки кристаллов и рассеянную вкрапленность. В большинстве случаев содержание тонкого ангидрита не превышает 1-1,5 % от площади кристаллов сильвина [5, 6]. Микроскопические исследования пород дают представление о форме и размерах зерен, характере сростаний и размерах минеральных сростков, наличии включений в зернах минералов.

В этом направлении в 2008-2009 годах ОАО «Белгорхимпром» совместно со специалистами Белорусского научно-исследовательского геолого-разведочного института (БелНИГРИ) проведены исследования распределения минеральных частиц по размерам в раздробленных пробах. Минералогический анализ проводили с применением микроскопа марки МПС-2 и бинокюляра «ЛОМО».

Были проведены микроскопические исследования по определению форм проявления компонентов в руде, то есть, образуют ли они собственные минералы или входят в состав как изоморфная примесь, рассеяны в виде эмульсионной вкрапленности или сорбированы на дефектах поверхности минеральных частиц. Исследования проводились на образцах проб руды скважины № 28, измельченной до крупности – 1,25 мм, с описанием структур соляных минералов, морфоструктурных особенностей руды с массовой долей сульфата кальция более 9 % и менее 9 % в различных классах руды, в результате которых было установлено, что в обеих разновидностях руд по массовой доле CaSO_4 в концентрате отмечается наличие основной массы зерен «чистого» сильвина с массовой долей $\text{CaSO}_4 \leq 1\%$ и небольшой выход зерен сильвина с микровростками и сростками с ангидритом и галитом, что позволяет принципиально получать концентрат, соответствующий кондиционным требованиям [7, 8]. Результаты химического анализа полученных минеральных зерен приведены в таблицах 1, 2.

Таблица 1 – Анализ минеральных зерен во фракциях из руды с массовой долей $\text{CaSO}_4 < 9\%$

Плотность фракции, кг/м ³	Выход фракции, %	Примерный состав, %					
		Сильвин			Галит		Ангидрит (CaSO_4)
		чистый KCl	вростки	сростки	чистый NaCl	сростки NaCl + CaSO_4	
Концентратная фракция < 2000 + 2000–2050	29,64	79,73	17,00 (вростки CaSO_4 в KCl 7,42)	1,21	2,06	–	–
Сростки 2050-2150	8,44	24,17	15,64	7,11	52,37	0,71	–
Галитовый продукт 2150-2200	28,71	–	1,29	2,72	95,75	0,24	–
Пелито-галитовый продукт 2200-2300 + > 2300	6,12	–	–	11,44	42,65	37,58	8,33

Таблица 2 – Анализ минеральных зерен во фракциях из руды с массовой долей $\text{CaSO}_4 > 9\%$

Плотность фракции, кг/м^3	Выход фракции, %	Примерный состав, %					
		Сильвин (KCl)			Галит (NaCl)		Ангидрит (CaSO_4)
		чистый KCl	вростки	сростки	чистый NaCl	сростки $\text{NaCl} + \text{CaSO}_4$	
Концентратная фракция $< 2000 + 2000-2050$	21,82	72,41	22,91 (вростки CaSO_4 в KCl 8,66)	2,61	2,07	–	–
Сростки 2050-2150	9,61	22,79	19,98	12,90	42,34	2,08	–
Галитовый продукт 2150-2200	24,54	–	1,47	4,12	91,84	2,57	–
Пелито-галитовый продукт 2200-2300 + > 2300	14,38	–	1,74	14,81	32,48	34,84	16,13

Микроскопические исследования образцов руды скважины №16, ствол 1 проводили на пробах, полученных после дробления их до крупности $-5,0$ мм, $-3,15$ мм, $-2,0$ мм, $-1,6$ мм, $-1,25$ мм и отсева класса $-0,25$ мм. Полученные пробы руды ($+0,25$ мм) рассевали по классам крупности, затем проводили разделение каждого класса по плотности в тяжелых жидкостях. Всплывшие фракции с плотностями $< 2000 \text{ кг/м}^3$ и $2000-2050 \text{ кг/м}^3$ были исследованы под микроскопом с выделением трех групп зерен: мономинеральные зерна, сростки двух минералов, сростки трех минералов, которые затем подвергались химическому анализу с определением массовых долей в них KCl , NaCl , CaSO_4 и H_2O . Полученные, в результате фракционирования в тяжелых жидкостях классов руд с разной степенью дробления, данные изображены на диаграммах (рисунок 3, 4).

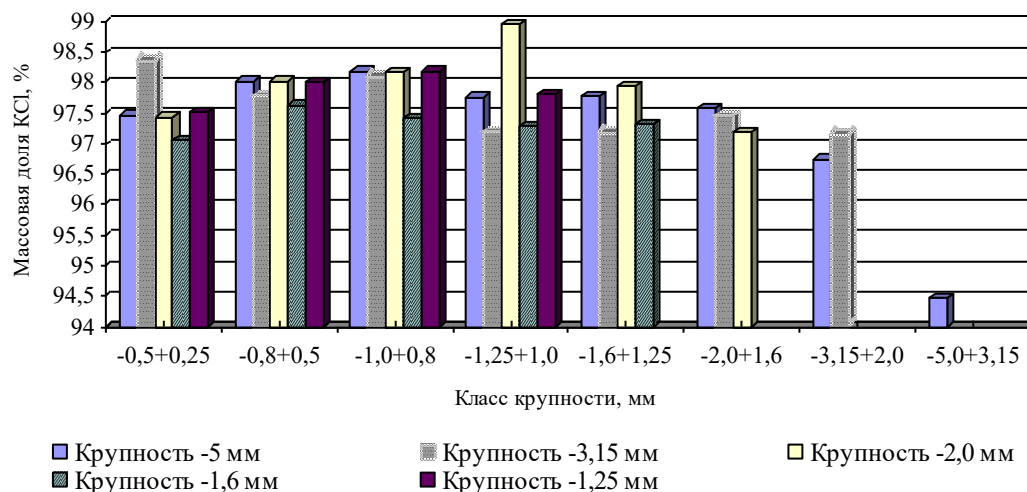


Рисунок 3 – Распределение KCl в сильвиновой фракции $< 2000 \text{ кг/м}^3$ в руде Гремячинского месторождения скважины № 16, ствол 1

Из рисунка 3 видно, как происходит распределение KCl , а из рисунка 4 – распределение CaSO_4 по классам и по фракциям в зависимости от степени дробления исходной пробы. Массовая доля KCl в легкой сильвиновой фракции (плотность $< 2000 \text{ кг/м}^3$) верхнего класса крупности выше 97 %. Более низкое значение (94,48 %) получено только в верхнем классе руды, раздробленной до крупности $-5,0$ мм. Во фракции $2000-2050 \text{ кг/м}^3$ с уменьшением крупности дробления исходной руды массовая доля KCl равномерно увеличивается с 81,03 % до 89,84 %.

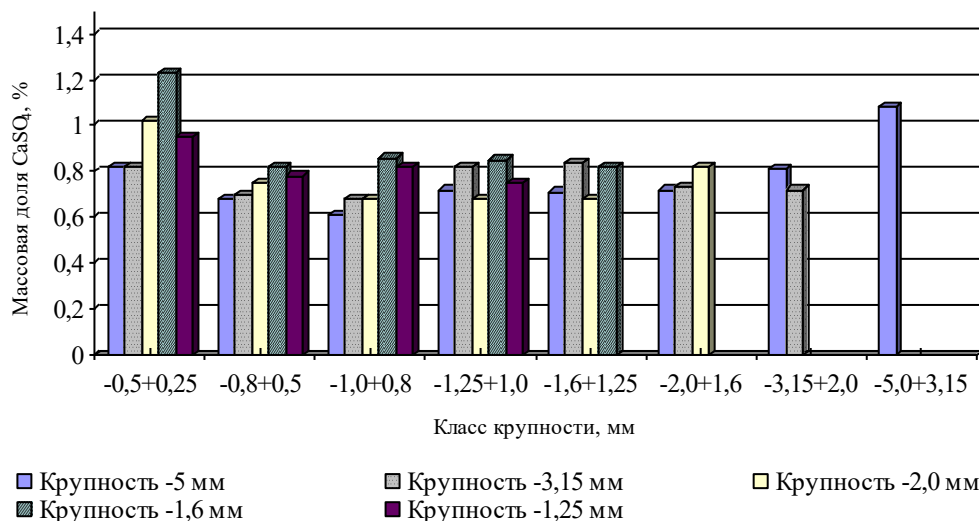


Рисунок 4 – Распределение CaSO_4 в сильвиновой фракции $< 2000 \text{ кг/м}^3$ в руде Гремячинского месторождения скважины № 16, ствол 1

Показатели массовой доли CaSO_4 в обеих фракциях ($< 2000 \text{ кг/м}^3$ и $2000-2050 \text{ кг/м}^3$) равномерно меняются в сторону увеличения по мере снижения крупности дробления исходной руды. При дроблении руды до крупности $-2,0 \text{ мм}$ фракции классов $-1,0+0,8 \text{ мм}$ и $-0,8+0,5 \text{ мм}$ содержат максимальные значения массовой доли KCl и минимальные – CaSO_4 . В галитовой фракции ($> 2150 \text{ кг/м}^3$) массовая доля KCl с наиболее низкими значениями наблюдается в классах $-1,0+0,8 \text{ мм}$ и $-0,8+0,5 \text{ мм}$ при дроблении руды до крупности $-5,0 \text{ мм}$ и $-3,15 \text{ мм}$. Эти результаты подтверждаются при рассмотрении под микроскопом минеральных зерен, находящихся в сильвиновой фракции с плотностью $< 2000 \text{ кг/м}^3$ и в концентратной фракции с плотностью $2000-2050 \text{ кг/м}^3$ (рисунки 5, 6).

При анализе данных, представленных в таблице 3 видно, что абсолютно чистых зерен сильвина не наблюдается, массовая доля ангидрита в них находится в пределах $0,6-0,9 \%$. Основное засорение концентрата ангидритом происходит за счет сростков сильвин-ангидрит, находящихся во фракции $2000-2050 \text{ г/см}^3$. Массовая доля CaSO_4 в верхних классах этих сростков выше в 2,5 раза, чем в зернах чистого сильвина и максимальное значение его равно $2,65 \%$. Наиболее чистые по ангидриту сильвиновые зерна (массовая доля CaSO_4 – $0,61 \%$) и сростки сильвин-галит (массовая доля CaSO_4 – $1,16 \%$) во фракции $2000-2050 \text{ кг/м}^3$ верхних классов получены при дроблении руды до крупности $-3,15 \text{ мм}$.

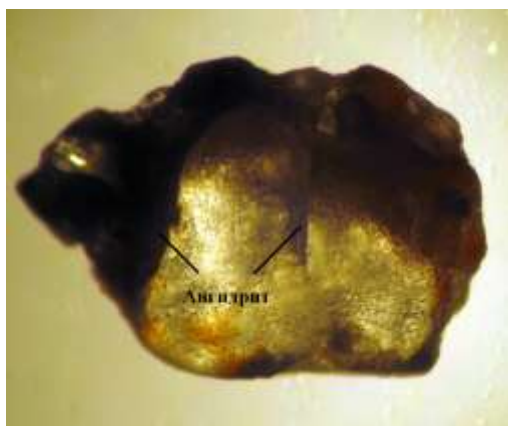


Рисунок 5 – Вростки и сростки ангидрита с сильвином в сильвиновой фракции с плотностью $< 2000 \text{ кг/м}^3$

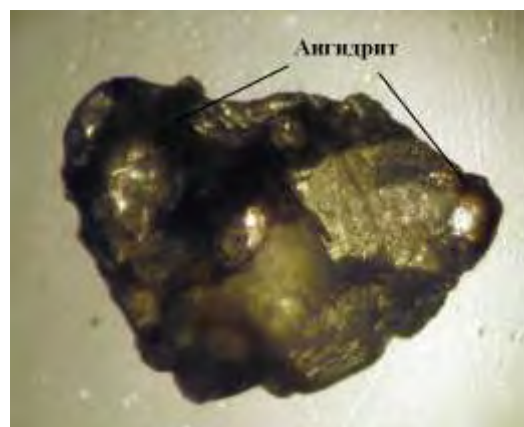


Рисунок 6 – Вростки и сростки ангидрита с сильвином в концентратной фракции с плотностью $2000-2050 \text{ кг/м}^3$

В классе $-1,0+0,8$ мм значения массовой доли ангидрита при всех степенях дробления исходной руды увеличиваются, достигая максимума при дроблении руды до крупности $-1,25$ мм.

Заключение

В результате исследования текстурно-структурного минералогического и вещественного состава керновых проб руды Гремячинского месторождения установлено:

1. Для руды Гремячинского месторождения характерно высокое содержание полезного компонента – хлористого калия до 46,21 % и вредной примеси – труднорастворимого в воде ангидрита до 12,30 %. Содержание глинистых минералов составляет менее 0,60 %.

2. При дроблении руды до крупности $-1,25$ мм и $-1,0$ мм резко увеличивается выход классов $-0,25$ мм и $-0,045$ мм с увеличением извлечения KCl и $CaSO_4$ в эти классы, отличающиеся, как правило, низкой селективностью при флотационном обогащении, что приведет к повышенным потерям хлористого калия с хвостами флотации и шламовым продуктом, а также к «загрязнению» концентрата ангидритом.

3. По результатам фракционного анализа руды крупностью $+0,25$ мм в тяжелых жидкостях выявлено, что раскрытие сильвиновых зерен начинается с классов крупности $-5,0+3,15$ мм и $-3,15+2,0$ мм. В соответствии с общепринятой классификацией руда Гремячинского месторождения относится к средне-крупнозернистым калийным рудам. При значении массовой доли $KCl \geq 95$ % степень раскрытия зерен сильвина меняется с 29,70 % (при дроблении руды до крупности $-10,0$ мм) до 80,92 % (при дроблении руды до крупности $-1,6$ мм).

4. При микроскопических исследованиях концентратных фракций, выделенных из руды, раздробленной до крупности $-3,15$ мм, выявлено, что абсолютно чистых кристаллов сильвина нет. В сильвиновых зернах находятся включения ангидрита и галита. Основное загрязнение концентратной фракции ангидритом происходит за счет сростков сильвин-ангидрит. Вместе с тем, содержание ангидрита в виде внутренних включений в сильвиновые зерна и в виде сростков его с зернами сильвина таково, что в концентратной фракции с массовой долей $KCl \geq 95$ % массовая доля $CaSO_4$ находится в допустимых пределах с точки зрения получения кондиционного продукта.

5. Руда Гремячинского месторождения по составу делится на два вида: со средними кристаллами сильвина и руда с тонким вкраплением ангидрита в сильвин, что приводит к необходимости дополнительного измельчения этой части руды для высвобождения сильвина.

6. Замеченные при петрографических исследованиях кристаллы сильвина в шлифах руды крупностью 4-6 мм, скорее всего, следует отнести не к монолитным структурам, а к агломератам, которые разрушаются в процессе дробления руды.

Список использованных источников

1. Баталин, Ю.В. Перспективы освоения калийных месторождений Волгоградской области и основные проблемы разработки бром-магниевого сырья – бишофита / Ю.В. Баталин, С.А. Свидзинский // Освоение и использование природных ресурсов Волгоградской области – путь устойчивого развития региона: материалы науч.-прак. конф. – Волгоград, 2001. – С. 63-69.

-
2. **Иванов, А.А.** Галогенные формации (минеральный состав, типы и условия образования; методы поисков и разведки месторождений минеральных солей) / А.А. Иванов, М.Л. Воронова. – М., 1972. – 43 с.
 3. **Корневский, С.М.** Комплекс полезных ископаемых галогенных формаций / С.М. Корневский. – М.: Недра, 1973. – 300 с.
 4. **Кутырло, В.О.** Особенности строения калийной залежи Гремячинского месторождения / В. О. Кутырло // Литосфера. – 2009. – № 1. – С. 86-94.
 5. **Соколов, А.В.** Очерки из истории агрономической химии в СССР / А.В. Соколов. – М.: Изд-во АН СССР, 1958. – 200 с.
 6. **Кулаковская, Т.Н.** Справочник по удобрениям / Т.Н. Кулаковская. – М.: Ураджай, 1978. – 256 с.
 7. **Каталымова, М.В.** Справочник по минеральным удобрениям: теория и практика применения / М.В. Каталымова. – М.: Сельхозгиз, 1960. – 552 с.
 8. **Раевский, В.И.** Месторождения калийных солей СССР / В.И. Раевский, М.П. Фивега. – Л.: Недра, 1973. – 344 с.
-

Turko M.R., Miskov E.M., Bakhmutskaia L.V., Petrova N.S., Dormeshkin O.B.

Study of mineral composition of potash ores with high anhydrite content

The present article reviews the features of mineral composition of potash ores with high anhydrite content (CaSO_4) by the example of ores of Gremyachinskoye deposit, which is situated in the south-west part of Volgograd region of Russian federation.

Поступила в редакцию 21.11.2012 г.

УДК 622.285.014(045)

СОВРЕМЕННЫЕ ТЕНДЕНЦИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КРЕПИ ВЕРТИКАЛЬНЫХ ШАХТНЫХ СТВОЛОВ

Иголка Д.А. (ОАО «Белгорхимпром», г. Минск, Беларусь)

Рассматриваются основные схемы расчетов крепи шахтных стволов. Описаны возможности трехмерного моделирования методом конечных элементов. Приводятся конструкции крепи стволов в сложных гидрогеологических условиях на современном этапе строительства.

Введение

В связи с выбывающей сырьевой базой, для обеспечения стабильной работы горно-обогатительных комбинатов, а также ввода в эксплуатацию новых предприятий, в последние годы особо актуально встал вопрос о разработке новых ранее разведанных месторождений и вовлечение в отработку отдельных прилегающих к эксплуатируемым шахтным полям участков. Вполне объясним факт ухудшения горно-геологических условий ведения горных работ, по причине первоначальной отработки наиболее простых месторождений, находящихся в наилучших условиях залегания. Можно констатировать значительное увеличение глубин ведения горных работ, осложнение гидрогеологических условий отработки, а также освоение сложных, тектонически нарушенных залежей. На данный момент в мире наблюдается особая активность строительства новых рудников в различных отраслях горной промышленности, в том числе и калийной. В связи с этим через некоторый период времени вновь введенные в эксплуатацию горно-обогатительные комбинаты столкнутся с условиями жесткой конкуренции на мировых промышленных площадках. Поэтому при проектировании современных рудников обязательно необходимо учитывать эти факты, что обязывает подходить к данным вопросам с особой ответственностью. Использование инновационных подходов в проектировании новых предприятий позволит наиболее эффективно инвестировать средства в новое строительство и обеспечить качественные эксплуатационные характеристики новых комплексов и сооружений, тем самым обеспечить высокую конкурентоспособность будущего предприятия. В свете вышеизложенных вопросов особые требования предъявляются к вскрывающим выработкам, в частности к вертикальным шахтным стволам.

Тенденции проектирования крепи вертикальных шахтных стволов в сложных гидрогеологических условиях на современном этапе строительства

Шахтные стволы одни из наиболее ответственных объектов горно-обогатительного комбината, поскольку являются единственным сооружением, обеспечивающим связь между обогатительной фабрикой и подземным комплексом. Вопрос надежности шахтных стволов необходимо рассматривать в сочетании с обеспечением высоких технико-экономических показателей их возведения, так как в зависимости от условий залегания полезного ископаемого, при строительстве различных горно-обогатительных комбинатов, их стоимость составляет от 10 до 40 % от общего объема инвестиций. В свою очередь, надежность эксплуатационных показателей стволов зависит от конструкции крепи, которая должна обеспечить возможность безопасной эксплуатации ствола в сложных горно-геологических условиях на весь период работы

рудника, и в тоже время затраты на возведение крепи составляют до 60 % от стоимости их сооружения. Поэтому элементарное завышение запаса прочности традиционных способов крепления стволов не является эффективным решением, что требует новых подходов к проектированию крепи и ее совершенствованию.

Основным руководящим документом при проектировании крепи шахтных стволов является СНиП II-94-80 и «Руководство по проектированию подземных горных выработок и расчету крепи». Данные документы являются отражением многолетнего опыта эксплуатации различных месторождений, результатом трудов специализированных организаций, и обеспечили эффективное строительство и эксплуатацию вертикальных стволов за последние десятилетия. Однако накопленный опыт проектирования и строительства шахтных столов на новых более сложных месторождениях на больших глубинах и в сложных горно-геологических условиях указывает на недостатки типовых расчетов конструирования крепи.

До последнего времени нагрузка на крепь горных выработок считалась первоначальным исходным фактором при расчете и проектировании их конструкций, а расчет крепи сводился к определению внешних нагрузок, определению внутренних усилий, напряжений и проверке прочности конструкции. Становление механики подземных сооружений в прикладную науку о расчете и проектировании конструкций крепей подземных выработок на базе механики горных пород и строительной механики привело к коренному пересмотру представлений о действующих нагрузках. Нагрузка на крепь стала определяться во взаимосвязи с породным массивом, вмещающим подземные выработки, при этом давление на крепь развивается и устанавливается в результате сложного взаимодействия системы «крепь – массив». В настоящее время используют три основные схемы контактного взаимодействия массива горных пород с подземными сооружениями. В первой из них крепь подземной конструкции моделируется дискретной системой (стержневой, пластинчатой, оболочечной или их комбинацией), а массив – основанием Винклера. Соответствующие расчетные методики базируются на методах строительной механики стержневых и тонкостенных конструкций. Вторая схема является дискретно-континуальной. Крепь подземной конструкции моделируется дискретной системой, а породный массив – сплошной средой с отверстием. Расчетные методики основаны на сочетании методов строительной механики и теорий упругости, пластичности или ползучести, в зависимости от выбора соотношений, используемых для описания процесса деформирования сплошной среды. Третья схема – континуальная. Крепь выработки моделируется цилиндрическим телом, поперечное сечение которого представляет собой сплошное кольцо произвольной формы, а породный массив моделируется сплошной средой с отверстием. Расчетные методики построены на основе методов теории упругости, пластичности или ползучести в соответствии с используемой моделью деформирования сплошной среды [1].

Особое положение занимают экспериментально-аналитические методы, основанные на аналитическом решении контактной задачи взаимодействия крепи с деформируемым массивом пород и использующие в качестве исходных данных результаты натурных измерений. Развитие данных методов расчета связано с натурными наблюдениями в стволах. Большую роль в их сыграли исследования, выполненные ВНИМИ, а методы были разработаны Г.А. Крупенниковым, К.В. Руппенейтом, В.И. Шейнином, А. Вихуром, А.М. Козелом [2]. Экспериментально-аналитический метод расчета монолитной крепи произвольного сечения по измеренным нормальным напряжениям предложен Н.С. Булычевым и Н.Н. Фотиевой. И.И. Савиным разработан экспериментально-аналитический метод расчета многослойной крепи выработок круглого сечения [3]. Следует отметить, что экспериментально-аналитические методы предполагают расчет крепи по результатам измерений контактных радиальных напряжений, нормальных

тангенциальных напряжений и радиальных перемещений точек внутреннего контура. В результате измерений и их обработки выполняется расчет для определения характеристик начального поля напряжений массива, которое не зависит от конструкции крепи, в которой производятся измерения, и поэтому эти данные могут использоваться при расчете крепи другой конструкции в аналогичных условиях. Результаты экспериментально-аналитических методов позволяют существенно повысить точность расчетов [4]. Однако в силу ряда причин, обусловленных сложностью проведения таких измерений, требующих значительных дополнительных финансовых средств, а также из-за увеличения сроков строительства, связанных с выполнением дополнительных операций на монтаж измерительного оборудования и проведения непосредственных измерений, проведение таких исследований на современном этапе строительства стволов практически не выполняется.

Необходимо отметить, что аналитические методы расчета в чистом виде, в условиях перехода на большие глубины разработки не обеспечивают получения достоверных результатов расчета, так как каждый отдельный участок представляет собой уникальную геотехническую систему, в которой без дополнительных исследований невозможно оценить начальные напряжения в массиве. В данном случае еще не полностью использованы возможности методов математического моделирования для оценки геомеханических процессов в массиве пород и расчета параметров крепи. Развитие компьютерной техники и программных средств с наличием различных математических подходов позволяет относительно оперативно производить расчет и оценку крепи в различных условиях при изменении большого количества входных параметров. Проектирование крепи вертикальных стволов включает определение характера напряженно-деформированного состояния массива, прогноза смещения контура пород, определение усилий в несущих элементах крепи, собственно выбор типа крепи и ее конструирование, а также обоснование и определение технологических параметров ее возведения. Оценка этих параметров можно произвести с помощью численного моделирования общеизвестными методами конечных элементов, конечных разностей, граничных элементов, дискретных элементов и др. Так например, на рисунке 1 показана трехмерная модель процесса стадийной проходки шахтного ствола в условиях неоднородного массива, выполненная в программном комплексе геотехнических расчетов методом конечных элементов.

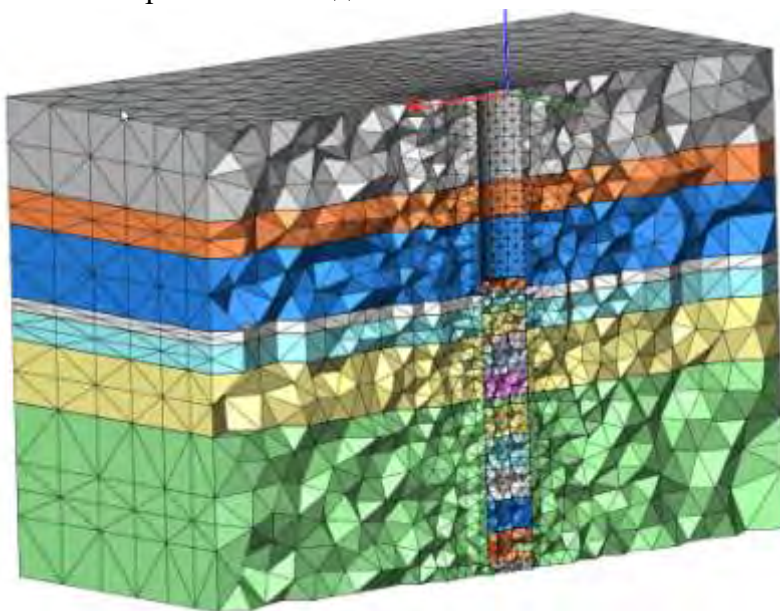


Рисунок 1 – Стадийное моделирование процесса проходки шахтного ствола в условиях неоднородного массива

Модель состоит из 36619 элементов и 216016 узлов, а массив представлен разнородными горными породами. В данном примере моделируется процесс стадийной выемки породы с возведением монолитной бетонной крепи при высоте заходки 4 м. Использование в расчетах данной модели позволяет определить оптимальный режим работы крепи, величину возникающих напряжений, прогнозировать смещения и режим работы приконтурной зоны.

Известно, что в результате дальнейшего движения забоя развиваются деформационные процессы в вышележащих породах, из-за чего и происходит нагружение крепи, таким образом, имеется возможность выполнить анализ напряженно-деформированного состояния крепи ствола, выполненной из любых традиционных материалов (рисунок 2).

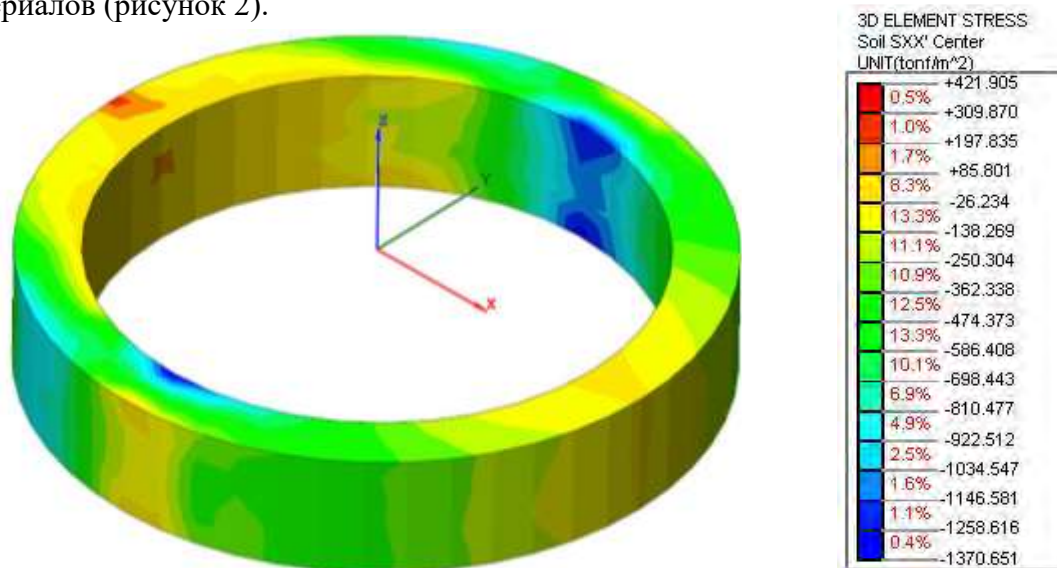


Рисунок 2 – Анализ напряженно-деформированного состояния сегмента крепи

Современные подходы к проектированию крепи позволяют обосновывать новые более эффективные конструкции крепления стволов в различных условиях. Также необходимо отметить достижения в области производства строительных материалов и технологий их возведения. Повышение качества бетонной крепи возможно за счет применения различного типа добавок, способствующих повышению класса прочности бетона, его водонепроницаемости и улучшения антикоррозионных свойств. Весьма перспективным направлением является применение фибробетонных технологий в шахтном строительстве, позволяющих существенно сократить сроки возведения конструкций и повысить качество крепи.

Анализ конструкций крепи в сложных гидрогеологических условиях при проявлении высоких гидростатических напоров, воздействии агрессивных вод, при наличии которых бетонная крепь, без дополнительных мероприятий, имеет ограниченное применение, указывает на повсеместное применение тюбинговой крепи при строительстве стволов на современном этапе. Таковыми являются четыре ствола Краснослободского и Березовского рудника ОАО «Беларуськалий», два ствола Гремячинского месторождения ОАО «Еврохим», два ствола пятого калийного рудника ОАО «Уралкалий» и два ствола Ковдорского ГОКа Верхнекамского месторождения. Тюбинговая крепь при наличии определенных преимуществ имеет ряд существенных недостатков, таких как высокая стоимость, нерациональное использование материалов, невозможность обеспечения полной гидроизоляции, значительная трудоемкость. Отмечаемый рост использования чугунной крепи объясняется не столько ее фактическими преимуществами, сколько отсутствием других апробированных в странах СНГ и положительно зарекомендовав-

ших себя в сложных горно-геологических условиях типов крепи [5]. Для поиска перспективных путей решения данного вопроса необходимо обратиться к опыту развитых западноевропейских и североамериканских стран. Например, за последние 25 лет в Германии примеров использования крепи шахтных стволов из чугунных тубингов не отмечено. На смену тубингам пришли многослойные сталебетонные крепи, обеспечивающие полную водонепроницаемость и долговечность (рисунок 3) [6].

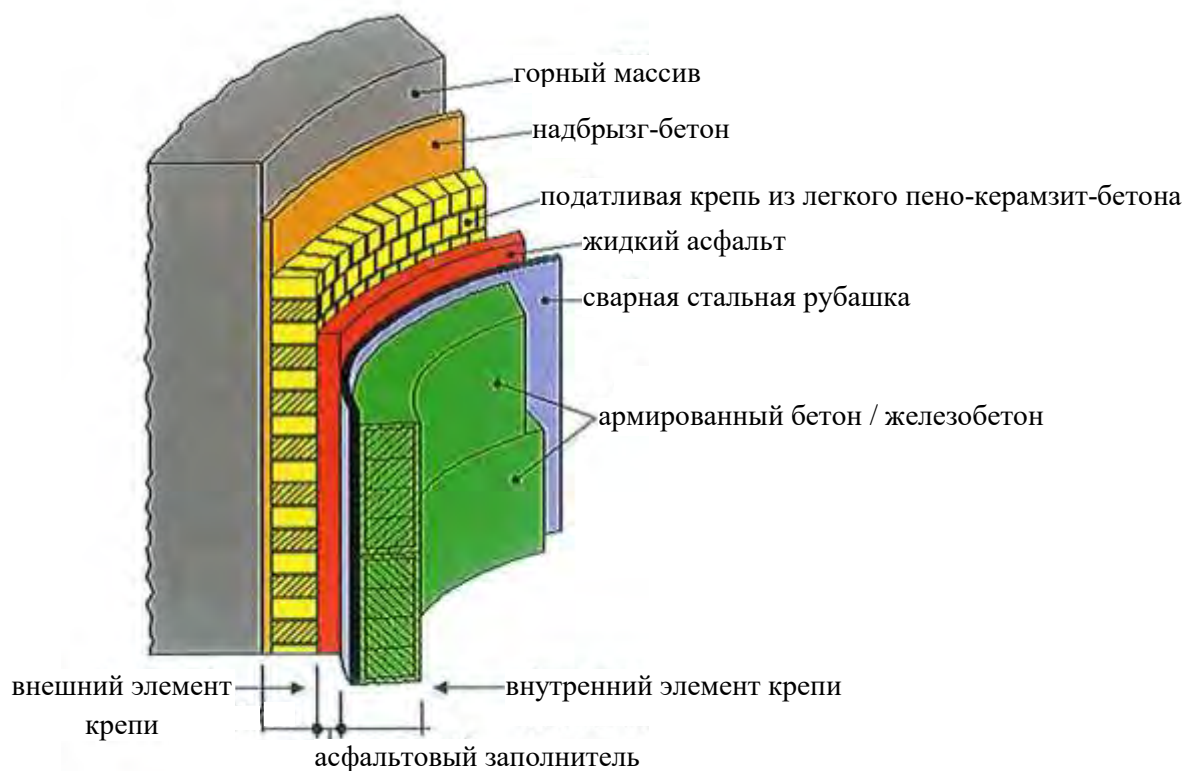


Рисунок 3 – Многослойная водонепроницаемая комбинированная крепь

На современном этапе строительства калийных рудников Канады компанией «АМС Mining» разработана новая конструкция и технология возведения многослойной крепи, представленной на рисунке 4.

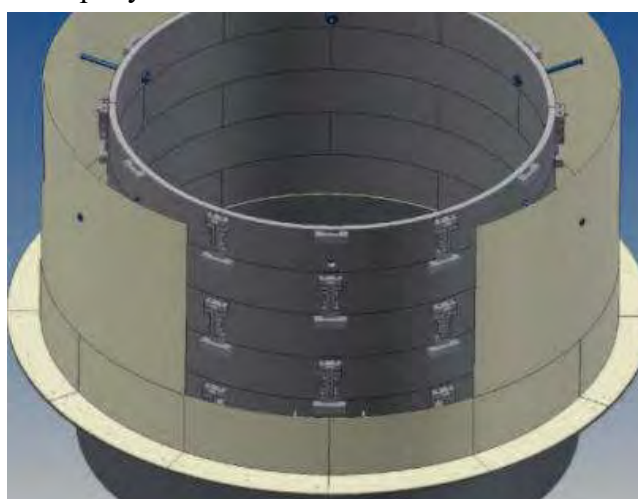


Рисунок 4 – Многослойная крепь ствола «Scissors Creek» (Канада, Саскачеванский калиеносный бассейн). Внешний слой водонепроницаемой сварной стали, бетон, внутренний слой составной сболчиваемой стали [7]

Выводы

На основании выполненных исследований постепенно стало меняться представление о назначении крепи выработок, от ее рассмотрения только в качестве грузонесущей конструкции, сопротивляющейся деформированию пород, к пониманию механизма взаимодействия системы «крепь – массив» и попыткам управления им [8]. С целью развития данных предпосылок необходимо уделить особое внимание технологиям поэтапного формирования конструкции крепи, креплению с внутренней конструктивной податливостью, технологии «новоавстрийского» метода строительства.

Для более достоверного управления системой «крепь – массив» необходимо полноценно владеть исходными данными, отражающими характеристику начальных напряжений и структурных особенностей массива, физико-механических свойств пород, иметь достоверное представление о деформационных процессах при строительстве и эксплуатации ствола. Системы мониторинга напряженно-деформированного состояния крепи с последующими расчетами, в том числе с использованием современных геотехнических программных комплексов, позволят более точно определить оптимальные параметры крепления и обеспечить высокие технико-экономические эксплуатационные показатели вертикальных шахтных стволов.

Список использованных источников

1. **Баклашов, И.В.** Механика подземных сооружений и конструкций крепей / И.В. Баклашов, Б.А. Картозия. – М.: Недра, 1992.
2. Взаимодействие массивов горных пород с крепью вертикальных выработок / Г.А. Крупенников [и др.]. – М.: Недра, 1966.
3. **Савин, И.И.** Разработка экспериментально-аналитического метода расчета многослойной крепи выработок круглого сечения: дис. ... канд. техн. наук / И.И. Савин. – 1989. – 154 л.
4. **Казикаев, Д.М.** Диагностика и мониторинг напряженно-деформированного состояния крепи стволов / Д.М. Казикаев, С.В. Сергеев. – М.: Издательство «Горная книга», 2011. – 244 с.
5. **Масленников, С.А.** Крепление вертикальных стволов в сложных горно-геологических условиях на современном этапе развития шахтного строительства / С.А. Масленников, Д.И. Шинкарь // Перспективы освоения подземного пространства. – Украина: Днепропетровск, 2010.
6. **Dr. H. Otto** The Gorleben exploratory mine / Dr. H. Otto, E. Berger, P. Nowack. // Thyssen Mining Report. – 2010.
7. **D. Zlotnikov** Growth in potash sector revives shaft-sinking specialist / D. Zlotnikov // CIM Magazine. – 2010. – No. 6.
8. **Плешко М.С., Курнаков В.А.** О необходимости совершенствования нормативных документов в области расчета крепи вертикальных стволов шахт / М.С. Плешко, В.А. Курнаков // Строительство шахт и подземных сооружений: матер. науч.-практ. конф. – Донецк, 2011.

Igolka D.A.

Recent designing trends of vertical shaft roof support

Reviewed shafts support basic design schemes. Three-dimensional modeling abilities using finite element method were described. Construction designs of shafts support under difficult hydrogeological conditions at the modern building phase are presented.

Поступила в редакцию 02.10.2012 г.

УДК 539.4.015

ВЛИЯНИЕ ЛЕТНЕГО УВЛАЖНЕНИЯ АТМОСФЕРЫ КАЛИЙНЫХ РУДНИКОВ НА ПРОЧНОСТНЫЕ СВОЙСТВА ПОРОД КОНТУРА ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК

Осипов С.Н., Шваб Р.Г., Смычник Е.А. (ОАО «Белгорхимпром», г. Минск, Беларусь)

Приведены результаты корреляционного анализа капиллярного проникновения и влияния влаги на прочностные свойства соленосных и глинистых пород, в которых пройдены горные выработки, при конденсации в них водяных паров из подаваемого теплого влажного воздуха. Показана необходимость учета существенного ослабления горных пород на контуре выработки для сохранения ее устойчивости.

Введение

При подземной разработке Старобинского месторождения калийных солей, расположенного на юге Минской области, с достаточно высокой влажностью атмосферного воздуха, особенно в летний период времени, наблюдается конденсация влаги на стенках и почве воздухоподающих выработок при температуре ниже точки росы. Такая температура породного контура выработок наблюдается до определенной глубины разработки, что соответствует зависимости полного насыщения воздуха влагой.

В результате конденсации влаги стенки части воздухоподающих выработок увлажняются, а на почве образуются лужи воды, которые постепенно растворяют соль и впитываются в прилегающие зоны пород.

Как известно [1-4], с ростом влажности осадочных пород их прочностные свойства существенно уменьшаются, что особенно заметно для пород, содержащих растворимые ингредиенты. При изменении влажности глиносодержащих пород от нескольких процентов до водонасыщенного состояния в течении 3-5 суток наблюдаются [3] следующие два четко выраженных периода: первоначальный с резким изменением прочности и последующий с монотонным убыванием прочности. Общее уменьшение прочности образцов на сжатие составляет около 2-6 раз, на растяжение – около 2-4 раз. При увлажнении до водонасыщения песчаника уменьшение прочности образцов перпендикулярно слоистости составляет всего 10-20 %. Как показали эксперименты [3], коэффициенты вариации для воздушно-сухих образцов при испытании на растяжение перпендикулярно слоистости обычно меньше, чем для влажных. Коэффициент Пуассона при увлажнении пород увеличивается, а модуль деформации – уменьшается. Существенно изменяется соотношение модулей деформации при сжатии $E_{сж}$ и растяжении $E_{раст}$ [4, рисунок 2.1].

Зачастую вынимаемые кондиционные пласты солей содержат тонкие (0,03-0,1 м) глиняные прослойки, обладающие высокой гигроскопичностью. Как показали исследования изменения влажности глинистых прослоев по глубине целика [5], уже через сутки после поступления влажного рудничного воздуха влажность поверхности глины увеличилась с природных значений $w=12-15$ % до 18-24 %, а через 10 суток до 21-26 %. Увеличение влажности глинистых прослоев примерно на 1 % отмечено до глубины 0,22 м. Однако резкий рост влажности за 10 суток наблюдался до глубины

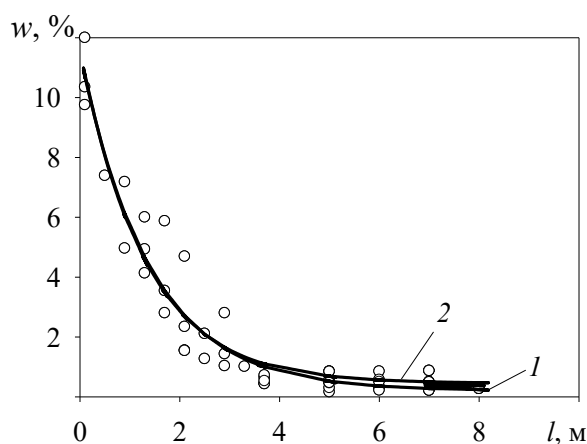
0,02-0,04 м. Такая незначительная зона увлажнения характерна для диффузионного проникновения водяных паров в материал.

Обычно природная влажность солей не превышает $w < 1\%$, что примерно соответствует сорбционной способности и по сравнению с другими факторами мало влияет на прочностные характеристики. Как показывают исследования [6], естественная влажность каменной соли Старобинского месторождения составляет $w = 0,3\%$, а сильвинита Второго и Третьего пластов – $w = 0,4\%$ при пористости $\Pi = 1\%$. При этом коэффициент вариации значений прочности на сжатие при испытании 66; 6 и 5 образцов соответственно составил $K_v = 0,12, 0,07$ и $0,07$, что свидетельствует о существенной стабильности свойств «сухих» образцов солей.

Результаты исследований

Для корреляционной обработки результатов натурных и лабораторных исследований водопроницаемости солей и влияния влажности на их свойства использованы опубликованные Е.П. Сивоконем [7, 8] данные. Как указывает автор [7], естественная влажность сильвинита Калушского рудника обычно не превышает 1% , что можно считать за границу увлажнения этой породы. При увлажнении сильвинита свыше $3-4\%$ эта порода теряет прочность, а образцы зачастую самопроизвольно разрушаются, что делает практически невозможным определение их прочностных свойств.

В результате анализа данных представленных в таблице 1 [1, с. 373] было установлено, что они характеризуют влажность двух разных пород соленосной глины (зубер) с предельной влажностью $w_{\text{пред}} = 10\%$ (рисунок 2).

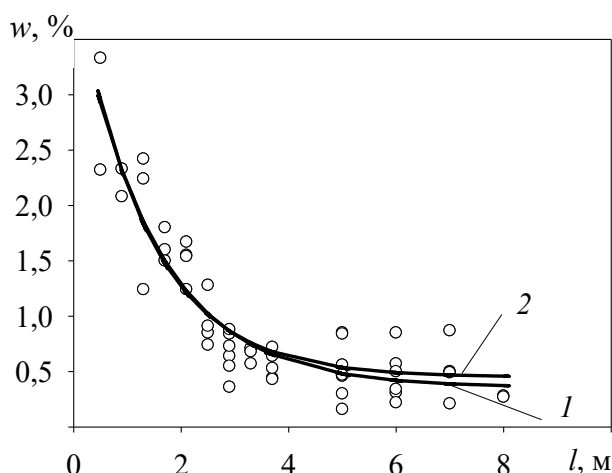


1 (о) – линия регрессии (формула 1) при $c = 0,45\%$; 2 (о) – линия регрессии при значении c в соответствии с уравнением регрессии (1)

Рисунок 1 – Зависимость влажности соленосной глины (зубер) от расстояния до контакта с гидравлической закладкой

На расстоянии от водяного рассола закладки $l \geq 3,3$ м влажность пород составляет $w \leq 1\%$, что возможно для обоих типов пород и может быть использовано при корреляционном анализе для каждого типа породы. Поэтому в первой совокупности данных для соленосной глины $n = 45$ (рисунок 1), а для сильвинита $n = 51$ (рисунок 2).

Расположение совокупностей точек на рисунках 1 и 2 показывает существенное уменьшение влажности горных пород с увеличением расстояния l от поверхности контакта пород с пульпой закладочного материала.



1 (o) – линия регрессии (формула 1) при $c=0,45$ %; 2 (o) – линия регрессии при значении c в соответствии с уравнением регрессии (1)

Рисунок 2 – Зависимость влажности силвинита от расстояния до контакта с гидравлической закладкой

Такие закономерности при определении уравнений регрессии обычно аппроксимируются экспоненциальной или гиперболической зависимостями. Однако в данном случае использование экспоненциальной зависимости предпочтительнее, так как при $l \rightarrow 0$ и при $l \rightarrow \infty$ влажность может стремиться к конечной величине, соответствующей среднему природному значению. В данном случае при $l \rightarrow \infty$ $w \rightarrow 0 - 1,0$ %.

Поэтому уравнение регрессии для совокупности данных, представленных на рисунках 1 и 2, принято в виде:

$$w = a \cdot \exp(-b \cdot l) + c, \quad (1)$$

где a , b , c – эмпирические константы, определяемые в результате корреляционного анализа, с размерностями a и c [%], b [м^{-1}];

l – расстояние от поверхности контакта породы с пульпой, м.

Как видно из рисунков 1 и 2, при $l > 3,3$ м величины влажностей распределены в пределах $w=0,16-0,87$ % при среднем значении $\bar{w} \approx 0,45$ %, что можно принять для $c=0,45$ %. В таком случае компьютерный расчет показателей корреляционных отношений η и констант уравнений регрессии дает значения, приведенные в таблице, в строках 1 и 3. Однако для реальной оценки тесноты связи необходимо определить величины коэффициентов линейной корреляции r , что делается по методике, приведенной в [9].

Для оценки возможных искажений, в случае принятия $c=0,45$ %, в строках 2 и 4 таблицы приведены результаты корреляционного анализа с использованием полного уравнения (1). Сравнение этих результатов показывает, что значения эмпирических констант для соленосной глины достаточно близки ($a=11,14$ и $11,26$; $b=0,767 \text{ м}^{-1}$ и $0,716 \text{ м}^{-1}$; $c=0,45$ % и $0,205$ %), коэффициентов корреляции одинаковы ($r=0,8$), погрешности корреляции аналогичны ($r_{\text{п}} \approx 0,05$ и $0,05$).

Необходимо отметить, для соленосной глины установлена значительная величина коэффициента корреляции ($r=0,8$), что дает долю влияния фактора [9, 10] расстояния от жидкой пульпы по напластованию до места взятия пробы l в размере $r^2=0,64$ или 64 %, т.е. примерно 2/3 от 100 %.

Таблица – Корреляционная обработка результатов испытаний пород Калушского месторождения калийных солей [7], суглинка и глины [4]

№ п/п	Порода	<i>n</i>	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	η	<i>r</i>	<i>r_n</i>	<i>r</i> ²
1	Соленосная глина	45	11,26	0,716	0,205	0,862	0,80	0,05	0,64
2	Соленосная глина	45	11,14	0,767	0,45	0,865	0,80	0,05	0,64
3	Сильвинит	51	3,59	0,675	0,358	0,538	0,38	0,12	0,14
4	Сильвинит	51	3,65	0,748	0,45	0,757	0,66	0,08	0,44
5	Сильвинит	33	35,9	7,0	–	–	-0,97	0,01	0,94
6	Каинит	89	42,0	7,71	–	–	-0,98	0,004	0,96
7	Сильвинит	32	13,65	0,216	–	0,975	0,96	0,01	0,92
8	Каинит	81	10,97	0,351	–	0,968	0,96	0,01	0,92
9	Каинит	72	14,12	0,156	–	0,85	0,78	0,05	0,61
10	Суглинок	26	1	0,0629	–	0,89	0,84	0,04	0,71
11	Суглинок	26	1	0,1212	–	–	0,92	0,03	0,85
12	Глина	26	1	0,0299	–	0,75	0,65	0,09	0,42
13	Глина	26	1	0,0508	–	–	0,71	0,099	0,50

Для сильвинита (строки 3 и 4 таблицы) значения коэффициентов корреляции оказались существенно меньше ($r=0,38$ и $0,66$) по сравнению с соленосной глиной. При этом предварительное принятие $c=0,45$ % существенно (в 1,7 раза) увеличивает коэффициент корреляции, а также несколько изменяет величины эмпирических констант уравнения регрессии. Однако доля влияния расстояния от жидкой пульпы l по напластованию до места взятия пробы на влажность сильвинита составила около 44 и 14 %, что свидетельствует о существенном влиянии других факторов. К последним в первую очередь можно отнести изменение структуры сильвинита под сложным всесторонним действием горного давления. На примере корреляционного анализа результатов исследований распределения влажности сильвинита видно, что на этот процесс влияет несколько факторов, и в случае использования полного уравнения регрессии (1) без предварительного условия $c=0,45$ % доля влияния расстояния l незначительна ($r=0,144$) и почти соответствует величине погрешности корреляции (таблица), которая определяется из выражения:

$$r_n = \frac{1 - r^2}{\sqrt{n - 1}}. \quad (2)$$

Поэтому при проведении корреляционного анализа необходимо учитывать влияние малонаклонных участков кривых регрессии на общий результат корреляции.

Дальнейший корреляционный анализ результатов исследований [7, 8] относится к влиянию влажности горных пород на их прочность на одноосное сжатие (строки 5 и 6 таблицы) уровня колебаний этого свойства в виде коэффициентов вариации, что чрезвычайно важно для оценки устойчивости горных выработок в случае увлажнения рудничной атмосферы и конденсации влаги.

Как показала корреляционная обработка данных, представленных В.П. Сивоконем в [7, таблица 2], влияние влажности на прочность пород при одноосном сжатии имеет явно линейный характер (рисунки 3 и 4), что дает возможность сразу определять величины коэффициентов корреляции.

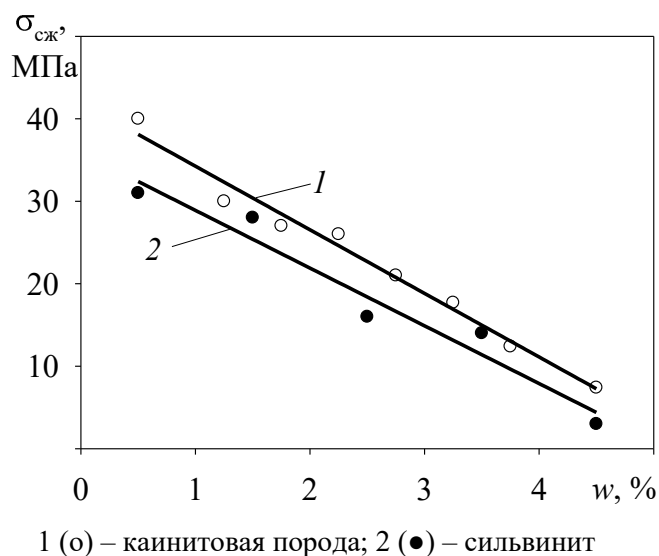


Рисунок 4

сное сжатие

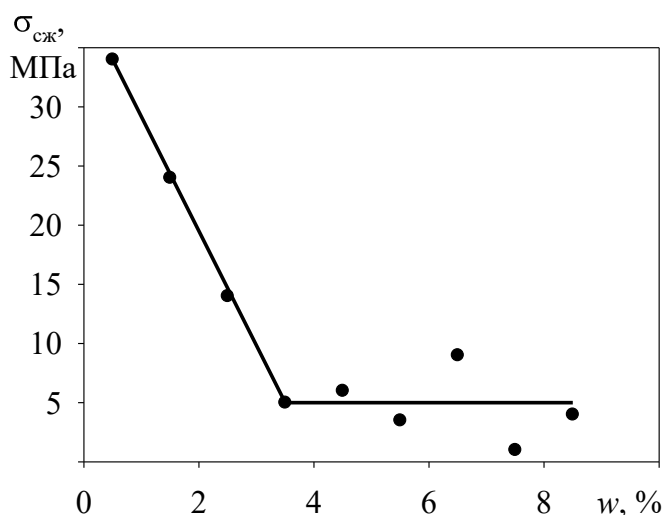


Рисунок 4 – Влияние влажности на прочность образцов из соленосной глины (зубер) на одноосное сжатие

В этом случае уравнение регрессии имеет вид:

$$\sigma_{сж} = d - m \cdot w, \quad (3)$$

где $\sigma_{сж}$ – прочность образцов породы при одноосном сжатии [7], МПа;

d, m – эмпирические константы, имеющие соответствующие размерности МПа и МПа (%)⁻¹.

Для сильвинита (5-я строка таблицы) и каинита (6-я строка таблицы) получены весьма высокие значения коэффициентов корреляции ($r = -0,97$ и $-0,98$), что обеспечило подавляющую долю влияния ($r^2 = 0,94$ и $0,96$) на уменьшение прочности образцов. Остальные 0,06 и 0,04 обычно относят к остаточной дисперсии, образующейся за счет вероятностных процессов.

Для соленосной глины (зубера) зависимость (3) для $w = 0-3,5$ % также имеет линейный характер с коэффициентом корреляции $r = 1$ при $d = 38$ МПа и $m = 9,3$ МПа (%)⁻¹,

что также видно на рисунке 4. Таким образом, прочность соленосных пород на одноосное сжатие линейно уменьшается с ростом влажности, что может существенно повлиять на устойчивость горных выработок в летний период работы при поступлении влажного теплого воздуха в рудник.

Как известно [11], при определении расчетной прочности горных пород большое значение имеют величины среднеквадратичных отклонений или коэффициентов вариации K_v , что более предпочтительно вследствие его безразмерности.

Так, при уменьшении прочности в 4 раза в соответствии с [12] рост верхней границы коэффициента вариации должен увеличиться в 1,4-1,5 раза, что указывает на возможность существенного роста K_v при увлажнении пород соляных месторождений и даже многократного уменьшения прочности. При увеличении влажности сильвинита с 0,5-1,0 до 3-4 % его прочность снизилась с 40,0 до 14,0 МПа, а коэффициент вариации вырос с 15 до 30 %, что даже превышает указанный в [12].

Приведенные в [7, таблица 2] данные позволяют проследить влияние роста влажности образцов сильвинита и каинита на величины коэффициентов вариации (рисунк 5).
 ь невозможно из-
 за значите

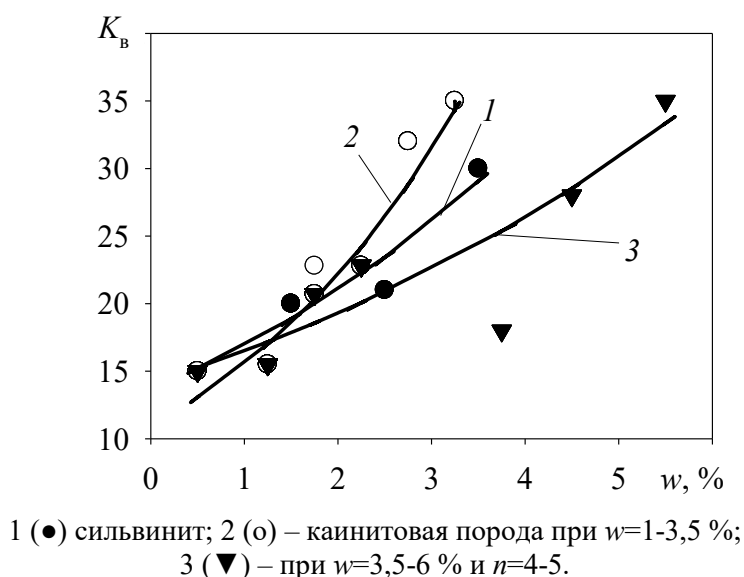


Рисунок 5 – Влияние влажности на коэффициент вариации значений прочности пород на одноосное сжатие

Для описания зависимости коэффициента вариации от влажности выбрана экспоненциальная форма уравнения регрессии:

$$K_v = a \cdot \exp(b \cdot w), \quad (4)$$

где a и b – эмпирические константы при размерности b $[(\%)^{-1}]$.

Как видно из 7-й строки таблицы, для сильвинита получено высокое значение коэффициента корреляции ($r=0,96$), что свидетельствует о полном влиянии влажности на K_v ($r^2=0,92$). Следовательно, при увлажнении сильвинита неравномерность разрыва силовых связей увеличивается до полной потери прочности. Единственный образец из партии испытанных, который сохранил минимальную прочность $\sigma_{сж}=3,0$ МПа при $w \approx 4,5$ %, не позволил оценить K_v .

Для каинита, с учетом далеко отклонившегося значения $K_b=18\%$ при $w=3,5-4,0\%$ и значительного разброса величин K_b при $w>3,0\%$, представляется возможным определить два варианта уравнения регрессии, представленных экспоненциальным уравнением (4), но с разными характеристиками. Первый вариант (8-я строка таблицы) предпочтителен при $w=0-3,5\%$, второй вариант (9-я строка таблицы) предпочтителен при $w=3,6-6,0\%$. Следует отметить, что если для первого варианта коэффициент корреляции составляет $r=0,96$ ($r^2=0,92$) и равен таковому для сильвинита, то для второго варианта коэффициент корреляции составляет $r=0,76$ ($r^2=0,61$). Последнее свидетельствует о существенном влиянии на величину K_b не только влажности, но и каких-то структурных особенностей каинита, что сказывается при $w>3,5\%$.

Приведенные выше закономерности влияния влажности на прочностные свойства сильвинита Калушского рудника, по крайней мере, качественно полностью подтверждаются результатами исследований, проведенных В.А. Асановым и А.В. Евсеевым [13]. Сильвинитовые образцы Первого Березниковского калийного рудника в лабораторных условиях выдерживались в насыщенном по NaCl и KCl рассоле 60 суток, в результате чего влажность потных образцов увеличилась от естественных 0,07-0,15 % до 0,46-1,16 %.

Как показал анализ результатов испытаний [13], с увеличением срока выдержки образцов в рассоле средние по группам в 6-10 образцов значения разрушающей нагрузки при одноосном сжатии изменяются в пределах разброса данных. При этом коэффициент вариации предела прочности с увеличением срока увлажнения возрастает в 2,7 раза, а это возрастание имеет мультипликативный характер [14, с. 12-13]. Как показано выше, для сильвинита Калушского рудника такое возрастание составляет $35\%/15\%=2,33$ раза.

С увеличением степени нарушенности образцов возрастает их влажность и уменьшается прочность, между которыми существует тесная корреляционная связь [13]. При изменении влажности образцов от 0,62 % до 1,16 % предел прочности при сжатии изменяется от 43 МПа до 20 МПа. Аналогичные результаты описаны выше для сильвинита Калушского рудника.

Приведенные особенности влияния влаги на прочностные и стохастические свойства горных пород калийного месторождения указывают на необходимость строгого соблюдения границ параметров корреляционного анализа даже без возможности экстраполяции на один интервал экспериментальных определений.

Учитывая частое присутствие глинистых прослоек различной толщины в напластованиях солей, значительный интерес представляет изучение модулей деформаций на растяжение и сжатие в суглинках и глинах в зависимости от их влажности. Это особенно важно для оценки устойчивости соленосных пород в окрестности горной выработки при разнонаправленной и разновеликой деформации.

В литературе [4] встречаются графические результаты (рисунок 6) исследования соотношения модулей деформации при сжатии $E_{сж}$ и растяжении E_p в зависимости от влажности, которые оцифрованы и использованы для корреляционного анализа. При этом принято, что при $w=0\%$ ($E_{сж}/E_p$)=1, а уравнения регрессии имеют линейный и экспоненциальный вид:

$$E_{сж}/E_p = \exp(b \cdot w), \quad (5)$$

где b – эмпирическая константа, $(\%)^{-1}$.

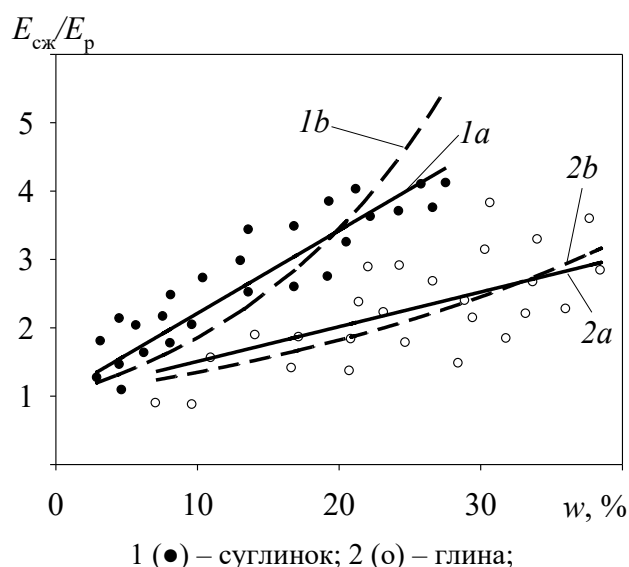


Рисунок 6 – Соотношение модулей деформаций при сжатии $E_{сж}$ и растяжении E_p в зависимости от влажности

Как видно из результатов корреляционного анализа (таблица), для суглинка (10-я и 11-я строки) корреляционное отношение экспоненциального уравнения регрессии составляет $\eta=0,89$, что соответствует коэффициенту линейной корреляции $r=0,84$ ($r^2=0,71$) при погрешности $r_n = 0,04$ и указывает на достаточно сильную связь. При линейном уравнении регрессии $r=0,92$ ($r^2=0,85$) при $r_n = 0,03$, что заметно лучше по сравнению с экспоненциальной зависимостью (5).

Для глины при экспоненциальном уравнении регрессии $\eta=0,75$, что соответствует $r=0,65$ ($r^2=0,42$) при $r_n = 0,09$ и указывает на среднюю связь. При линейном уравнении регрессии $r=0,71$ ($r^2=0,5$) при $r_n \approx 0,1$, что несколько лучше, чем в предыдущем случае. Однако доля влияния влажности на $E_{сж}/E_p$ для глины составляет около 50 %, что указывает на существенное влияние других факторов. Для суглинка доля влияния влажности на $E_{сж}/E_p$ составила 92 %, и влияние других факторов незначительно. При сравнении роста деформации с повышением влажности у глин деформации увеличиваются примерно в 2 раза быстрее по сравнению с суглинком (рисунок 6).

Следует отметить, что через 0,5-1,0 год после проведения горной выработки, особенно с анкерным креплением потолочины, боковые породы и почва испытывают заметные деформации в результате которых могут раскрыться и увеличиться эндогенная и появиться экзогенная (техногенная) трещиноватости. В результате этих процессов капиллярная водопроницаемость пород резко возрастает, и хотя водопроницаемость поперек напластований в почве горной выработки значительно меньше, чем по напластованию, но повышение трещиноватости может приводить к проникновению влаги в почву на 1,0-1,5 м и существенно влиять на устойчивость пород.

Заключение

Конденсация влаги из свежего влажного атмосферного воздуха, подаваемого в горные выработки, у которых температура поверхности пород ниже температуры конденсации паров, создает условия для увлажнения пород вокруг горной выработки, что может существенно уменьшить ее устойчивость. Если увлажнение соленосных и глиняных пород, примыкающих к горной выработке, за счет сорбции (абсорбции и хемо-

сорбции водяных паров в зависимости от свойств породы) распространяется на несколько единиц или десятков сантиметров, то увлажнение пород может происходить за счет капиллярных процессов на несколько метров и весьма существенно изменять их прочностные свойства.

Как показал корреляционный анализ, зависимость капиллярного увлажнения горных пород, примыкающих к выработке, имеет экспоненциальный характер с долей влияния расстояния 44-64 %. Другая половина влияния определяется структурными и физико-механическими свойствами горных пород, а также воздействием полей напряжений в окрестности горных выработок.

Влияние влажности на прочность на одноосное сжатие образцов соленосных и глинистых пород практически линейно до полной (для сильвинита) или остаточной структурной устойчивости при полном влиянии влажности.

Изменение коэффициента вариации средней прочности породы с ростом влажности резко (примерно в 2 раза) возрастает по экспоненциальной зависимости до максимального уровня, а затем может значительно колебаться.

Основываясь на результаты произведенного корреляционного анализа, можно полагать, что появление конденсата в горной выработке приводит к существенному уменьшению прочностных свойств близко примыкающих к выработке горных пород, что может существенно снизить устойчивость горной выработки и потребовать ее срочного ремонта.

При проектировании и проведении горных выработок необходимо учитывать возможность конденсации влаги и вызванные этим последствия.

Список использованных источников

1. **Онищенко, Ю.А.** Влияние влаги на свойства осадочных горных пород / Ю.А. Онищенко. – Киев: Уголь Украины. – 1964. – № 4. – С. 18-22.
2. **Ренжиглов, Н.Ф.** Влияние влажности на прочность горных пород / Н.Ф. Ренжиглов // Сб. «Исследования по горному делу»: Труды Шахт НИУИ. – 1964. – № 4. – С. 47-56.
3. **Ренжиглов, Н.Ф.** Влияние независимых факторов на напряженное и деформированное состояние горных пород / Н.Ф. Ренжиглов // Сб. тезисов докладов «Формирование и изменение физико-механических свойств горных пород под влиянием естественных и искусственных факторов (геологических процессов, инженерных сооружений и горных работ)». – Л-д: Горный ин-т. – 1966. – С. 231-242.
4. **Вялов, С.С.** Реологические основы механики грунтов / С.С. Вялов. – М.: Высшая школа, 1978. – 448 с.
5. **Полянина, Г.Д.** Влияние глинистых прослоев на устойчивость выработок в калийных рудниках / Г.Д. Полянина, С.Я. Жихарев // Сб. «Разработка соляных месторождений»; Пермский политехнический институт. – 1983. – С. 58-65.
6. **Атрашкевич, А.А.** Исследование основных физико-механических свойств пород и руд Старобинского месторождения калийных солей / А.А. Атрашкевич [и др.] / Сб. ВНИИГ «Вопросы добычи и переработки галургического сырья». – М.-Л.: Химия, 1966. – С. 107-118.
7. **Сивоконь, Е.П.** Влияние гидравлической закладки на устойчивость междокамерных целиков калийных рудников / Е.П. Сивоконь // Сб. тезисов докладов «Формирование и изменение физико-механических свойств горных пород под влиянием естественных и искусственных факторов (геологических процессов, инженерных сооружений и горных работ)». – Л-д: Горный ин-т, 1966. – С. 371-378.

-
8. **Сивоконь, Е.П.** Исследования влияния закладки на устойчивость междукамерных целиков калийных рудников: автореф. дис. канд. техн. наук / Е.П. Сивоконь. – Л-д: Ленинградский горный ин-т, 1966. – 20 с.
 9. **Смирнов, Н.В.** Теория вероятностей и математическая статистика в приложении к геодезии / Н.В. Смирнов, Д.А. Белугин. – М.: Недра, 1969. – 383 с.
 10. **Венцель, Е.С.** Теория вероятностей и ее инженерные приложения / Е.С. Венцель, Л.А. Овчаров. – М.: Высшая школа, 2000. – 480 с.
 11. **Глушко, В.Т.** Оценка напряженно-деформированного состояния массивов горных пород / В.Т. Глушко, С.П. Гавеля. – М.: Недра, 1986. – 222 с.
 12. **Чирков, С.Е.** Влияние на прочность и деформируемость горных пород напряженного состояния и масштабного эффекта: автореф. дис. докт. техн. наук / С.Е. Чирков. – М.: Московский горный институт, 1974. – 56 с.
 13. **Асанов, В.А.** Влияние рассолов на механические свойства соляных пород / В.А. Асанов, А.В. Евсеев / Сб. докладов семинара. – 2009. – С. 264-267.
 14. **Новицкий, П.В.** Оценка погрешности результатов измерений / П.В. Новицкий, И.А. Зорграф. – Л-д: Энергоатомиздат, 1985. – 248 с.
-

Osipov S.N., Shvab R.G., Smychnik E.A.

Influence of summer humidification of potash mines atmosphere on rock strength properties of mine workings contour

Provided results of the correlation analysis of capillary penetration and moisture influence on strength properties of the saliferous and clay rocks, where mine workings are driven, at steam condensation in these workings from blown warm moist air. Necessity of taking into account significant rocks loosening in the area of abutment to the working for its stability maintenance was shown.

Поступила в редакцию 21.08.2012 г.

УДК 622.765

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СПОСОБА ВТОРИЧНОГО ОБОГАЩЕНИЯ ФЛОТАЦИОННОГО КОНЦЕНТРАТА В ПЕННОМ СЛОЕ

Ледян Ю.П., Щербакова М.К. (Белорусский национальный технический университет, г. Минск, Беларусь)

Одним из способов повышения эффективности, качества и снижения энергоемкости процесса флотации минералов является вторичное обогащение концентрата в пенном слое непосредственно на поверхности пульпы во флотационной камере. В ходе многолетних исследований в Белорусском национальном техническом университете (БНТУ, г. Минск) разработан способ вторичного обогащения в минерализованном пенном слое, основанный на использовании в качестве промывной жидкости предварительно вспененного оборотного маточного раствора, наносимого в виде пены на поверхность минерализованной пены флотаконцентрата. Разработанный способ увеличивает извлечение и повышает качество концентрата, не требует дополнительных энергетических затрат и дорогостоящего оборудования. Для реализации разработанного способа используется оборотный маточный раствор, обычно подаваемый в пенный желоб флотационной машины для разрушения сливающейся из камеры флотационной пены.

Введение

Совершенствование технологического процесса производства калийных удобрений является важнейшей задачей, решение которой позволяет не только увеличить извлечение хлорида калия из сильвинитовой руды, повысить качество флотационного концентрата, снизить энергоемкость процесса, но сократить число перечисток, что также является весьма важным положительным фактором в свете решения проблемы снижения энергопотребления и увеличения производительности флотационных машин.

Одним из наиболее перспективных реальных направлений повышения качества флотационного концентрата как на стадии основной флотации, так и на стадиях перечисток является вторичное обогащение сильвина в пенном слое.

Вторичное обогащение минералов в пенном слое

Вторичное обогащение минералов в пенном слое представляет собой процесс дополнительного обогащения, происходящий в пенном слое флотационных машин, путем избирательного удаления из пены флотационного концентрата частиц пустой породы минералов потоками промывной жидкости, стекающей между минерализованными пузырьками пены. Вторичное обогащение минералов в пенном слое может происходить самопроизвольно (причем из пены выпадают более гидратированные и слабо закрепленные частицы) или путем принудительного орошения пены промывной жидкостью, в качестве которой использовалась вода, подаваемой через специальные брызгалки-души, установленные над камерами флотационных машин [1].

Орошение пены флотоконцентрата непосредственно на поверхности флотационной камеры приводит к снижению расхода реагентов и сокращению числа перечистных операций флотации.

В настоящее время отсутствует единый подход к объяснению процессов, протекающих в пенном слое, но, несмотря на существование множества точек зрения, практически все авторы сходятся в одном мнении – состояние пенного слоя во многом определяет результаты флотационного процесса.

В ходе проведения многолетних исследований по совершенствованию и интенсификации процесса флотации сильвина из сильвинитовой руды в Белорусском национальном техническом университете (БНТУ) совместно с ОАО «Беларуськалий» был разработан новый способ вторичного обогащения флотационного концентрата в поверхностном слое, основанный на применении предварительно вспененного маточного раствора.

Разработанный способ поверхностного обогащения в пенном слое может быть использован совместно с механической или пневматической флотациями как на стадии основной флотации, так и на стадиях дополнительных перерывов.

Сущность разработанного способа поверхностного обогащения в пенном слое заключается в предварительном вспенивании оборотного маточного раствора в разработанном пеногенераторе и последующем нанесении полученной пены равномерным слоем на поверхность минерализованной пены флотационного концентрата непосредственно в камере флотационной машины.

Вспенивание оборотного маточного раствора происходит без использования дополнительных поверхностно-активных веществ (ПАВ). Процесс осуществляется за счет остаточной реагентности, постоянно содержащейся в оборотном растворе.

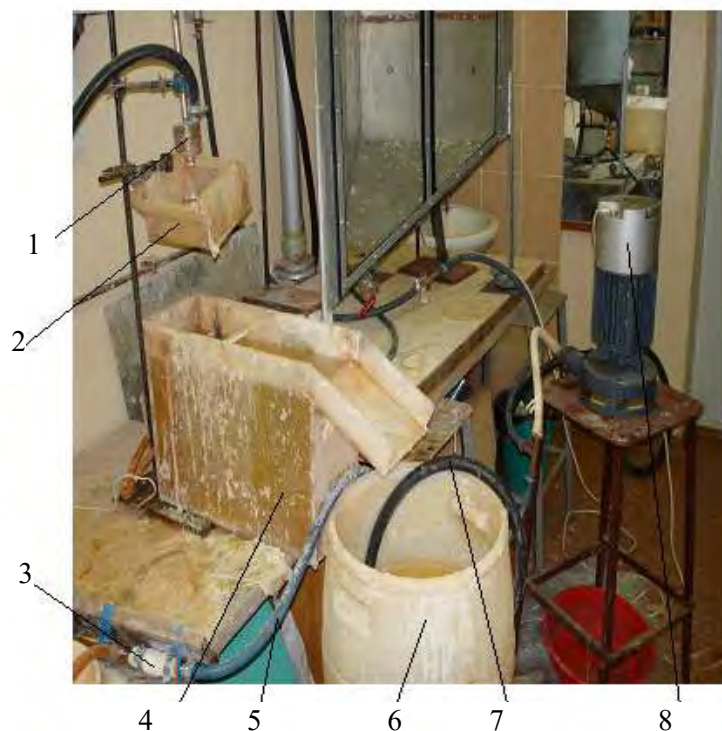
Сложность процесса вторичного обогащения сильвина в пенном слое заключается в том, что осуществить его традиционным способом за счет орошения поверхности минерализованной пены флотационного концентрата каплями воды не представляется возможным. Связано это с тем, что и хлорид калия, и хлорид натрия, являющиеся основными компонентами сильвинитовой руды – водорастворимы.

Использование воды в качестве промывной жидкости приведет к существенному снижению извлечения в результате растворения в ней хлорида калия, что практически исключает возможность использования ее в процессе вторичного обогащения. В качестве орошающей жидкости при флотации сильвина может быть использован только лишь оборотный маточный раствор.

Однако при использовании маточного раствора в качестве промывной жидкости, необходимо решить еще одну достаточно сложную техническую проблему. В случае подачи маточного раствора через отверстия малого диаметра, что необходимо для обеспечения максимально возможной степени диспергирования промывной жидкости [1], они уже через несколько минут после начала эксплуатации полностью выходят из строя, забиваясь кристаллами солей, выпадающих из маточного раствора в результате кристаллизации. Увеличение же диаметра отверстий с целью предотвращения их забивания кристаллами приведет к резкому снижению эффективности диспергирования жидкости на капли, что существенно скажется на качестве и эффективности вторичного обогащения флотационного концентрата.

В оборотном маточном растворе, используемом при флотации, содержится достаточно большое количество остаточных реагентов, благодаря чему он хорошо пенится, создавая достаточно устойчивую пену, которая может быть эффективно использована для вторичного обогащения минерализованной пены флотационного концентрата в поверхностном слое.

Для исследования в лабораторных условиях процесса флотации и промывки минерализованной пены маточным раствором была разработана и изготовлена лабораторная установка, внешний вид которой представлен на рисунке 1.



- 1 – форсунка; 2 – пенообразующая емкость;
 3 – эжектор; 4 – масштабная модель флотационной
 камеры; 5 – нагнетательный трубопровод;
 6 – приемная емкость для маточного раствора;
 7 – всасывающий трубопровод; 8 – насос

Рисунок 1 – Лабораторная установка

Насос 8 подает маточный раствор в нагнетательный трубопровод 5, подсоединенный к форсунке 1, которая создает струю маточного раствора, поступающую в пенообразующую емкость 2. Образующаяся в пенообразующей емкости 2 пена сливается в масштабную модель флотационной камеры 4 со сливным лотком, через который маточный раствор сливается в приемную емкость 6, в которой находится маточный раствор.

Между форсункой 1 и насосом 8 на нагнетательном трубопроводе 5 расположен эжектор 3, который может, в случае открытия воздухозаборного крана, осуществлять дополнительную эжекцию воздуха в поток маточного раствора, подаваемого насосом 8 в форсунку 1, увеличивая тем самым объем создаваемой пены.

На рисунке 2 представлен процесс создания пены маточного раствора в пенообразующей емкости. Образующаяся в емкости 2 пена сливается в масштабную модель флотационной камеры 3 и покрывает поверхность находящегося там флотационного концентрата равномерным слоем. Пузырьки пены через несколько секунд после нанесения ее на поверхность флотационного концентрата разрушаются, образуя мелкодисперсные капельки промывной жидкости, равномерно распределенные по всей поверхности флотационного концентрата.

Задачи и цели эксперимента требовали измерений следующих величин:

$Q_{\text{мр}}$ – расход маточного раствора, подаваемого через форсунки;

$Q_{\text{в}}$ – расход аэрируемого струей воздуха;

$W_{\text{в}}$ – объем воздуха, заключенного в пене;

$W_{\text{п}}$ – объем пены.

Расход маточного раствора, сливающегося из пенообразующей емкости, определялся объемным способом [2].

Измерение пенообразующей способности струи маточного раствора в зависимости от способа подачи и параметров струи осуществлялось следующим образом. Под вытекающую из пенообразующей емкости струю пены подставлялась мерная емкость, и одновременно включался секундомер, с помощью которого фиксировалась длительность заполнения мерной емкости пеной. В качестве мерной емкости использовался стеклянный химический мерный цилиндр объемом 250 см³. На уровне верхней отметки шкалы цилиндра краской наносилась горизонтальная метка.



1 – форсунка; 2 – пенообразующая емкость;
3 – масштабная модель флотационной камеры

Рисунок 2 – Создание пены маточного раствора в пенообразующей емкости

После достижения уровнем поверхности пены нанесенной на стенку цилиндра метки цилиндр удалялся из-под струи, а секундомер выключался. В этот момент весь внутренний объем цилиндра был полностью заполнен пеной маточного раствора. Длительность заполнения мерного цилиндра пеной колебалась от 1 до 3 с. После выдержки в течение нескольких десятков секунд пена в мерном цилиндре полностью разрушалась, превращаясь в маточный раствор, в результате чего объем жидкой фазы уменьшался и составлял W_2 . Разница между начальным объемом пены W_1 и конечным объемом маточного раствора W_2 соответствует

объему воздуха, находившегося в исходной пене при атмосферном давлении. Таким образом, объем воздуха, заключенного в пене, определяется выражением:

$$W_{\text{в}} = W_1 - W_2, \quad (1)$$

где W_1 – начальный объем пены, см^3 ;

W_2 – конечный объем маточного раствора, см^3 .

Расход воздуха и маточного раствора определяется выражением:

$$Q = \frac{W}{\tau}, \quad (2)$$

где W – объем воздуха или маточного раствора, см^3 ;

τ – длительность заполнения пеной мерного цилиндра или маточным раствором мерной емкости, с.

Анализ работ по теории пенообразования [3] показал, что основными параметрами, характеризующими структуру пены, являются относительный объем жидкости и газа в пене, форма и размер газовых пузырьков, толщина жидких пленок между пузырьками и т.п., обобщающие параметры этой группы свойств – кратность и газосодержание пены.

Кратность пены – это отношение объема пены $W_{\text{п}}$ к объему содержащейся в ней жидкости $W_{\text{ж}}$:

$$K = \frac{W_{\text{п}}}{W_{\text{ж}}} = \frac{W_{\text{ж}} + W_{\text{в}}}{W_{\text{ж}}} = 1 + \frac{W_{\text{в}}}{W_{\text{ж}}}, \quad (3)$$

где $W_{\text{в}}$ – объем воздуха в пене.

Таким образом, кратность пены характеризуется степень «вспененности» раствора. При описании двухфазных газожидкостных потоков соотношение между объемом газа и жидкости в смеси характеризуют другой величиной – **газосодержанием**, под которым понимается объемная доля газа в смеси:

$$\varphi = \frac{W_B}{W_{\Pi}} = \frac{W_B}{W_{\text{ж}} + W_B}. \quad (4)$$

В качестве основного гидродинамического параметра, позволяющего сравнивать эффективность пенообразования маточного раствора с помощью струй различных диаметров и конфигураций, использовалось число Рейнольдса [4]:

$$\text{Re} = \frac{R_r \cdot V}{\nu}, \quad (5)$$

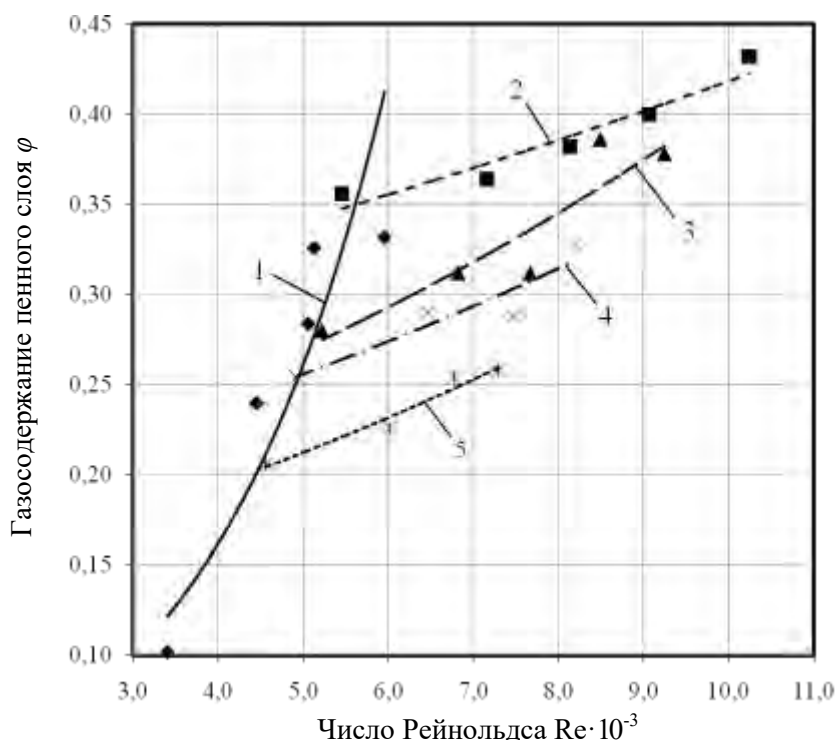
где R_r – гидравлический радиус струи, см;

V – скорость жидкости на выходе из форсунки, см/с;

ν – кинематический коэффициент вязкости жидкости, для маточного раствора – $0,015 \text{ см}^2/\text{с}$.

В результате проведенных опытов установлена зависимость параметров пены от диаметра и конфигурации сопла, от числа Рейнольдса и от угла α наклона оси струи к поверхности жидкости в пенообразующей емкости.

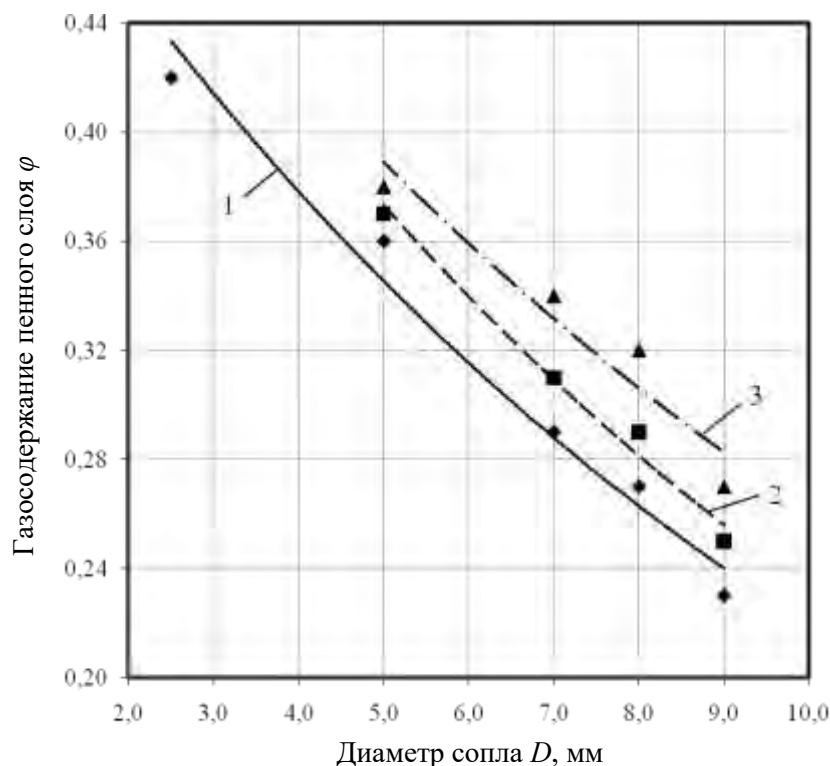
Экспериментальные данные представлены в виде графической зависимости газосодержания φ от числа Рейнольдса для струй круглого сечения, при угле $\alpha = 90^\circ$ (рисунок 3).



1 – $D = 2,5 \text{ мм}$; 2 – $D = 5 \text{ мм}$; 3 – $D = 7 \text{ мм}$; 4 – $D = 8 \text{ мм}$; 5 – $D = 9 \text{ мм}$

Рисунок 3 – Зависимость газосодержания пенного слоя от числа Рейнольдса и диаметра для струй круглого сечения, $\alpha = 90^\circ$

Так, при числе $Re = 6 \cdot 10^3$ для сопла диаметром $D = 2,5$ мм $\varphi = 0,42$, для $D = 5$ мм $\varphi = 0,36$, для $D = 7$ мм $\varphi = 0,28$, для $D = 8$ мм $\varphi = 0,27$, для $D = 9$ мм $\varphi = 0,23$. В ходе экспериментов установлено, что для струй круглого сечения с диаметром свыше 2,5 мм газосодержание пенного слоя уменьшается с увеличением диаметра (рисунок 4).



1 – $Re = 6 \cdot 10^3$; 2 – $Re = 7 \cdot 10^3$; 3 – $Re = 8 \cdot 10^3$

Рисунок 4 – Зависимость газосодержания пенного слоя от диаметра сопла и Re для струй круглого сечения, $\alpha = 90^\circ$

В ходе проведения исследований изучалось влияние угла наклона струй к поверхности маточного раствора на параметры создаваемой пены.

Анализ графических зависимостей подтверждает визуальные наблюдения, что на газонасыщение пенного слоя оказывает влияние угол наклона сопла к поверхности жидкости, что хорошо согласуется с литературными данными [5, 6]. Так, наибольшее значение газосодержания φ наблюдается при угле $\alpha = 60^\circ$ для сопла $D = 2,5$ мм (рисунок 5).

В ходе проведения исследований изучалась возможность использования для создания пены форсунки, создающей кольцевую струю. Наружный диаметр струи изменялся от $D = 5$ мм до $D = 9$ мм. Внутренний диаметр струи изменялся от $d = 4$ мм до $d = 7$ мм. Форсунка располагалась на высоте $H = 14$ см от поверхности маточного раствора в пенообразующей емкости.

Проведенные эксперименты по определению газонасыщения пенного слоя, показали существенное преимущество струи кольцевого сечения перед сплошной круглой струей при одинаковых площадях сечения и числе Рейнольдса (рисунок 6). Очевидно, это связано с тем, что кольцевая струя обладает большей суммарной поверхностью, что способствует увеличению вносимого в струю объема воздуха при прочих равных условиях.

Проведенные в условиях действующего производства на ОАО «Беларуськалий» промышленные испытания показали, что разработанный способ вторичного обогаще-

ния пенного слоя флотационного концентрата сильвина с использованием предварительно вспененного маточного раствора имеет высокие потенциальные возможности и может быть с успехом использован для флотационного обогащения любых полезных ископаемых в горнорудной промышленности.

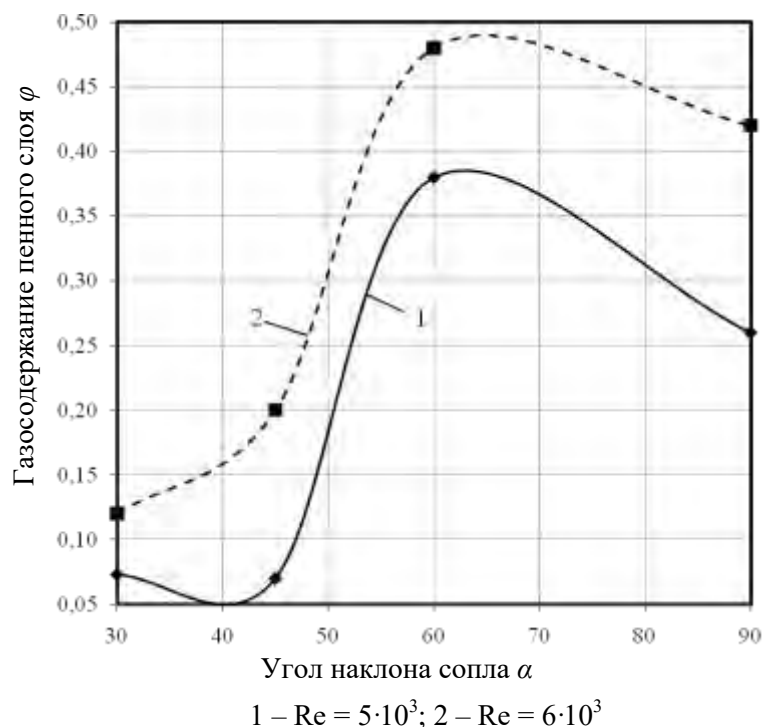
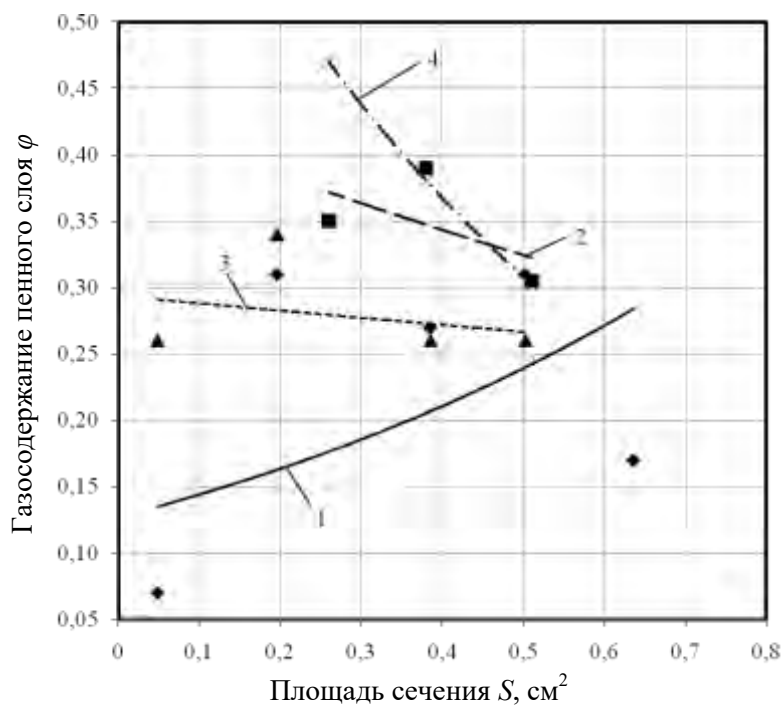


Рисунок 5 – Зависимость газосодержания пенного слоя от угла наклона сопла диаметром $D = 2,5$ мм к поверхности раствора в пенообразующей емкости



1 – струя круглого сечения, $\alpha = 45^\circ$; 2 – струя кольцевого сечения, $\alpha = 45^\circ$;
3 – струя круглого сечения, $\alpha = 90^\circ$; 4 – струя кольцевого сечения, $\alpha = 90^\circ$

Рисунок 6 – Зависимость газосодержания пенного слоя от площади сечения и конфигурации струи, $Re = 5 \cdot 10^3$

Выводы

Разработан новый способ вторичного обогащения флотационного концентрата сильвина в пенном слое, заключающийся в предварительном вспенивании маточного раствора, используемого в качестве промывной жидкости, и нанесении образующейся пены равномерным слоем на поверхность флотационного концентрата непосредственно в камере флотационной машины.

Установлено, что генерацию пены с использованием маточного раствора можно осуществлять за счет удара о поверхность жидкости струй или отдельных капель маточного раствора. Степень эжекции струи и газосодержание пены могут быть повышены при использовании эжектора, который обеспечивает подсосывание атмосферного воздуха в маточный раствор, подаваемый в пенообразующую емкость.

Производственные испытания показали эффективность разработанного способа.

Список использованных источников

1. Вторичная концентрация минералов при флотации / В.И. Классен [и др.]; под общ. ред. Н.К. Вериго. – Москва: ЦИИНцветмета, 1961. – 75 с.
2. Провести исследования и разработать способ повышения качества концентрата методом орошения минерализованной пены: отчет о НИР (заключ.) / Белорусский национальный технический университет; рук. Ю.П. Лемян. – Минск, 2007. – 506 с. – № ГР 20066235.
3. **Канн, К.Б.** Капиллярная гидродинамика пен / К.Б. Канн; под ред. И.Р. Шрейберг. – Новосибирск: Наука, 1989. – 167 с.
4. **Леви, И.И.** Моделирование гидравлических явлений / И.И. Леви. – Л.: Энергия, 1967. – 236 с.
5. **Мещеряков, Н.Ф.** Кондиционирующие и флотационные аппараты и машины / Н.Ф. Мещеряков. – М.: Недра, 1990. – 237 с.
6. **Van de Sande, E.** Surface entrainment of air by high velocity water jets / E. Van de Sande, J.M. Smith // Chemical Engineering Science. – 1973. – Vol. 28. – PP. 1161-1168.

Ledyan Y.P., Shcherbakova M.K.

Improvement of the secondary enrichment method of flotation concentrate in a froth bed

One way to improve efficiency and quality as well as to reduce power consumption of the mineral flotation process is the secondary enrichment of concentrate in a froth bed directly on the pulp's surface in a flotation cell. As a part of the long-term researches at the Belarusian National Technical University (BNTU, Minsk, Republic of Belarus) the method of secondary enrichment in a mineralized froth bed has been developed. It is based on the application of previously foamed reusable mother liquor acting as a washing liquid, which is spread as foam on the surface of the mineral froth of flotation concentrate. The method developed increases the recovery process and the quality of concentrate; it doesn't need any additional energy costs and expensive equipment. To realize the developed method reusable mother liquor is used. It is usually delivered to a froth-overflow launder of a flotation machine to break the flotation froth flowing out of a flotation cell.

Поступила в редакцию 15.11.2012 г.

УДК 622.253.6:539.319

МОДЕЛИРОВАНИЕ НДС ОДНОРОДНОГО ПОЛОГО ЦИЛИНДРА С НЕПОДВИЖНОЙ ВНЕШНЕЙ БОКОВОЙ ГРАНИЦЕЙ ПРИ ОСЕСИММЕТРИЧНОЙ НАГРУЗКЕ

Бровка Г.П., Пяткевич К.В., Шилович Н.Н. (ГНУ «Институт природопользования НАН Беларуси», г. Минск, Беларусь)

В данной статье рассматриваются эталонные аналитические решения и соответствующие численные решения деформации полого неограниченного цилиндра с неподвижной внешней боковой границей в осесимметричной постановке.

Введение

При проходке шахтных стволов в горных породах часто возникает необходимость аналитического и численного моделирования напряженно-деформированного состояния в зоне проходки. Такие задачи, как правило, имеют симметрию относительно оси шахтного ствола и в определенных случаях позволяют получить точное аналитическое решение. Но в большинстве случаев решение можно получить только численными методами. При этом возникают проблемы по оценке точности и сходимости численных методов расчета напряженно-деформированного состояния. Для этой цели удобно использовать точные аналитические решения соответствующих задач или так называемые эталонные решения. С помощью эталонных решений, не вдаваясь в сложный аналитический анализ, можно протестировать численные методы, оценить их точность и сходимость. В качестве эталонных решений следует выбирать решения, обеспечивающие необходимую точность, более высокую, чем для практических целей. Это обуславливает повышенную требовательность к постановке и решению эталонных задач.

Деформация однородного полого цилиндра – аналитическое решение

Пусть на однородный полый цилиндр со стенкой постоянной толщины (рисунок 1) действует внешняя нагрузка P , направленная вдоль оси цилиндра. Вызванные нагрузкой P деформации постоянны относительно оси цилиндра и не меняются по его длине. На кольцо, вырезанном из цилиндра двумя перпендикулярными к его оси плоскостями, рассмотрим элемент mm_1nn_1 (рисунок 2).

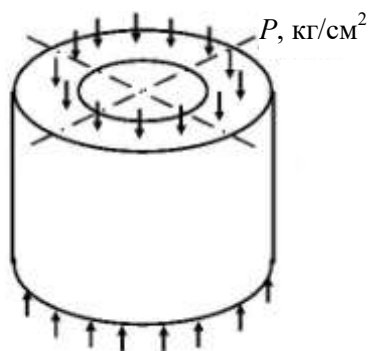


Рисунок 1 – Схема воздействия вертикальной нагрузки на цилиндр

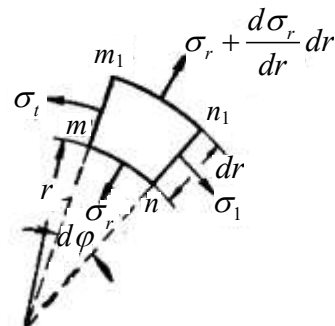
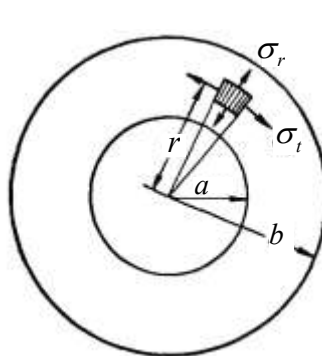


Рисунок 2 – Напряженно-деформированное состояние элемента стенки цилиндра

Обозначим σ_t окружное напряжение, действующее по нормали к граням mm_1 и nn_1 элемента, а σ_r – радиальное напряжение, нормальное к грани mn . Проектируя напряжения граней элемента на направление биссектрисы угла $d\varphi$, получим следующее уравнение равновесия [1-8]:

$$\sigma_r r d\varphi + \sigma_t dr d\varphi - \left(\sigma_r + \frac{d\sigma_r}{dr} \cdot dr \right) \cdot (r + dr) d\varphi = 0.$$

Пренебрегая малыми величинами более высокого порядка, имеем:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_t}{r} = 0. \quad (1)$$

Выражение содержит два неизвестных напряжения σ_r и σ_t . Для их определения рассмотрим уравнение деформации цилиндра.

Перемещение цилиндра постоянно в окружном направлении, но меняется по радиусу, т.е. является только функцией радиуса. Следовательно, элемент mm_1nn_1 претерпевает полное удлинение в радиальном направлении, равное $\frac{du}{dr} dr$, и относительное

удлинение $\varepsilon_r = \frac{du}{dr}$. Относительное удлинение того же элемента в окружном направлении равно относительному удлинению соответствующего радиуса, т.е. $\varepsilon_t = \frac{u}{r}$.

В рассматриваемой задаче цилиндр подвергается постоянной осевой деформации, т.е. относительное удлинение цилиндра вдоль его оси задано и равно $\varepsilon_z = \frac{d\omega}{dz}$, где ω – перемещение элемента mm_1nn_1 цилиндра вдоль образующей.

Рассмотрим известные соотношения между напряжениями и деформациями [9]:

$$\sigma_r = \frac{E((\mu-1)\varepsilon_r - \mu(\varepsilon_z + \varepsilon_t))}{2\mu^2 + \mu - 1}, \quad \sigma_t = \frac{E((\mu-1)\varepsilon_t - \mu(\varepsilon_z + \varepsilon_r))}{2\mu^2 + \mu - 1},$$

где E – модуль упругости;

μ – коэффициент Пуассона.

Выражая деформации через перемещения и подставляя полученные соотношения в уравнение равновесия (1), записанное относительно напряжений, приходим к дифференциальному уравнению второго порядка относительно перемещений [8]:

$$\frac{d^2u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{u}{r^2} = 0. \quad (2)$$

Общее решение этого уравнения есть:

$$U = C_1 \cdot r + \frac{C_2}{r}. \quad (3)$$

Константы C_1 и C_2 нетрудно найти из краевых условий на внутренней и внешней поверхностях цилиндра. Поскольку с наружи цилиндр охвачен жестким кожухом, то

для внешней поверхности перемещение равно нулю, а для внутренней поверхности, соответственно – напряжение σ_r равно нулю, т.е. можно записать:

$$1) r = b - \text{нет перемещений, т.е. } U|_{r=b} = C_1 \cdot b + \frac{C_2}{b} = 0;$$

2) $r = a$ – нет напряжений, т.е. $\sigma|_{r=a} = C_1 + \frac{C_2 \cdot (2\mu - 1)}{a^2} + \mu \cdot \varepsilon = 0$, где μ – коэффициент Пуассона.

Откуда имеем:

$$C_1 = \frac{\mu \cdot \varepsilon \cdot a^2}{b^2 \cdot (2\mu - 1) - a^2}, \quad C_2 = \frac{\mu \cdot \varepsilon \cdot a^2 \cdot b^2}{a^2 - b^2 \cdot (2\mu - 1)}. \quad (4)$$

Таким образом, радиальное перемещение однородного полого цилиндра, охваченного жестким внешним кожухом, при заданном нормальном напряжении на его торце определяется как:

$$U = \frac{\mu \cdot \varepsilon \cdot a^2}{b^2 \cdot (2\mu - 1) - a^2} \left(r - \frac{b^2}{r} \right). \quad (5)$$

Это классическое решение для полого цилиндра на первый взгляд достаточно обоснованно и точно. Следует, однако, обратить внимание на уравнение для расчета относительной деформации в радиальном направлении. При достаточно большой деформации в радиальном направлении необходимо рассчитывать относительную радиальную деформацию по формуле:

$$\varepsilon_r = \frac{\partial U}{\partial r} / \left(1 - \frac{\partial U}{\partial r} \right). \quad (6)$$

Кроме этого, необходимо определиться в какой системе радиальных координат решать поставленную задачу. Если использовать систему координат, учитывающую фактический радиус r , т.е. с учетом перемещения U , то уравнение баланса сил можно записать в виде:

$$\frac{\partial(\sigma_r r)}{\partial r} = \sigma_t. \quad (7)$$

Несмотря на простой вид уравнения (7), при его решении возникают определенные сложности. Во-первых, при переходе к уравнению в перемещениях необходимо использовать выражение (6), что сильно усложняет получаемое уравнение. Во-вторых, при учете граничных условий в явном виде нельзя выразить внутренний радиус цилиндра с учетом его деформации.

Остановимся подробнее на этом результате. Как видно из выражений для C_1 и C_2 , в них отсутствует модуль упругости E . Это значит, что перемещение не зависит от модуля упругости E и является только линейной функцией деформации в данной точке при заданном коэффициенте Пуассона μ . Это очевидно из рассмотренного выше уравнения равновесия, записанного относительно напряжений.

В самом деле, соотношения между напряжениями и деформациями записаны с точностью до постоянного множителя. В данном случае этим множителем является мо-

дуль упругости E , который при малых деформациях считается постоянной величиной. Зависимость модуля упругости E от перемещений в общем случае не учитывается и потому, характер уравнения равновесия не меняется, т.е. оно остается линейным.

Согласно линейной теории упругости, деформации ε_0 и ε пропорциональны, когда пропорциональны вызывающие их силы, т.е. отношению деформаций $\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = k$ от-

вечает отношение соответствующих сил $\frac{F}{F_0} = k$. Тогда справедлива запись:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{E} \frac{E}{\sigma_0} = \frac{F}{ES} \frac{ES_0}{F_0} = \frac{F}{F_0} \frac{S_0}{S} = k. \text{ Но } \frac{F}{F_0} = k, \text{ т.е. возникает противоречие } \frac{S_0}{S} = 1,$$

где ε – деформация цилиндра вдоль его оси;

σ – напряжение на его торце;

S – площадь торца цилиндра;

k – постоянная величина;

E – модуль упругости;

F – постоянная сила.

Противоречие легко устраняется, если снять предположение о постоянстве модуля упругости E , что так характерно для линейной теории упругости.

Площадь торца цилиндра зависит от толщины его стенки, что позволяет сделать предположение о поведении модуля упругости E , как функции $E(r) \sim \frac{1}{r}$.

Таким образом, уравнение равновесия будет оставаться линейным, если $E \sim \frac{1}{r}$, где $r = r_0 - u$ – значение радиуса цилиндра после перехода от деформации ε_0 к ε вследствие перемещения u .

Рассмотренная ситуация характерна, как правило, для малых деформаций, что подтверждается результатами многочисленных испытаний. Модуль упругости E обратно пропорционален изменению радиуса цилиндра, в результате чего уравнение равновесия сводится к линейному дифференциальному уравнению Эйлера, решения которого имеют вид:

$$U = C_1 \cdot r^{\alpha_1} + C_2 \cdot r^{\alpha_2}.$$

В самом деле, перепишем уравнение равновесия в виде: $\frac{d(\sigma_r \cdot r)}{dr} = \sigma_t$. Записав напряжения через деформации и положив модуль упругости $E \approx \frac{const}{r^\alpha}$, имеем уравнение равновесия:

$$\frac{d}{dr} \left(\frac{(\mu-1)\varepsilon_r - \mu(\varepsilon_z + \varepsilon_t)}{r^\alpha} \right) = \frac{(\mu-1)\varepsilon_t - \mu(\varepsilon_z + \varepsilon_r)}{r^\alpha}.$$

Выразив деформации через перемещения в полученном уравнении равновесия, приходим к линейному дифференциальному уравнению второго порядка относительно перемещений:

$$(\mu-1)\frac{d^2u}{dr^2} - \frac{\alpha-1}{r} \cdot \frac{du}{dr} + \frac{\mu\alpha}{\mu-1} \cdot \frac{\varepsilon_z}{r} + \frac{\mu(\alpha-1)+1}{\mu-1} \cdot \frac{u}{r^2} = 0.$$

Задаваясь различными значениями α , определим вид уравнения для каждого случая:

при $\alpha = 0$ уравнение имеет вид: $\frac{d^2u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{u}{r^2} = 0$, с общим решением (3);

при $\alpha = 1$ уравнение имеет вид: $\frac{d^2u}{dr^2} + \frac{\mu}{(\mu-1)^2} \cdot \frac{\varepsilon_z}{r} + \frac{1}{(\mu-1)^2} \cdot \frac{u}{r^2} = 0$.

Используя подстановку $\tilde{u} = u + \varepsilon_z \cdot r$, приходим к дифференциальному уравнению Эйлера второго порядка относительно перемещений $\tilde{u}$: $\frac{d^2\tilde{u}}{dr^2} + \frac{1}{(\mu-1)^2} \frac{\tilde{u}}{r^2} = 0$.

Общее решение этого уравнения имеет вид: $\tilde{u} = \left(C_1 \cdot r^{-\sqrt{\frac{\mu-5}{\mu-1}}} + C_2 \cdot r^{\sqrt{\frac{\mu-5}{\mu-1}}} \right) \cdot r^{\frac{1}{2}}$. В итоге решение для перемещения u принимает вид: $u = \left(C_1 \cdot r^{-\sqrt{\frac{\mu-5}{\mu-1}}} + C_2 \cdot r^{\sqrt{\frac{\mu-5}{\mu-1}}} \right) \cdot r^{\frac{1}{2}} - \varepsilon_z \cdot r$.

Таким образом, в рамках линейной теории упругости, т.е. при малых деформациях модуль E рассматривается как величина, поведение которой обратно изменению радиуса и имеет порядок деформации ε_t . В самом деле, $E \approx \frac{const}{r}$, где $r = r_0 - u(r_0)$, тогда справедлива оценка:

$$E \approx \frac{const}{r_0 - u(r_0)} = \frac{const}{r_0 \left(1 - \frac{u(r_0)}{r_0} \right)} = \frac{const}{r_0 (1 - \varepsilon_t)} = \frac{const}{r_0} (1 + \varepsilon_t + \varepsilon_t^2 + \dots) = E_0 (1 + \varepsilon_t + \varepsilon_t^2 + o(\varepsilon_t^2)).$$

Откуда следует, что $E \approx E_0 + E_0 \cdot \varepsilon_t$, т.е. изменение модуля E имеет порядок деформации ε_t , что позволяет пренебречь изменением модуля E при малых деформациях и свести уравнение равновесия, записанное в перемещениях, к линейному дифференциальному уравнению Эйлера второго порядка. В задаче с однородным цилиндром решение этого уравнения имеет вид (3), а константы C_1 и C_2 находятся из условий на внутренней и внешней поверхностях цилиндра.

Иная ситуация возникает с поведением модуля E при больших деформациях цилиндра. Здесь перемещения достаточно велики и характер уравнение равновесия меняется – оно становится нелинейным. Рассмотрим эту ситуацию подробнее.

Радиус-вектор точки, в которой вычисляется деформация, изменяется на величину u радиального смещения точки после перехода от деформации ε_0 к ε . При переходе от одной системы радиальных координат к другой, вследствие радиального перемещения u , новое значение радиуса точки цилиндра определится как $r = r_0 - u(r_0)$.

Уравнение равновесия сил $\frac{d(\sigma_r \cdot r)}{dr} = \sigma_t$, записанное для новой переменной r , можно записать в старой системе координат, привязанной к первоначальным значениям ра-

диуса r_0 . Модуль E считаем постоянной величиной как для исходного состояния ε_0 , так и для деформации ε . Выполним в уравнении переход к старой переменной r_0 , получим: $\frac{d(\sigma_r \cdot (r_0 - u))}{dr_0} = \sigma_t \cdot (1 - \varepsilon_r)$, где $\varepsilon_r = \frac{du}{dr_0}$. Раскрывая знак производной и группируя подобные слагаемые в правой части, в итоге приводим уравнение к виду:

$$\frac{d\sigma_r}{dr_0} = (1 - \varepsilon_r) \frac{\sigma_t - \sigma_r}{r_0 - u}. \quad (8)$$

Выражая напряжения через деформации и записывая последние через перемещение u , приходим к следующему дифференциальному уравнению равновесия:

$$(1 - \mu) \frac{d^2 u}{dr_0^2} + \left(\frac{du}{dr_0} - \frac{u}{r_0} \right) \cdot \left[\frac{(1 - 2\mu) \cdot (1 - \frac{du}{dr_0})}{r_0 - u} + \frac{\mu}{r_0} \right] = 0. \quad (9)$$

Это нелинейное дифференциальное уравнение 2-го порядка. Оно имеет точное аналитическое решение: $U = r_0 - \left(C_2 - \frac{C_1}{2r_0^2} \right)^{\frac{1}{1 + \frac{1-2\mu}{1-\mu}}} \cdot r_0$. Константы C_1 и C_2 , как и в линейном уравнении, находятся из условий на внутренней и внешней поверхностях цилиндра, а именно:

- 1) $r_0 = b$ – нет перемещений, т.е. $U|_{r_0=b} = b - \left(C_2 - \frac{C_1}{2b^2} \right)^{\frac{1}{1 + \frac{1-2\mu}{1-\mu}}} \cdot b = 0$;
- 2) $r_0 = a$ – нет напряжений, т.е.

$$\begin{aligned} \sigma|_{r=a} = & -4 + \frac{2C_1}{a^2} - \frac{2C_1}{b^2} + 4 \cdot \left(1 - \frac{C_1}{2a^2} + \frac{C_1}{2b^2} \right)^{\frac{\mu-1}{3\mu-2}} + \frac{2C_1 \left(1 - \frac{C_1}{2a^2} + \frac{C_1}{2b^2} \right)^{\frac{\mu-1}{3\mu-2}}}{b^2} + 6\mu - \frac{3C_1\mu}{a^2} + \frac{3C_1\mu}{b^2} - \\ & - 6\mu \left(1 - \frac{C_1}{2a^2} + \frac{C_1}{2b^2} \right)^{\frac{\mu-1}{3\mu-2}} - \frac{C_1\mu \left(1 - \frac{C_1}{2a^2} + \frac{C_1}{2b^2} \right)^{\frac{\mu-1}{3\mu-2}}}{a^2} - \frac{3C_1\mu \left(1 - \frac{C_1}{2a^2} + \frac{C_1}{2b^2} \right)^{\frac{\mu-1}{3\mu-2}}}{b^2} - 4\varepsilon\mu + \\ & + \frac{2C_1\varepsilon\mu}{a^2} - \frac{2C_1\varepsilon\mu}{b^2} + \frac{2C_1 \left(1 - \frac{C_1}{2a^2} + \frac{C_1}{2b^2} \right)^{\frac{\mu-1}{3\mu-2}} \mu^2}{a^2} + 6\varepsilon\mu^2 - \frac{3C_1\varepsilon\mu^2}{a^2} + \frac{3C_1\varepsilon\mu^2}{b^2} = 0. \end{aligned}$$

Это трансцендентное уравнение решается численно при заданных значениях a , b , ε и μ . Откуда находятся константы C_1 и C_2 .

Полученное решение для задачи деформирования полого цилиндра с учетом нелинейности уравнения перемещений имеет довольно громоздкий вид, неудобный для практического использования. В то же время использование полученного решения в качестве эталонного вполне оправдано. Погрешности за счет пренебрежения фактором

нелинейности, т. е. при использовании классического решения, будут составлять порядка U/r , что не позволяет использовать классическое решение в качестве эталонного. При относительных деформациях порядка 2-5 %, для практических расчетов, можно использовать классическое решение, допуская при этом погрешности в пределах указанных значений относительных деформаций.

В качестве первого приближения для C_1 можно использовать линейное решение (7). Для перемещения берется его значение в аналитическом решении линейного уравнения для внутренней поверхности цилиндра, т.е. при $r_0 = a$. По этому значению в аналитическом решении нелинейного уравнения с учетом соотношения для констант C_1 и C_2 находится первое приближение константы C_1 . Далее, используя метод простой итерации для решения трансцендентного уравнения в условии 2, вычисляется константа C_1 . Приведенные ниже результаты поясняют сказанное выше.

1. Уравнение $f(C_1) = 0$ из условия 2 преобразуется к виду $C_1 = \phi(C_1)$, где $\phi(x)$ — функция, выполняющая сжимающее отображение, $x \in \mathfrak{R}^n$. В данном случае:

$$\phi(C_1) = (\varepsilon\mu + 1)(4 - 6\mu) / \left[(\varepsilon\mu + 1)(2 - 3\mu) \left(\frac{1}{a^2} - \frac{1}{b^2} \right) + \left(1 - \frac{C_1}{2a^2} + \frac{C_1}{2b^2} \right)^{\frac{\mu-1}{3\mu-2}} \left((2 - 3\mu) \left(\frac{1}{b^2} + \frac{2}{C_1} \right) + \frac{2\mu^2 - \mu}{a^2} \right) \right]$$

2. В качестве первого приближения C_1^1 берется начальное значение C_1 и точность ε , до которой производится итерация. Вычисляется очередная итерация $C_1^{k+1} = \phi(C_1^k)$, $k = \overline{1, n}$.

Представленные ниже (таблица 1) результаты получены при $a = 10$, $b = 25$, $\varepsilon = 0,1$ для различных значений коэффициента Пуассона μ .

Таблица 1 – Радиальное перемещение внутренней границы полого цилиндра

Коэффициент Пуассона μ	Перемещение внутренней поверхности цилиндра U	
	Линейное решение	Нелинейное решение
0,10	0,087	0,0865
0,25	0,318	0,311
0,40	0,993	0,886

Анализ осесимметричных задач НДС для полых цилиндров показывает, что в определенных случаях можно получить линейное уравнение относительно перемещения, справедливое при достаточно больших относительных деформациях. Рассмотрим случай, при котором модуль деформации в определенном направлении зависит от изменения локальной площади в плоскости перпендикулярной данному направлению. В качестве основной предпосылки такой ситуации является предположение о формировании деформационно-прочностных свойств материалов реальными структурными элементами, количество которых на единицу площади изменяется обратно пропорционально изменению локальной площади.

Представим, что элементарные фрагменты площади в плоскости перпендикулярной определенному радиальному направлению и плоскости пересекающей окружности по радиальному направлению до начала деформации и в деформированном состоянии, определяется формулами:

$$\Delta S_{r_0} = r_0 \Delta \varphi \Delta h, \quad \partial S_{i_0} = \partial r \partial h, \quad (10)$$

$$\Delta S_r = (r_0 - U) \Delta \varphi \Delta h (1 - \varepsilon_h), \quad \partial S_t = \Delta r_0 (1 - \varepsilon_r) \Delta h (1 - \varepsilon_h), \quad (11)$$

где r_0 – радиальная координата в недеформированном состоянии;

U – радиальная деформация в точке r_0 ;

ε_h – вертикальная относительная деформация;

$\Delta \varphi$ – элементарный угол;

Δh – элементарная высота цилиндрического слоя;

ΔS_{r_0} – элементарная площадь в плоскости перпендикулярной радиальному направлению до начала деформации;

ΔS_r – после деформации;

ΔS_{i_0} – элементарная площадь в плоскости пересекающей окружности по радиальному направлению до начала деформации;

ΔS_t – после деформации.

С учетом выражений (10) и (11) изменение соответствующих модулей упругости в процессе деформации можно выразить формулами:

$$E_r = E_0 \frac{\partial S_{r_0}}{\partial S_r} = \frac{r_0 E_0}{(r_0 - U)(1 - \varepsilon_h)}, \quad (12)$$

$$E_t = E_0 \frac{\partial S_{i_0}}{\partial S_0} = \frac{E_0}{(1 - \varepsilon_r)(1 - \varepsilon_h)}, \quad (13)$$

где E_0 – исходный модуль упругости, т.е. до начала деформации.

В соответствии с изменением модуля упругости аналогичным образом будут изменяться и напряжения σ_r и σ_t . Учитывая эти изменения, выражение для равновесия сил (8) преобразуется в более простое выражение, аналогичное выражению (1).

Следует отметить, что в постановке, базирующейся на допущении изменения модуля упругости в соответствии с обратной величиной локальной площади в плоскости перпендикулярной направлению деформации, уравнение (9) будет справедливо и при достаточно больших деформациях. При постоянной величине упругости уравнение (2) носит приближенный характер и может использоваться при малых относительных деформациях. Для получения необходимой точности в таких случаях необходимо пользоваться решением нелинейного уравнения (9).

Деформация однородного полого цилиндра – численное решение

В более сложных случаях необходимо использовать численные методы. С этой целью были разработаны две расчетные схемы, соответствующие постановке задач напряженно-деформированного состояния полого цилиндра при постоянном модуле уп-

ругости и модуле упругости, зависящем от деформирования локальной поверхности. За основу разработанных схем взято уравнение равновесия сил в конечно-разностной форме для одномерной сетки, на которой разбита радиальная координата стенки полого цилиндра. На рисунке 3 представлен вариант такого разбиения. Нумерация узлов начинается от внешней границы цилиндра и заканчивается на его внутренней границе.

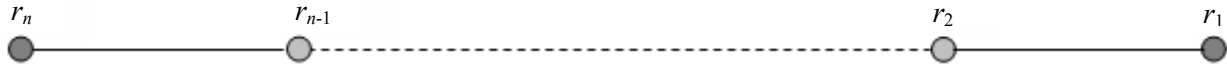


Рисунок 3 – Схема разбиения радиальной координаты

Для вывода расчетной схемы уравнения равновесия сил (7) интегрируются в пределах от $r_i - 0,5\Delta r_i$ до $r_i + 0,5\Delta r_i$:

$$\sigma_{ri+0,5}r_{i+0,5} - \sigma_{ri-0,5}r_{i-0,5} = \int_{r_i-0,5\Delta r}^{r_i+0,5\Delta r} \sigma_{ti} \partial r \approx \sigma_{ti} \Delta r. \quad (14)$$

При нарушении равновесия сил на узел i действует сила F_i , смещая его в направлении своего действия за шаг по времени Δt на расстояние Δr_i :

$$F_i = \sigma_{ri+0,5}r_{i+0,5} - \sigma_{ri-0,5}r_{i-0,5} - \sigma_{ti} \Delta r, \quad (15)$$

$$\Delta r_i = k_i F_i \Delta \tau, \quad (16)$$

где σ_{ri} и σ_{ti} – напряжения действующие, соответственно, в радиальном и окружном направлениях;

k_i – коэффициент подвижности.

В результате смещения суммарная результирующая сила F_i уменьшается. Последовательным смещением узлов в направлении действующих сил находится равновесное положение для каждого узла, где суммарная сила равна нулю. Это позволяет построить алгоритм нахождения равновесного напряженно-деформированного состояния системы.

Следует отметить, что равновесное положение узлов в данной задаче можно найти решением системы уравнений для равновесия сил. В пользу предлагаемого подхода сыграл используемый здесь мнимый динамический режим перехода в новое равновесное состояние при воздействии вертикальной нагрузки [2], что позволяет решать двух и трехмерные аналогичные задачи, а также задачи с фактической вязкостью.

Для удобства построения расчетной схемы суммарную силу F_i на узле i можно представить в виде трех сил, а именно, силы, действующей справа от точки $i - F_{rli}$, силы действующей слева от точки $i - F_{r2i}$ и силы F_{Si} в точке i , за счет деформации в окружном направлении. На каждом новом временном слое положение узлов рассчитывается по формулам:

$$r_i^{j+1} = r_i^j + k_i \left[F_{r1}^j(i) + F_{r2}^j(i) + F_s^j(i) \right] \Delta \tau.$$

Для обеспечения соизмеримости скорости стремления к равновесному положению, для узлов с различным радиусом в качестве k_i выбираются значение $1/r_i$. Шаг по времени $\Delta \tau$ выбирается, исходя из условия устойчивости расчетной схемы. Практика расчета таких задач показала, что расчетная схема будет устойчива, если величина $\Delta \tau$ обеспечит выполнение неравенства:

$$r_i^{j+1} - r_i^j < 0,01(r_{i+1}^j - r_{i-1}^j).$$

Расчетная схема для численного решения задачи деформирования полого толстостенного цилиндра, в одномерной постановке, приведена ниже.

- Расчет сил для внешнего элемента ($i = 1$):

$$lr2(1) = -\frac{[r(2) - r(1)] - [r_0(2) - r_0(1)]}{r_0(2) - r_0(1)}, \quad ls2(1) = -\frac{[r(2) + r(1)] - [r_0(2) + r_0(1)]}{r_0(2) + r_0(1)},$$

$$Fr2(1) = E \frac{(1 - \mu)lr2(1) + \mu[lh + ls2(1)]}{1 - 2\mu^2 - \mu} \frac{r(1) + r(2)}{2},$$

$$Fs(1) = -E \frac{(1 - \mu) \left(1 - \frac{r(1)}{r_0(1)} \right) + \mu[lh + lr2(1)]}{1 - 2\mu^2 - \mu} \frac{r(2) - r(1)}{2},$$

$$dr(1) = [Fr2(1) + Fs(1)]dt / r(1); \quad r^{j+1}(1) = r^j(1) + dr^j(1).$$

- Расчет сил для внутренних элементов ($i = \overline{2, N-1}$):

$$lr1(i) = -\frac{[r(i) - r(i-1)] - [r_0(i) - r_0(i-1)]}{r_0(i) - r_0(i-1)}, \quad lr2(i) = -\frac{[r(i+1) - r(i)] - [r_0(i+1) - r_0(i)]}{r_0(i+1) - r_0(i)},$$

$$ls1(i) = -\frac{[r(i-1) + r(i)] - [r_0(i-1) + r_0(i)]}{r_0(i-1) + r_0(i)}, \quad ls2(i) = -\frac{[r(i+1) + r(i)] - [r_0(i+1) + r_0(i)]}{r_0(i+1) + r_0(i)},$$

$$Fr1(i) = -E \frac{(1 - \mu)lr1(i) + \mu[lh + ls1(i)]}{1 - 2\mu^2 - \mu} \frac{r(i) + r(i-1)}{2},$$

$$Fr2(i) = E \frac{(1 - \mu)lr2(i) + \mu[lh + ls2(i)]}{1 - 2\mu^2 - \mu} \frac{r(i) + r(i+1)}{2},$$

$$Fs(i) = -E \frac{(1 - \mu) \left(1 - \frac{r(i)}{r_0(i)} \right) + \mu \left[lh + \frac{lr1(i) + lr2(i)}{2} \right]}{1 - 2\mu^2 - \mu} \frac{r(i+1) - r(i-1)}{2},$$

$$dr(i) = [Fr1(i) + Fr2(i) + Fs(i)]dt / r(i); \quad r^{j+1}(i) = r^j(i) + dr^j(i), \quad i = \overline{2, N-1}.$$

- Расчет сил для внутреннего элемента ($i = N$):

$$lr1(N) = -\frac{[r(N) - r(N-1)] - [r_0(N) - r_0(N-1)]}{r_0(N) - r_0(N-1)},$$

$$ls1(N) = -\frac{[r(N-1) + r(N)] - [r_0(N-1) + r_0(N)]}{r_0(N-1) + r_0(N)},$$

$$Fr1(N) = -E \frac{(1-\mu)lr1(N) + \mu[lh + ls1(N)]}{1-2\mu^2-\mu} \frac{r(N) + r(N-1)}{2},$$

$$Fs(N) = -E \frac{(1-\mu)\left(1 - \frac{r(N)}{r_0(N)}\right) + \mu[lh + lr1(N)]}{1-2\mu^2-\mu} \frac{r(N) - r(N-1)}{2},$$

$$dr(N) = [Fr1(N) + Fs(N)] dt / r(N); \quad r^{j+1}(N) = r^j(N) + dr^j(N).$$

После вычисления величины изменения радиуса узла происходит смещение точки на полученное значение и осуществляется переход к следующему узлу. Данная процедура выполняется в двух направлениях: вначале от внешней к внутренней границе, а затем наоборот. Вычисления проводятся до тех пор, пока значения смещений не достигнут нулевых величин, т.е. до установления состояния равновесия системы. Ниже приводятся оценки относительной погрешности перемещения U по результатам численных расчетов для задачи деформации полого цилиндра в линейной (таблица 2) и нелинейной (таблица 3) постановке. Для оценки относительной погрешности использовались данные таблицы 1.

Таблица 2 – Оценка относительной погрешности и машинного времени счета для численного решения линейной задачи от количества узлов

Коэффициент Пуассона μ	0,1		0,25		0,4	
Число узлов	Погрешность расчета $\Delta U/U_{\max}$	Относительное время счета t	Погрешность расчета $\Delta U/U_{\max}$	Относительное время счета t	Погрешность расчета $\Delta U/U_{\max}$	Относительное время счета t
6	0,022857	2	0,027817	2	0,042169	2
11	0,006285	3,5	0,007229	3,5	0,011359	3
21	0,001714	6	0,001886	6,5	0,002893	5,5
31	0,000571	8	0,000786	8,5	0,001286	6,5
51	ниже значимой	-	0,000314	13	0,000482	9
71	ниже значимой	-	0,000157	17,5	0,000214	10,5
101	ниже значимой	-	ниже значимой	-	0,000107	11,5

Необходимо обратить внимание на то, что расчетная схема в виде уравнений соответствует решению нелинейной задачи. Аналогичная расчетная схема для линейной задачи, когда модули деформации изменяются обратно пропорционально элементарным площадям в плоскостях, перпендикулярных направлению деформации, будет отличаться множителями при силах, в которые входят радиальные координаты. В соответствии с формулами (12) и (13) в указанных множителях вместо координат узлов $r(i)$ будут фигурировать их начальные координаты.

Таблица 3 – Оценка относительной погрешности и машинного времени счета для численного решения нелинейной задачи от количества узлов

Коэффициент Пуассона μ	0,1		0,25		0,4	
Число узлов	Погрешность расчета $\Delta U/U_{\max}$	Относительное время счета t	Погрешность расчета $\Delta U/U_{\max}$	Относительное время счета t	Погрешность расчета $\Delta U/U_{\max}$	Относительное время счета t
6	0,023699	2	0,028650	2	0,042676	2
11	0,006358	3,5	0,007565	3,5	0,011233	3
21	0,001734	4,5	0,001931	6	0,002879	5,5
31	0,000578	7,5	0,000805	9,5	0,001298	8,5
51	ниже значимой	-	0,000322	13	0,000452	10,5
71	ниже значимой	-	0,000161	17,5	0,000226	11
101	ниже значимой	-	ниже значимой	-	0,000113	11,5

Заключение

Полученные аналитические решения задач деформации полого неограниченного цилиндра с неподвижной внешней боковой границей в осесимметричной постановке могут быть использованы для тестирования расчетных схем соответствующих задач и их оптимизации в плане выбора шага сетки. В частности показано, что при разбиении расчетной области на 30 зон погрешность численного расчета деформации не будет превышать 0,1 % от максимального значения деформации внутренней стенки цилиндра. Разработанные аналитические и численные решения могут быть использованы при оценке деформации в вертикальных цилиндрических горных выработках, которыми являются стволы шахт рудников.

Список использованных источников

1. Бахвалов, Н.С. Численные методы / Н.С. Бахвалов, Н.П. Жидков, Г.М. Кобельков. – М.: Лаборатория базовых знаний, 2002. – 632 с.
2. Бровка, Г.П. Численное моделирование механических, реологических и прочностных свойств дисперсных систем / Г.П. Бровка, В.А. Сычевский // Инженерно-физический журнал. – 2000. – Т. 73, № 5. – С. 986-998.
3. Весоловский, З. Динамические задачи нелинейной теории упругости / З. Весоловский. – Киев: Наук. думка, 1981. – 216 с.

-
4. **Коваленко, А.Д.** Основы термоупругости / А.Д. Коваленко. – Киев: Наукова думка, 1970. – 308 с.
 5. **Мусхелишвили, Н.И.** Некоторые основные задачи теории упругости / Н.И. Мусхелишвили. – М.: Наука, 1966. – 708 с.
 6. **Сычевский, В.А.** Математическое моделирование взаимосвязанных процессов переноса тепла, влаги и преобразования структуры в легкодеформируемых горных породах: дис. ... канд. техн. наук / В.А. Сычевский. – Минск, 1999. – 187 л.
 7. **Тимошенко, С.П.** Сопротивление материалов / С.П. Тимошенко. – М.: Наука, 1965. – 480 с.
 8. **Тимошенко, С.П.** Теория упругости / С.П. Тимошенко. – Л.: ОНТИ, 1937. – 451 с.
 9. **Филин, А.П.** Прикладная механика твердого деформируемого тела / А.П. Филин. – М.: Наука, 1976. – 832 с.
-

Brovka G.P. Pyatkevich K.V. Shilovich N.N.

Modeling stress-strain state homogeneous hollow cylinder with a fixed outer side bound for axisymmetric load

The explicit analytical solutions and the corresponding numerical solutions of the deformation of a hollow cylinder with an unlimited fixed outer lateral boundary in the axisymmetric formulation are investigated in this article.

Поступила в редакцию 29.10.2012 г.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 621.91.04.

**АНАЛИЗ И РЕАЛИЗАЦИЯ СХЕМ ОБРАБОТКИ ПРОФИЛЬНЫХ
ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ РОТАЦИОННЫМ ИНСТРУМЕНТОМ**

Данилов В.А., Селицкий А.Н. (УО «Полоцкий государственный университет», г. Новополоцк, Беларусь)

Рассмотрены способы ротационного точения некруглых цилиндрических поверхностей при профилировании кинематическим, геометрическим и комбинированным методами. Дана характеристика особенностей процессов профилирования указанными методами при сообщении круглому резцу качательного движения и установки его под углом к оси вращения, при применении ротационных инструментов некруглой формы. Показаны технологические возможности и преимущества способа ротационного точения профильных поверхностей эксцентрично установленным круглым резцом. Описаны конструкция ротационного инструмента и структурная схема станка для реализации этого способа обработки.

Введение

Профильные моментопередающие соединения, обладающие по сравнению с традиционными шлицевыми и шпоночными соединениями более высокой усталостной прочностью и долговечностью, находят все более широкое применение в трансмиссиях и узлах различных машин, устройствах для крепления режущих и вспомогательных инструментов на металлорежущих станках и в других областях техники. Технико-экономические и эксплуатационные преимущества обуславливают целесообразность применения таких соединений в тяжелонагруженных трансмиссиях горных машин [1], что требует разработки эффективных методов механической обработки профильных деталей, режущих инструментов и станочного оборудования. Прогрессивным направлением в металлообработке является ротационное резание, обеспечивающее при более высокой стойкости инструмента повышение производительности обработки. В этой связи заслуживает внимания разработка эффективного метода ротационного точения профильных валов и средств его реализации.

Разработка эффективной технологии изготовления деталей профильных моментопередающих соединений связана с анализом известных способов ротационного точения некруглых поверхностей. Профилирование некруглой поверхности возможно кинематическим методом за счет сообщения инструменту согласованных движений, геометрическим методом при выполнении режущей кромки соответствующей формы и комбинированным методом. Принятый способ формообразования служит основой для проектирования режущего инструмента и станка. Ниже рассмотрены некоторые аспекты решения этих задач.

**Анализ способов ротационного точения профильных
цилиндрических поверхностей**

Кинематический метод профилирования некруглой цилиндрической поверхности реализуется при сообщении ротационному резцу качательного движения [2] (рисунок 1). Обработка осуществляется ротационным резцом 2 с круговой режущей кром-

кой, которому сообщают подачу S вдоль оси вращения заготовки 1 и вращение вокруг своей оси, скрещающейся с осью вращения заготовки. Заготовка получает вращение с угловой скоростью ω_1 , а ротационный резец со скоростью ω_2 , при этом угловая скорость вращения резца не зависит от угловой скорости вращения заготовки и формируемого профиля и назначается, исходя из условий резания.

Для формирования некруглого профиля резцу сообщают также качательное движение v_k вокруг точки O пересечения плоскости, проходящей через круговую режущую кромку, с его осью вращения (центр инструмента) и в плоскости, которая содержит оси вращения резца и заготовки. Благодаря качательному движению v_k изменяется расстояние между осью вращения заготовки и формообразующей точкой режущей кромки резца. Для компенсации смещения режущей кромки в направлении подачи, вызываемого качательным движением резца, заготовке или резцу сообщают осевые колебания S_o , согласованные с качательным движением резца.

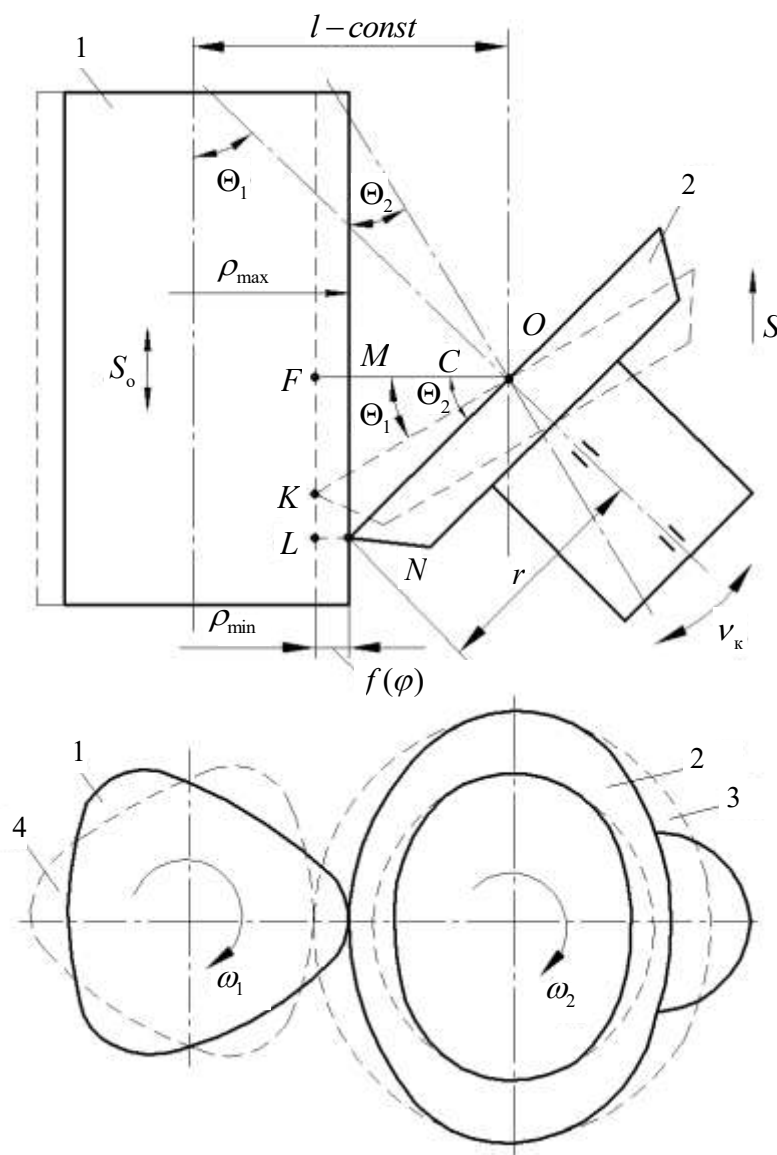


Рисунок 1 – Схема обработки некруглой цилиндрической поверхности качающимся ротационным резцом

Резец 2 радиусом r устанавливают на постоянном расстоянии $l = const$ от оси вращения заготовки и под углом Θ к ней. Для формирования некруглого профиля ему сообщают качательное движение v_k , изменяющее угол наклона Θ_1 оси резца к оси заготовки. На рисунке 1 сплошной линией показано начальное положение заготовки 1 и инструмента 2, оси которых скрещиваются под углом $\Theta_1 = \Theta_{\max}$. В этом положении радиус обработанной поверхности имеет максимальное значение $\rho_{\max}$. В процессе обработки радиус профиля формируемой поверхности уменьшается до минимального значения $\rho_{\min}$, при котором резец занимает положение 3, а заготовка – 4, и их оси скрещиваются под углом Θ_2 . Таким образом, за время одного оборота заготовки угол качания резца Θ_i изменяется от Θ_1 до Θ_2 , благодаря чему и обеспечивается формирование некруглого профиля.

Из рисунка 1 имеем:

$$\cos \Theta_1 = \frac{FO}{KO}, \quad KO = r, \quad FO = FM + MO = f(\varphi) + c,$$

где $f(\varphi)$ – функциональная зависимость, описывающая изменение радиуса профиля от угла поворота заготовки;

c – минимальное расстояние от центра инструмента до прямолинейной образующей формируемой поверхности.

Следовательно,

$$\Theta_i = \arccos \frac{c + f(\varphi)}{r}. \quad (1)$$

Необходимость в сообщении колебательного движения S_0 заготовке или инструменту обусловлена тем, что при качании инструмента его точка касания N с образующей формируемой поверхности смещается в продольном направлении в точку K . Для устранения смещения инструмент необходимо возвратить в точку L , что обеспечивается за счет осевых колебаний S_0 с амплитудой:

$$B = KL = FL - KF, \quad (2)$$

где $FL = \sin \Theta_1 \cdot r$;

$KL = \sin \Theta_2 \cdot r$.

Тогда

$$B = r(\sin \Theta_{\max} - \sin \Theta_i). \quad (3)$$

Для формирования некруглой поверхности с N – гранным профилем колебательные движения S_0 и v_k выполняются синхронно, при этом частота обоих колебаний должна быть в N раз больше частоты вращения заготовки ω_1 , что обеспечивается при настройке станка. Необходимость выполнения двух качательных движений, сообщаемых исполнительным органам станка, существенно ограничивает производительность обработки из-за неблагоприятных динамических условий работы станка.

Известный *геометрический способ* формирования некруглых поверхностей основан на установке круговой режущей кромки под непрямым углом к оси вращения резца [3]. Он позволяет обрабатывать цилиндрические поверхности различного профиля в зависимости от соотношения угловых скоростей резца и заготовки. Обработку осуществляют круглым резцом, режущую кромку которого устанавливают под углом к его оси вращения, не равным 90° .

На рисунке 2 показано положение инструмента 1 и заготовки 2 в середине и в конце цикла формирования некруглого профиля и профили поперечных сечений обработанной поверхности, соответствующие различным соотношениям угловых скоростей вращения заготовки и резца. Если угловые скорости заготовки и резца равны (рисунок 2а, б), то формируется цилиндрическая поверхность, эксцентрично расположенная относительно оси вращения заготовки. Профилирование начинается в момент касания наиболее удаленной от оси вращения заготовки точки круговой режущей кромки с формируемой поверхностью (точка А). За половину оборота заготовки (рисунок 2а) резец совершит также половину оборота и врежется в заготовку на максимальную величину δ (точка В). При дальнейшем вращении заготовки и резца режущая кромка удаляется от оси вращения заготовки, и цикл формирования профиля закончится при повороте заготовки и резца на 360° .

Далее циклы профилирования повторяются по мере перемещения резца вдоль заготовки. В результате образуется эксцентричная поверхность с величиной эксцентриситета δ , определяемой расстоянием между наиболее удаленной и приближенной по отношению к линии центров точки режущей кромки.

Если частота вращения резца вдвое больше, чем заготовки ($\frac{n_2}{n_1} = 2$), то образуется эллипсный профиль (рисунок 2в). При $\frac{n_2}{n_1} = 3$ профиль имеет трехгранную (рису-

нок 2г), а при $\frac{n_2}{n_1} = 4$ – четырехгранную форму (рисунок 2д) и т.д. В общем случае

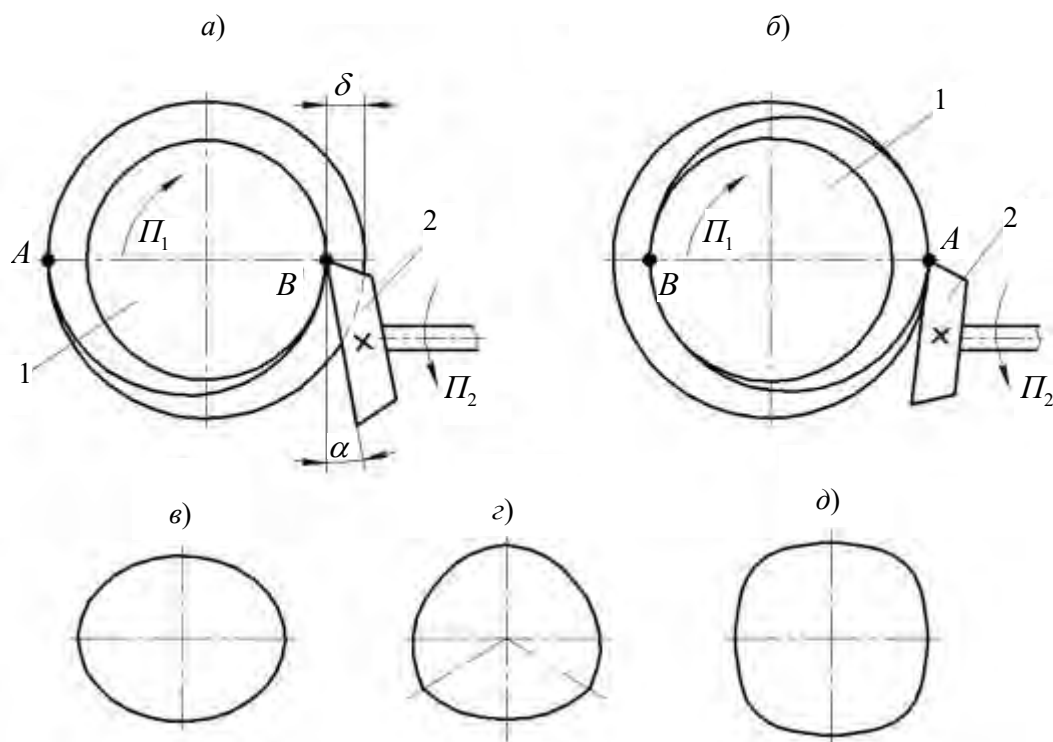
$\frac{n_2}{n_1} = K$, где K – целое число, равное числу граней. Высота выступов над вписанной в профиль окружностью регулируется за счет изменения угла наклона α плоскости режущей кромки к оси вращения резца.

Для обработки некруглой поверхности с винтовыми образующими необходимо, чтобы за 1 оборот заготовки режущая кромка не доходила до точки А (если винтовая поверхность правая) или переходила ее (левая винтовая поверхность). В этом случае

$\frac{n_2}{n_1} = K \frac{1}{R}$, где целая часть дроби (K) определяет число граней, а дробная часть ($\frac{1}{R}$) –

угол подъема и направление винтовой линии. При $\frac{1}{R} > 0,5$ образуется правая винтовая линия, при $\frac{1}{R} < 0,5$ – левая винтовая линия.

Достоинством этого способа по сравнению с предыдущим является отсутствие реверсивных движений инструмента относительно заготовки, что позволяет повысить производительность обработки. Недостатком рассмотренных способов ротационного точения является существенное изменение рабочих углов режущей части, отрицательно влияющее на условия стружкообразования, динамику процесса резания и производительность обработки.



а, б – схема профилирования; в-д – форма профилей

Рисунок 2 – Схема ротационного точения профильной поверхности наклоненным к оси вращения круглым резцом

В меньшей степени отмеченный недостаток проявляется при обработке некруглых поверхностей инструментом, режущая кромка которого имеет полигональную форму в плоскости, перпендикулярной оси его вращения [4]. Ось вращения инструмента 1 (рисунок 3) перпендикулярна оси вращения заготовки 2. Для профилирования некруглой цилиндрической поверхности инструменту сообщают гармоническое поперечное движение, согласованное с вращением заготовки, и продольную подачу. В данном случае профиль поверхности образуется комбинированным методом.

Линейную скорость вращения инструмента v_2 задают, как минимум, на порядок больше линейной скорости вращения заготовки v_1 , а продольную подачу $S_{пр}$ – по следующей зависимости:

$$S_{пр} > \frac{2e \cdot n_1}{N \cdot n_2}, \quad (4)$$

где e – эксцентриситет профиля инструмента;

n_1 – частота вращения обрабатываемой детали;

n_2 – частота вращения резца;

N – количество граней профиля резца.

Основное направление деформации стружки происходит вдоль режущей кромки резца, при этом суммарная подача на грань профиля резца:

$$S_{гр} = S_k + \frac{S_{пр}}{N}, \quad (5)$$

где S_k – конструктивная подача, обусловленная параметрами контурной кривой полигональной кромки;

$S_{\text{пр}}$ – продольная подача резца на оборот обрабатываемого вала;

N – количество граней профиля резца.

$$S_k = \rho_{\max} - \rho_{\min} = (\rho_{\text{ср}} + e) - (\rho_{\text{ср}} - e) = 2e, \quad (6)$$

где $\rho_{\max}$, $\rho_{\min}$ и $\rho_{\text{ср}}$ – соответственно максимальный, минимальный и средний радиус-векторы профиля резца;

e – эксцентриситет профиля резца.

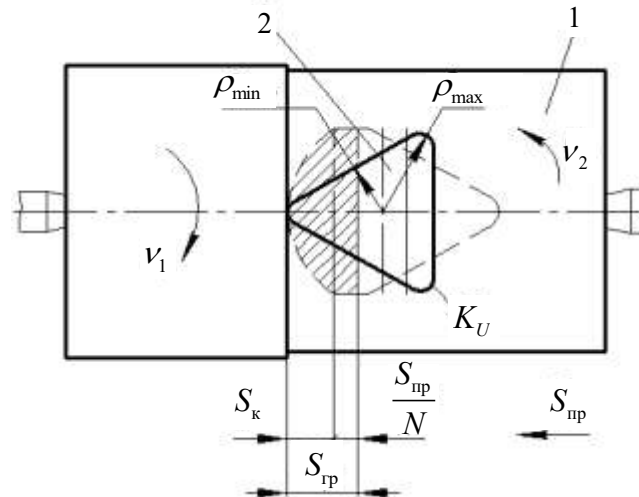


Рисунок 3 – Схема обработки некруглой цилиндрической поверхности вращающимся резцом с полигональной формой режущей кромки

Резание за счет конструктивной подачи происходит на участке профиля с возрастающим радиус-вектором. Для того чтобы обеспечить резание на участках с уменьшающимся радиус-вектором необходимо, чтобы

$$S_{\text{пр}} > \frac{S_k n_1}{N n_2}, \quad (7)$$

или

$$S_{\text{пр}} > \frac{2e \cdot n_1}{N n_2} \quad (8)$$

где n_1 (n_2) – частота вращения заготовки (инструмента).

Схема обеспечивает формирование профиля с равноосным контуром (РК-профиль). Ее недостатком является наличие гармонических колебаний инструмента в радиальном направлении, что ограничивает производительность обработки.

Отмеченный недостаток устранен в способе ротационного точения некруглых цилиндрических поверхностей эксцентрично установленным круглым резцом [5]. Заготовке 1 (рисунок 4) и круглому резцу 2 радиусом R сообщаются вращательные движения соответственно ω_1 и ω_2 с частотами n_1 и n_2 вокруг скрещивающихся под прямым углом осей L_1 и L_2 . Геометрическая ось 3 резца параллельна оси его вращения L_2 и отстоит от нее на величину эксцентриситета $e = h/2$, где h – высота выступов некруглого профиля над вписанной в него окружностью радиусом r . Если отношение i

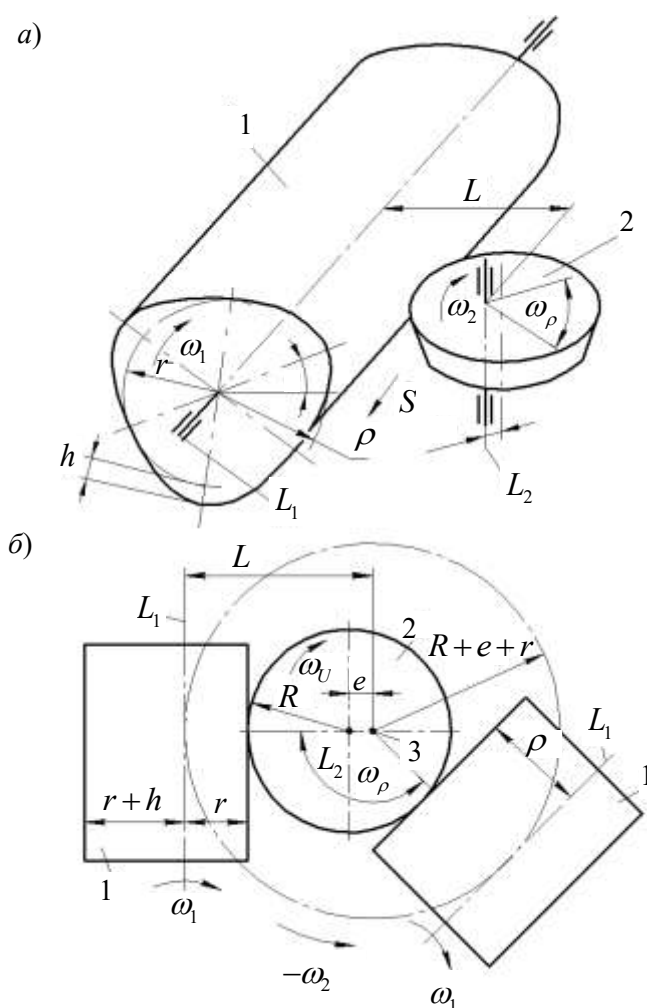
частот вращений резца и заготовки равно числу выступов m , то достигается формообразование некруглой цилиндрической поверхности с прямолинейной образующей. При дробном значении i множество положений любой точки режущей кромки при ее угловом параметре, равном $2\pi \cdot n$, принадлежит цилиндрической винтовой линии, радиус которой зависит от выбора точки на режущей кромке.

Радиус-вектор ρ профиля непрерывно изменяется по зависимости:

$$\rho = r + \Delta\rho, \quad (9)$$

где r – радиус вписанной в профиль окружности;

$\Delta\rho$ – приращение радиус-вектора профиля, обусловленное изменением расстояния между осью L_1 и режущей кромкой.



a – кинематическая схема обработки; b – схема профилирования поверхности

Рисунок 4 – Схема обработки некруглой поверхности эксцентрично установленным круглым резцом

Огибающая положений оси L_1 в ее вращательном движении вокруг оси L_2 представляет собой окружность радиусом $R + e + r$, а прямолинейная образующая формируемой криволинейной поверхности при любом значении φ_p касательна к круговой режущей кромке. Тогда, из рисунка 4б:

$$R + \rho = R + e + r + e \cos(\pi - \varphi_\rho), \quad (10)$$

$$\rho = r + e(1 - \cos \varphi_\rho). \quad (11)$$

Поскольку $n_2/n_1 = m$, то $\varphi_\rho = m\varphi$, где φ – угол поворота заготовки, соответствующий углу φ_ρ поворота резца. Следовательно, образуемый профиль описывается уравнением:

$$\rho = r + e(1 - \cos m\varphi) \quad (12)$$

или

$$\rho = R_0 - e(1 + \cos m\varphi), \quad (13)$$

где R_0 – максимальный радиус формируемого профиля.

Так как средний радиус некруглого профиля r_c определяется по зависимости $r_c = r + e$, то формула (12) примет вид:

$$\rho = r_c - e \cos m\varphi. \quad (14)$$

Таким образом, образуемый профиль является синусоидальным (синоидным) с m равномерно расположенными по окружности выступами, высота h которых равна $2e$. Величина e влияет на кривизну профиля, который может быть выпуклым или выпукло-вогнутым. образуемый профиль не зависит от радиуса резца, который изменяется при переточке, что имеет практическое значение.

Анализ геометрии профиля некруглой поверхности, образованной эксцентрично установленным круглым резцом [6] показал, что граничным условием для определения выпуклости или вогнутости формируемого некруглого профиля является выражение:

$$\frac{e}{r_c} = \frac{1}{m^2 + 1}. \quad (15)$$

При значении $\frac{e}{r_c} > \frac{1}{m^2 + 1}$ профиль вогнутый, а при $\frac{e}{r_c} < \frac{1}{m^2 + 1}$ – выпуклый. Если же $\frac{e}{r_c} = \frac{1}{m^2 + 1}$, то его кривизна равна нулю. Зависимость (15) позволяет управлять схемой формообразования для получения профиля требуемой геометрии, что необходимо для практической реализации ротационного точения некруглых поверхностей.

Анализ представленных схем формообразования показывает их достоинства и недостатки:

- обработка ротационным резцом, совершающим качательные и осевые колебания, характеризуется нестабильностью условий резания, обеспечивает относительно низкую производительность из-за переменных по направлению движений инструмента и реализуется на станках со сложной кинематикой;

- схема обработка некруглых валов наклонным к своей оси вращения круглым резцом позволяет упростить кинематику станка, но также характеризуется нестабильностью рабочих углов режущей части инструмента;

- применение ротационных резцов с полигональной формой режущей кромки позволяет улучшить условия резания, обрабатывать некруглые поверхности с равновесным контуром, но не обеспечивает высокую производительность из-за гармонических перемещений резца в радиальном направлении;

- схема обработка некруглых валов эксцентрично установленным круглым ротационным резцом имеет широкие технологические возможности по форме обработанных поверхностей, отличается простотой реализации и обеспечивает повышение производительности обработки за счет улучшения условий резания и отсутствия реверсивных движений инструмента.

В связи с этим из рассмотренных способов обработки некруглых цилиндрических поверхностей определенные преимущества имеет способ ротационного точения эксцентрично установленным круглым резцом. Он может быть реализован на универсальных металлорежущих станках, например на широкоуниверсальном зубошлифцифрезорном станке модели ВС-50 производства Витебского станкостроительного завода «Вистан» и на специальных станках соответствующим режущим инструментом. Ниже рассмотрены средства реализации этого способа обработки.

Режущий инструмент для обработки некруглых цилиндрических поверхностей

Конструкция режущего инструмента для ротационного точения некруглых цилиндрических поверхностей эксцентрично установленным круглым резцом показана на рисунке 5. На оправке 1 установлена сменная переходная втулка 2, а на нее – круглый резец 3. Для фиксации положения резца 3 и втулки 2 относительно оправки 1 служит элемент, выполненный, например, в виде призматической шпонки 4. Крепление резца 3 на оправке 1 обеспечивается гайкой 5. Оправка 1 крепится неподвижно в шпинделе 6 станка.

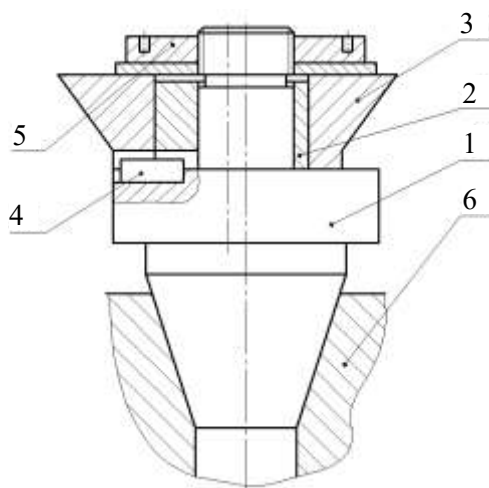


Рисунок 5 – Ротационный инструмент с эксцентрично установленным круглым резцом для ротационного точения некруглых поверхностей

Для обеспечения возможности формирования некруглых цилиндрических поверхностей, например некруглых валов профильных моментопередающих соединений, наружная поверхность переходной втулки 2 расположена эксцентрично относительно ее внутренней поверхности. В этом случае геометрическая ось круглого резца 3 не совпадает с осью оправки 1. Поэтому при вращении оправки совместно со шпинделем 6 станка непрерывно изменяется расстояние от оси вращения до круговой режущей кромки резца 3, благодаря чему обеспечивается обработка некруглой поверхности.

Применением переходных втулок с различной эксцентricностью расположения наружной и внутренней поверхности обеспечивается широкая универсальность инструмента по форме обрабатываемых поверхностей. Наличие элемента (шпонка 4) для фиксации углового положения относительно оправки 1 одновременно круглого резца 3 и переходной втулки 2 обеспечивает надежность ротационного инструмента.

Станок для точения профильных деталей

На рисунке 6 представлена структурная схема специального станка для ротационного точения профильных деталей.

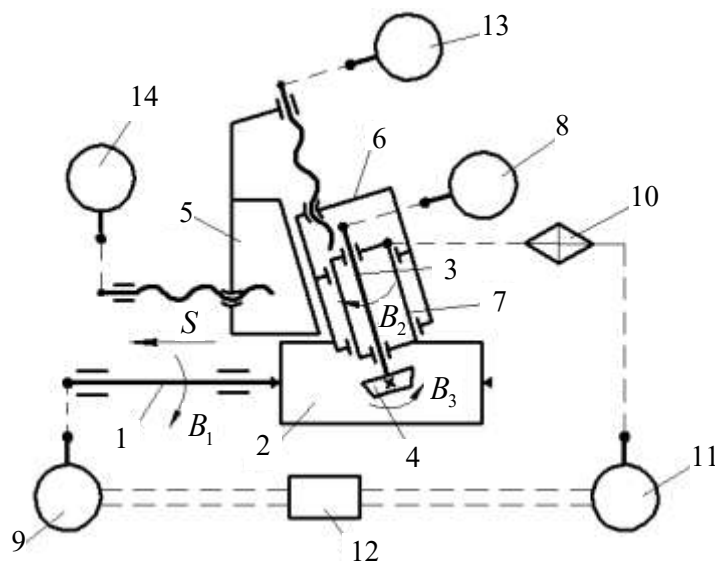


Рисунок 6 – Структурная схема станка для точения профильных деталей

Станок имеет следующие исполнительные органы: шпиндель 1, несущий обрабатываемое изделие 2; инструментальный шпиндель 3 с неподвижно закрепленным на нем круглым ротационным резцом 4; продольный 5 и поперечный 6 суппорты и установленную на поперечном суппорте 6 обойму 7.

Инструментальный шпиндель 3 установлен в обойме 7 эксцентрично с возможностью вращения и настройки требуемого значения эксцентриситета – расстояния между осями вращения обоймы и инструментального шпинделя. Инструментальный шпиндель снабжен индивидуальным регулируемым двигателем 8.

Шпиндель 1 соединен с регулируемым синхронным электродвигателем 9, а обойма 7 кинематически связана через механический орган настройки (например, гитару сменных зубчатых колес) 10 с регулируемым синхронным электродвигателем 11.

Электродвигатели 9 и 10 подключены к общему источнику питания 12 (регулируемому преобразователю частоты переменного тока). Благодаря тому, что оба электродвигателя – синхронные, обеспечивается синхронизация вращательных движений шпинделя 1 и обоймы 7.

Поперечный суппорт 6 снабжен приводом 13 его перемещения и установлен на продольном суппорте 5, снабженным приводом 14 его перемещения.

Благодаря особенностям конструкции станок может работать в трех режимах: точение профильных деталей с криволинейными продольными сечениями, точение профильных деталей с криволинейными поперечными сечениями, имеющими равномерно расположенные выступы, точение круглых цилиндрических деталей.

При точении деталей с криволинейными продольными сечениями на инструментальном шпинделе 3 закрепляется некруглый дисковый резец 4, ось вращения инструментального шпинделя совмещается с осью вращения обоймы 7, и он жестко фиксируется относительно обоймы, а привод 8 отключается. Посредством привода 13 устанавливается необходимое расстояние между осями вращений шпинделя 1 и обоймы 7. Орган 10 настраивается так, чтобы осуществлялось качение дискового резца вдоль оси вращения шпинделя 1.

В процессе обработки шпиндель 1 с изделием 2 получает от двигателя 9 вращательное движение B_1 со скоростью резания, а обойма 7 совместно с инструментальным шпинделем 3 и резцом 4 получает вращательное движение B_2 от двигателя 11. Одновременно от привода 14 сообщается движение подачи S продольному суппорту 5. В результате осуществления указанных движений обеспечивается обработка детали с криволинейным продольным сечением, форма которого определяется формой режущей кромки дискового резца.

Точение профильных деталей с криволинейными поперечными сечениями, имеющими равномерно расположенные выступы, осуществляется круглым дисковым резцом. Для обработки различных деталей используется один резец, что повышает универсальность станка.

В этом случае инструментальный шпиндель устанавливается в обойме 5 с эксцентриситетом, величина которого задается в два раза меньше высоты выступов у обработанной детали. Орган 10 настраивается так, чтобы отношение частот вращения обоймы 7 и шпинделя 1 было равно количеству выступов. Таким образом, при обработке таких поверхностей обойма 7 с резцом 4 вращаются в несколько раз быстрее изделия 2, поэтому обработка профильных деталей возможна только в ограниченном диапазоне их диаметров в зависимости от отношения окружных скоростей резца и заготовки.

При сообщении инструментальному шпинделю 3 с резцом 4 от привода 8 вращательного движения B_3 , противоположного по направлению вращению B_2 , окружная скорость резца 4 не зависит от частоты движения B_2 и поэтому может быть настроена оптимальной при любой форме обработанной поверхности, что обеспечивает благоприятные условия резания. Благодаря этому существенно расширяются технологические возможности, и повышается производительность станка.

Выводы

В результате анализа известных способов ротационного точения некруглых цилиндрических поверхностей установлено, что их профилирование возможно кинематическим, геометрическим и комбинированным методами, влияющими на конструкцию режущего инструмента и станка. Указанные методы профилирования некруглых поверхностей реализуются соответственно при сообщении круглому резцу качательного движения, установки его под углом к оси вращения и при применении ротационных инструментов некруглой формы. Наличие возвратно-поступательных движений в рассмотренных схемах профилирования отрицательно влияет на условия резания и производительность обработки, что обуславливает преимущества способов обработки без реверсивных движений. К ним относится рассмотренный способ ротационного точения синусоидальных поверхностей эксцентрично установленным круглым резцом. Описаны конструкция режущего инструмента и структурная схема станка для осуществления этого способа обработки. Способ реализуется также на универсальных станках отечественного производства.

Список использованных источников

1. **Данилов, В.А.** Научно-техническое обеспечение применения профильных моментопередающих соединений в горных машинах и оборудовании / В.А. Данилов, В.Я. Прушак // Горная механика. – 2009. – № 2. – С. 5-13.
2. Способ обработки некруглых деталей с N гранями: а.с. 1009612 СССР, МКИ5 В 23В 1/00 / В.Г. Евтухов, А.В. Гришкевич, И.Л. Цымбал; Харьковский ордена Ленина политехн. ин-т. им. В.И. Ленина – № 3331635/25-08; заявл. 17.08.81; опубл. 07.04.83 // Бюл. – № 13.
3. Способ обработки тел вращения некруглого сечения: а.с. 665982 СССР, МКИ5 В 23В 1/00, В 23В 5/44 / В.И. Ходырев, А.Н. Анохин, А.С. Тарапанов; Могилевский машиностроительный ин-т. – № 2555850/25-08; заявл. 16.12.77; опубл. 05.06.79 // Бюл. – № 21.
4. Способ лезвийной обработки валов с профилем «Равноосный контур»: а.с. 1126375 СССР, МКИ5 В 23В 1/00 / Э.В. Рыжов, Н.С. Индаков, Э.А. Петровский, О.П. Конных, А.И. Петровская; Ордена Трудового Красного Знамени ин-т. сверхтвердых материалов АН УССР и Красноярский политехн. ин-т. – № 3526472/25-08; заявл. 11.01.83; опубл. 30.11.87 // Бюл. – № 44.
5. Способ точения сложных поверхностей: а.с. 982845 СССР МКИ5 В 23В 1/00, В 23В 5/44 / В.А. Данилов; Новопол. политехн. ин-т. – № 2872050/25-08; заявл. 21.01.80; опубл. 23.12.82 // Бюл. – № 47.
6. **Данилов, В.А.** Анализ схемы ротационного точения некруглых цилиндрических поверхностей / В.А. Данилов, А.Н. Селицкий // Вестник Полоцкого государственного университета. Серия С. Фундаментальные науки. – 2006. – № 10. – С. 146-157.
7. Ротационный инструмент: пат. 4541 Респ. Беларусь, МПК(2006) В 23В 27/00, В 23В 5/00 / В.А. Данилов, А.Н. Селицкий; заявитель Полоц. гос. ун-т. – № u 20080005; заявл. 01.08.2008; опубл. 30.08.2008 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2008.
8. Станок для точения профильных деталей: пат. 4540 Респ. Беларусь, МПК(2006) В 23В 5/00 / В.А. Данилов, А.Н. Селицкий; заявитель Полоц. гос. ун-т. – № u 20080004; заявл. 2008.01.08; опубл. 30.08.2008 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2008.

Danilov V.A., Selitski A.N.

Analysis and implementation of machining patterns of the profile cylindrical surfaces using rotation instrument

Reviewed the methods of longitudinal turning of the nonround cylindrical surfaces while profiling by cinematic, geometric and mixed methods. Defined the profiling process features using the specified methods while transmitting swinging motion to the round tool and its angle setting to the axis of rotation, on application of rotation nonround instruments. Engineering capabilities and advantages of the profile surfaces longitudinal turning method by means of circular form tool set out of centre are presented. Described design of the rotary instrument and functional chart of the machine for implementation of this processing technique.

Поступила в редакцию 02.11.12 г.

УДК 629.331

КРЕН ГОРНЫХ МАШИН НА ШАГАЮЩЕМ ХОДУ ВСЛЕДСТВИЕ ДЕФОРМАЦИИ ОПОРНОГО ОСНОВАНИЯ

Казаченко Г.В., Басалай Г.А. (Белорусский национальный технический университет, г. Минск, Беларусь), Неверовская Я.Б. (ОАО «Белгорхимпром», г. Минск, Беларусь), Ярмолинская А.А. (ОАО «Беларуськалий», г. Солигорск, Беларусь)

Рассмотрена деформация несущего основания под круглой опорной базой горных машин в статическом состоянии. Деформации приняты подчиняющимися закону Гука, то есть пропорциональными давлениям под базой. Получены зависимости для определения угла наклона базы в зависимости от физико-механических свойств грунта и положения центра давления.

Введение

В горнодобывающей промышленности на машинах больших масс и размеров (экскаваторы, отвалообразователи) очень часто используются шагающие механизмы передвижения с основным опорным элементом – базой с днищем в форме круга. Для исследования устойчивости таких машин важное значение имеет характер деформаций опорного основания. Решение задач определения деформаций, даже в случае соблюдения закона Гука, не всегда возможно в конечном виде. Однако в некоторых случаях можно получить приближенные решения. В настоящей статье предпринята попытка найти такие решения в рамках линейной зависимости деформаций опорного основания от давления на него.

Исследование и некоторые результаты

Рассмотрим машину, находящуюся первоначально на горизонтальной опорной поверхности, которая деформируется под действием нагрузок со стороны базы (рисунок 1). Сначала определим среднюю деформацию основания под опорной базой в рамках линейной зависимости между деформациями и давлением. При этом считаем, что модуль упругости базы намного превышает модуль упругости опорного основания и воспользуемся формулами линейной теории упругости, которые успешно использовались профессором Ф.А. Опейко [1] при определении деформаций торфяных залежей под ходовыми устройствами машин для добычи торфа. В основу этих зависимостей была положена формула для вычисления деформации под круглым штампом:

$$h = \frac{1 - \nu^2}{2} \cdot \frac{P_z}{E \cdot R_{\text{ш}}}, \quad (1)$$

где P_z – нормальная к опорной поверхности нагрузка со стороны штампа;

$R_{\text{ш}}$ – радиус штампа;

ν – коэффициент Пуассона опорного основания;

E – модуль упругости опорного основания.

Опорные базы машин с шагающими ходовыми механизмами в рабочем положении опираются на несущее полупространство также днищем круговой формы.

В реальных условиях сила P_z приложена не в центре опорной площади, что вызывает крен опорной базы вследствие неравномерности распределения давления на опорную поверхность и неравномерность ее деформаций. Для определения угла крена примем, не нарушая общности, что центр давления расположен на продольной оси машины (рисунок 1). Кроме того, угол крена φ считаем малым, так что можно принять $\varphi = \operatorname{tg} \varphi$. Для определения $\operatorname{tg} \varphi$ используем соотношение:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{h_{\max} - h_{\min}}{2R}, \quad (2)$$

где $h_{\max}$ и $h_{\min}$ – максимальная и минимальная деформации опорного основания соответственно;

R – радиус опорной базы машины.

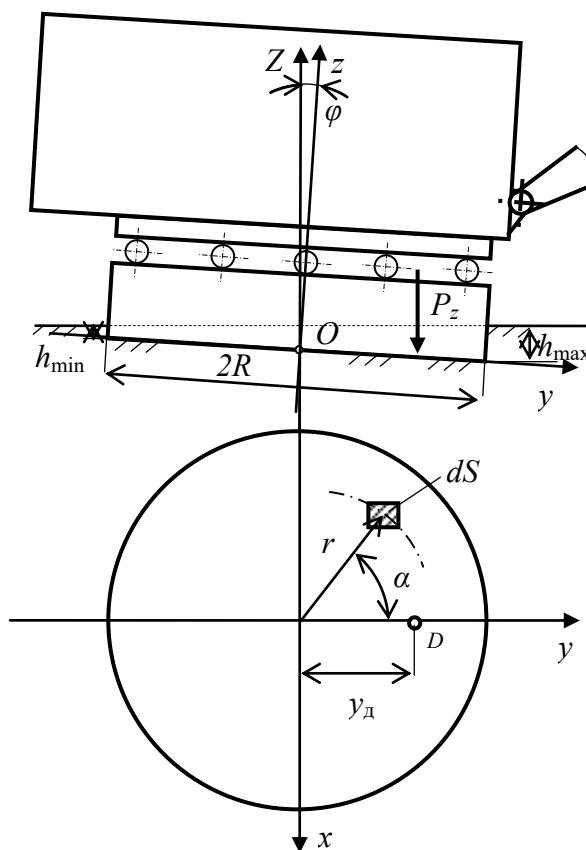


Рисунок 1 – К определению крена машины на шагающем движителе

Максимальную и минимальную деформации опорного основания вычислим, исходя из закона Гука по формулам:

$$h_{\max} = p_{\max} / C_h; \quad h_{\min} = p_{\min} / C_h, \quad (3)$$

где $p_{\max}$ и $p_{\min}$ – максимальное и минимальное давления базы на опорное основание;

C_h – коэффициент жесткости опорного основания.

Полагая, что $p = h \cdot C_h$, и используя формулу (1) запишем:

$$h = \frac{1-\nu^2}{2} \cdot \frac{\pi \cdot R^2 \cdot p_c}{E \cdot R}, \quad (4)$$

где $p_c = \frac{P_z}{\pi \cdot R^2}$ – среднее давление базы на опорную площадь.

Тогда

$$C_h = \frac{2E}{\pi \cdot R(1-\nu^2)}. \quad (5)$$

Учитывая, что в нашем случае ось Oy совпадает с линией наибольшего наклона опорной базы, и приняв во внимание известные соотношения для определения напряжений при сложном изгибе [2], можно записать:

$$p_{\max} = \frac{P_z}{\pi \cdot R^2} + \frac{4P_z \cdot y_d}{\pi \cdot R^3};$$

$$p_{\min} = \frac{P_z}{\pi \cdot R^2} - \frac{4P_z \cdot y_d}{\pi \cdot R^3}, \quad (6)$$

где y_d – координата центра давления.

Эта координата в данном случае равна радиус-вектору центра давления. Считая, что центр давления находится в пределах ядра сечения, т.е. полагая $y_d < r_d = \frac{1}{4}R$ и $p_{\min} > 0$ определим $\operatorname{tg} \varphi$. Для этого подставим уравнение (6) в (3) и далее в (2). Тогда

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{2(1-\nu^2)}{E} \cdot \frac{P_z \cdot y_d}{R^3}, \quad (7)$$

или, учитывая малое значение угла крена,

$$\varphi \cong \frac{2(1-\nu^2)}{E} \cdot \frac{P_z \cdot y_d}{R^3}. \quad (8)$$

К такому же результату можно прийти и несколько другим способом. Вычислим момент сил давления относительно оси Ox . Этот момент при работе базы всей опорной поверхностью:

$$M_x = \int_0^{2\pi} \int_0^R p \cdot dS \cdot r \cdot \cos \alpha, \quad (9)$$

где $dS = dx \cdot dy = r \cdot dr \cdot d\alpha$ – элемент площади;

r – радиус-вектор этого элемента площади;

p – давление на этом элементе.

Полагая как и прежде, деформацию опорного основания пропорциональной давлению и записав $h_t = h + r \cdot \cos \alpha \cdot \operatorname{tg} \varphi$, имеем:

$$p = C_h \cdot h_t = C_h (h + r \cdot \cos \alpha \cdot \operatorname{tg} \varphi),$$

$$M_x = \int_0^{2\pi} \int_0^R C_h (h + r \cdot \cos \alpha \cdot \operatorname{tg} \varphi) \cdot r^2 \cdot \cos \alpha \cdot dr d\alpha, \quad (10)$$

где h_t – текущее значение деформации.

Представляя этот интеграл как сумму двух интегралов:

$$M_x = \int_0^{2\pi} \int_0^R C_h \cdot h_t \cdot r^2 \cdot \cos \alpha \cdot \operatorname{tg} \varphi \cdot dr d\alpha + \int_0^{2\pi} \int_0^R C_h \cdot r^3 \cdot \cos^2 \alpha \cdot \operatorname{tg} \varphi \cdot dr d\alpha$$

и учитывая, что первый интеграл равен нулю, имеем:

$$M_x = R^3 \cdot \frac{E}{2(1-\nu^2)} \cdot \operatorname{tg} \varphi. \quad (11)$$

Отсюда находим значение тангенса угла наклона опорной базы:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{2(1-\nu^2)}{E} \cdot \frac{M_x}{R^3}, \quad (12)$$

что совпадает с (7), так как в этом случае $M_x = P_z \cdot y_d$.

Формула (13) может служить основой для оценки статической устойчивости отвалообразователя, так как допустимый угол его крена нормируется:

$$\operatorname{arctg} \frac{2(1-\nu^2)}{E} \cdot \frac{M_x}{R^3} < [\varphi], \quad (13)$$

где $[\varphi]$ – допустимое значение угла крена.

Эта зависимость указывает на существенное влияние габарита опорной базы с днищем в форме круга на устойчивость машин с шагающими механизмами перемещения и необходимость поиска новых технических предложений и решений, повышающих эффективность подобных механизмов. В то же время, зависимости (8) и (12) позволяют найти начальное значение крена машин на шагающем движителе с опорной базой цилиндрической формы, но не отвечают на вопрос о его развитии в процессе эксплуатации. Наблюдения за работой шагающих отвалообразователей на Первом рудоправлении ОАО «Беларуськалий» свидетельствуют о постепенном увеличении его крена в сторону отвальной консоли.

Это говорит о том, что в процессе эксплуатации имеет место значительное колебание нагрузок на опорную базу, а также проявление во времени пластических свойств грунта солеотвала, т. е. имеет место явление, широко известное и описанное в механике грунтов [3] (крен Пизанской башни, оседание зданий и сооружений). Характерная кривая возрастания угла крена во времени представлена на рисунке 3. Эта кривая требует адекватного математического описания и может служить основой для выбора срока прекращения эксплуатации машин на данном опорном основании по условию $|\varphi - \varphi(t)| > \varepsilon$, где ε – критерий возможности эксплуатации.

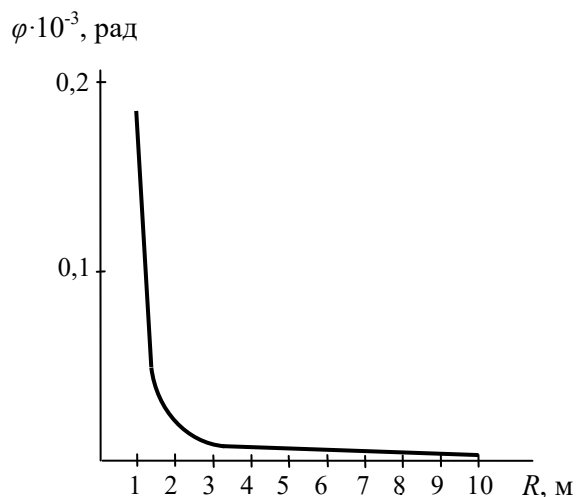


Рисунок 2 – Зависимость угла крена от радиуса опорной базы отвалообразователя

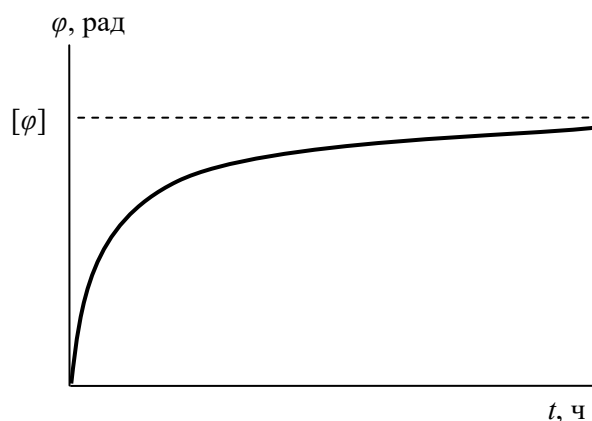


Рисунок 3 – Развитие крена во времени

Заключение

Выполненные исследования и расчеты на их основе показывают, что основные преимущества шагающих механизмов: высокие устойчивость и маневренные качества, которые в определенном смысле противоречат друг другу, нуждаются в более подробном исследовании. Это особенно касается новых технических предложений [4] по усовершенствованию опорной базы отвалообразователей. Наряду с решением задач оценки деформаций опорных оснований в статическом состоянии необходимо учитывать и развитие деформаций основания и крена машин во времени и под действием переменных нагрузок.

Список использованных источников

1. **Опейко, Ф.А.** Торфяные машины / Ф.А. Опейко. – Минск: Вышэйшая школа, 1960. – 408 с.
2. **Рудицын, М.Н.** Справочное пособие по сопротивлению материалов / М.Н. Рудицын, П.Я. Артемьев, М.И. Любошиц. – Минск: Выш. школа, 1979. – 628 с.
3. **Цытович, Н.А.** Механика грунтов / Н.А. Цытович. – М.: Гос.изд. литер. по стр-ву, арх-ре и строит. материалам, 1963. – 636 с.
4. **Казаченко, Г.В.** Особенности отвалообразователей и некоторые результаты исследования их статической устойчивости / Г.В. Казаченко, Г.А. Басалай, Я.Б. Неверовская, А.А. Ярмолинская // Горная механика и машиностроение. – 2012. – № 3. – С. 75-83.

Kazachenko G.V., Basalay G.A., Neverovskaya Ya.B., Yarmolinskaya A.A.

Roll of draglines owing to floor deformation

Reviewed deformation of the bearing floor under the round dragline's resting base in static condition. The deformations are considered to follow the Hooke's law, i. e. proportional pressures under the base. Obtained relationships for base angle detection depending on mechanical and physical soil properties and centre-of-pressure position.

Поступила в редакцию 26.11.2012 г.

УДК 658.58(035.3)

ВЫБОР СОСТАВА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Иванов В.П., Кастрюк А.П. (УО «Полоцкий государственный университет», г. Новополоцк, Беларусь)

Предложена многопараметрическая модель решения оптимизационной задачи выбора состава однотипного технологического оборудования завода. Практическое использование модели в инженерных расчетах позволяет выбрать необходимое оборудование по критерию минимальной суммы затрат на его приобретение и использование.

Введение

Выбор оборудования для обработки отдельной заготовки являются оптимальным применительно к этой процедуре. При этом подразумевается, что под нанесение покрытий, механическую и термическую обработку и другие операции выделяют отдельную единицу оборудования. Необходимое количество оборудования n_o для выполнения таких работ определяют по формуле:

$$n_o = \frac{N t_{ш-к}}{60 \Phi_{до}}, \quad (1)$$

где N – годовой объем выпуска изделий, год^{-1} ;

$t_{ш-к}$ – штучно-калькуляционное время (станкостоемость) операции, мин;

$\Phi_{до}$ – годовой действительный фонд работы оборудования, станко-ч/год.

Использование в масштабах завода технологического оборудования, выбранного с использованием процедур обработки отдельных деталей, не будет оптимальным. Учитывая, что машинное время их обработки небольшое (несколько минут или десятков секунд), в количественном отношении оборудование будет избыточным с малым коэффициентом использования. Поэтому возникает проблема выбора оптимального состава однотипного технологического оборудования всего завода, способного обработать все заготовки с минимальными затратами и установленными ограничениями по производительности и качеству.

Применительно к ремонтному производству устранение неисправностей и восстановление ресурса машин требует использования следующего технологического оборудования [1]: диагностического; разборочного; очистного; измерительного (для определения технического состояния деталей); для нанесения покрытий; кузнечно-прессового (для обработки давлением); металлорежущего (для обработки резанием), для термической (химико-термической) обработки; балансировочного; сборочного; окрасочного; обкаточного; испытательного; для перемещения ремонтируемых (восстанавливаемых) объектов; для переработки отходов.

От рационального выбора технологического оборудования зависит технический уровень предприятия. Наличие разнообразного оборудования позволяет реализовывать различные технологические процессы, однако эффективность предприятия определяется полной загрузкой этого оборудования.

Разработка модели

Многопараметрическая модель решения оптимизационной задачи выбора состава однотипного технологического оборудования ремонтного завода включает (рисунок):

- построение интегральных гистограмм спроса на оборудование и предложений в координатах «параметры – потребность»;
- определение затрат на ввод оборудования в эксплуатацию и технологической себестоимости, связанной с эксплуатацией этого оборудования, и графическая интерпретация этих затрат;
- определение оценочного критерия задачи оптимизации;
- обоснование математического аппарата;
- процедуру решения и описание результатов.

Параметры технологического оборудования – его типоразмер (определяющий размеры обрабатываемых заготовок), класс точности, признаки универсальности, интеллектуальности и компоновки. По последним признакам оборудование делят на универсальное, специализированное и специальное; с ручным управлением и с ЧПУ; традиционной компоновки и в виде обрабатывающих центров. В ремонтном производстве используют специальное и специализированное оборудование в виде расточных и шлифовальных станков для обработки ограниченной номенклатуры заготовок. Станки с ЧПУ применяются ограниченно, а обрабатывающих центров практически нет.

Результаты оптимального выбора технологического оборудования для различных объемов ремонта агрегатов будут разными. Расчеты проводили для объемов ремонта агрегатов, выбранных из системы рядов предпочтительных чисел: 1,0; 1,6; 2,5; 4,0; 6,3; 10; 16; 25; 40 тыс. ремонтов в год.

Постановка задачи оптимального выбора однотипного технологического оборудования ремонтного завода – определить его состав с такими значениями основных параметров, чтобы удовлетворялась потребность в этом оборудовании с обеспечением необходимой точности и наименьшими затратами. Задачу решают путем составления различных составов оборудования, определяемых значениями его параметров, без пропусков и повторений, определением затрат на его ввод в эксплуатацию и дальнейшее использование и выбора из этого множества такого состава оборудования, который обеспечивает минимальные затраты на приобретение и эксплуатацию оборудования данного типа.

На рисунке приведена двухпараметрическая модель выбора оборудования (по размеру заготовок и точности обработки). Вертикальная ось определяет сумму годовой станкоемкости работ Cm_n (где n – число отрезков значений объема работ), выполняемых на оборудовании со значениями параметров, не превосходящими значений Π'_n и Π''_n . Кумуляты спроса на оборудование I начинаются в вершине H (начало) и заканчиваются в вершинах K (конец). Оборудование со значением параметра Π'_n может выполнять все работы с предыдущими значениями параметра. Особенность учета точностного параметра заключается в следующем. Если часть работ, выполняемых на оборудовании одного типоразмера и приведенных в одном слое схемы, характеризуется высокой точностью, то соответствующее оборудование выбирают также высокого класса точности без вариантов.

В выбранных координатах строят гистограммы множества различных составов оборудования, удовлетворяющих функции спроса. Этому условию соответствуют кумуляты, начинающиеся в точке H , оканчивающиеся в точках K и расположенные внутри контура, ограниченного кумулятой спроса, горизонталью и вертикалью, прохо-

дьящими соответственно через точки H и K . Вершины перегибов графа определяют значения главного параметра, входящие в ряд. Максимальное число различных составов оборудования с числом значений основного параметра n , равно 2^n . Горизонтальные ребра графа соответствуют затратам $3'$ на ввод оборудования в эксплуатацию с фиксированными значениями основного параметра, вертикальные – затратам $3''$ на эксплуатацию этого оборудования.

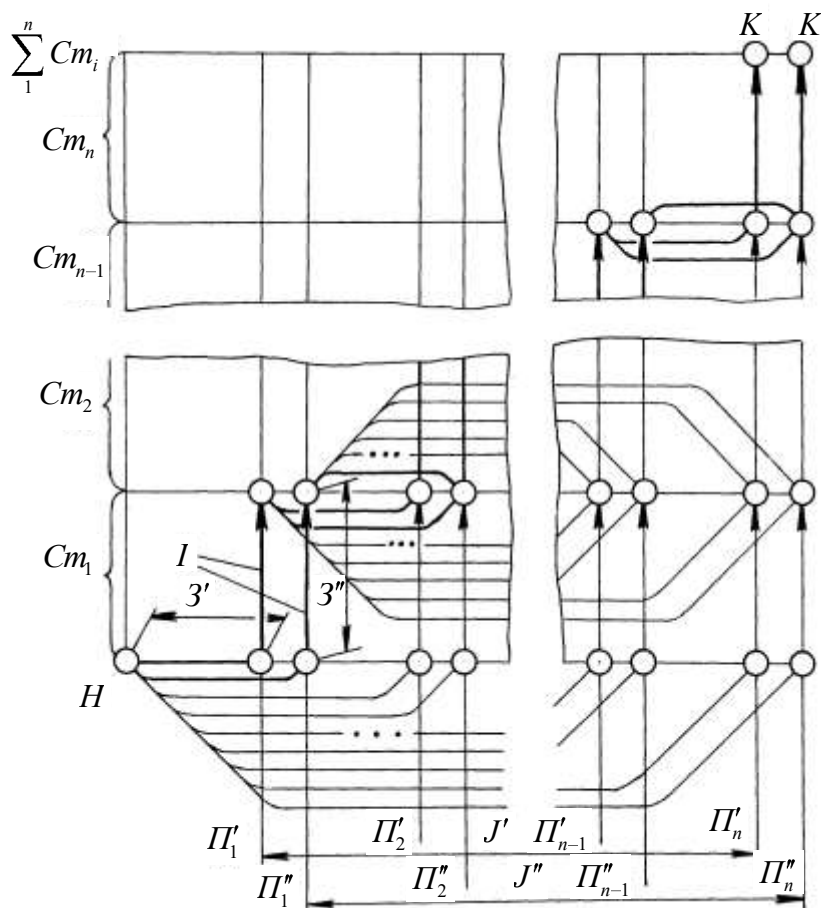


Рисунок – Схема модели двухпараметрической оптимизации состава однотипного технологического оборудования завода

Оборудование для своего размещения требует некоторой производственной площади, а его использование – наличия оснастки (приспособлений и инструмента). Затраты $3'$ как капиталовложения в здания, оборудование и оснастку (приспособления и долговечный инструмент), отнесенные к одному году эксплуатации определяли по формуле:

$$3' = \frac{F_{\text{р.м}} C_{\text{кв.м}}}{n_3} + \frac{K_{\text{об}}}{n_{\text{об}}} + \frac{K_{\text{ос}}}{n_{\text{ос}}}, \text{ руб.}, \quad (2)$$

где $F_{\text{р.м}}$ – площадь здания, занятая рабочим местом, м^2 ;

$C_{\text{кв.м}}$ – стоимость одного квадратного метра здания, руб./м^2 ;

$K_{\text{об}}$ и $K_{\text{ос}}$ – капиталовложения в оборудование и оснастку;

n_z , $n_{об}$ и $n_{ос}$ – срок эксплуатации здания (50 лет), оборудования (10 лет) и оснастки (5 лет) соответственно.

Потребность во введенном оборудовании, выраженную годовой станкоемкостью работ, определяют разностью между гистограммой спроса и станкоемкостью, выполняемой оборудованием с меньшими значениями главного параметра.

Затраты $3''$ равны технологической себестоимости, связанной с эксплуатацией оборудования в течение года. Затраты включают заработную плату станочника, расходы на эксплуатационные материалы, энергию, содержание оборудования в исправном состоянии и амортизационные отчисления.

Обозначения: $\Pi'_1, \Pi'_2 \dots \Pi'_{n-1}, \Pi'_n$ – дискретные порядковые значения первого параметра (размеры заготовки); $\Pi''_1, \Pi''_2 \dots \Pi''_{n-1}, \Pi''_n$ – дискретные порядковые значения второго параметра (точности обработки); $Cm_1, Cm_2 \dots Cm_{n-1}, Cm_n$ – годовая станкоемкость работ, выполняемых на оборудовании со значением первого параметра; $3'$ – затраты на ввод в эксплуатацию оборудования; $3''$ – затраты на эксплуатацию оборудования; H и K – начальная и конечные вершины кумуляты.

Заработная плата ЗП на операцию составляет:

$$ЗП = c_{\text{ч}} \frac{t_{\text{ш-к}}}{60} \left(1 + \frac{k_{\text{доп}}}{100} \right), \text{ руб.}, \quad (3)$$

где $c_{\text{ч}}$ – часовая тарифная ставка рабочего в соответствии с его квалификацией, руб./ч;

$k_{\text{доп}}$ – коэффициент, учитывающий дополнительное время на обслуживание рабочего места, отдых, естественные надобности рабочего и др.

Текущие затраты на техническое обслуживание и ремонт оборудования $З_{\text{тор}}$, отнесенные к одной операции, равны:

$$З_{\text{тор}} = \frac{t_{\text{ш-к}}}{60} (З_{\text{м}} K_{\text{м}} + З_{\text{э}} K_{\text{э}}), \text{ руб.}, \quad (4)$$

где $З_{\text{м}}$ и $З_{\text{э}}$ – часовые затраты на текущий ремонт и техническое обслуживание механической и электрической частей оборудования, руб/ч;

$K_{\text{м}}$ и $K_{\text{э}}$ – категории сложности механической и электрической частей оборудования.

Таким образом, длина пути из начальной вершины в одну из конечных вершин определяет затраты на ввод в эксплуатацию и саму эксплуатацию оборудования, приведенные к одному году его использования. Расчеты ведут применительно к принятому объему выпуска продукции.

Задача выбора оптимального состава технологического оборудования сводится к поиску кратчайшего пути между вершинами H и K на координатной плоскости $(\Pi'_n, \Pi''_n, \sum_1^n Cm_n)$. Этот путь, соответствующий минимальному значению $\sum Z'_i + \sum Z''_i$ (где $i = 1, 2, \dots, n-1, n$), определяют с помощью принципа оптимальности Р. Беллмана, используя свойство аддитивности целевой функции по составным частям решения. Направления движения из каждой вершины графа находят с помощью рекуррентного соотношения [2]:

$$Z_{j+1} = \min (\text{по всем вершинам графа}) (\sum Z'_j + \sum Z'_{(j+1)-1} + \sum Z''_j + \sum Z''_{(j+1)-j}), \text{ руб.}, \quad (5)$$

где j – шаги решения;

$Z_{(j+1)}$ – затраты, соответствующие пути для $j+1$ шагов, считая от вершин H , руб;

Z'_j и Z''_j – затраты, соответствующие пути движения для j шагов, при условии, что этот путь выбран оптимальным образом, руб;

$Z'_{(j+1)-j}$ и $Z''_{(j+1)-j}$ – затраты, соответствующие $(j+1)$ -му шагу, руб.

Выбранные на графе направления движения из его вершин на ближайшем шаге обозначают стрелками. Эти связи обуславливают оптимальные сочетания частей состава оборудования на предыдущих шагах с частью оборудования на последующем шаге. Расчеты при этом ведут от вершин K , поскольку выше их затраты формально равны нулю, к вершинам H . В вершины графа вписывают значения $Z_{(j+1)}$.

По соображениям полного использования введенного в эксплуатацию оборудования, путь движения из каждой вершины графа, не принадлежащей диагонали HK , направлен вертикально в верхнюю вершину. Движение из вершин $(\Pi'_{n-1}, \Pi''_{n-1}; \sum_{i=1}^{n-1} C_m)$ возможно лишь по горизонтали вправо. Таким образом, неизвестными являются направления движения из остальных вершин диагонали $H-K$, которых на одну меньше, чем значений основного параметра, используемых для построения дискретной кумуляты спроса.

После определения направления движения из начальной вершины H становится известным кратчайший путь движения по сети вершин, который обеспечивает минимум затрат, приведенных к одному году использования оборудования. Вершины перегибов найденного пути дают значения главного параметра оборудования, определяющие его оптимальное множество.

Использование модели

Составы однотипного оборудования завода оптимизировали для различных объемов выпуска продукции. Считалось, что производственные участки работают в две смены. Годовой действительный фонд времени работы оборудования при этом и коэффициенте загрузки 75 % составляет около 3000 ч.

Априори представляется, что универсальное оборудование более эффективно при малых объемах производства, однако при этом необходима разработка и применение сложных приспособлений для установки (базирования и закрепления) заготовок и поддержки длинного инструмента (оправок и борштанг). Специальное оборудование выполняет узкую технологическую функцию над изделием определенной модели, обладает наибольшей производительностью и обеспечивает наивысшую точность [3].

Токарное оборудование. Обработка одинаковых заготовок на станках меньшей и большей точности связана в первом случае с большей заработной платой. Объем токарной обработки заготовок при ремонте двигателя с рабочим объемом 4,25 л составляет 4,7 станко-ч, из которого 1,2 станко-ч может выполняться на станках с высотой центров 160 мм, 2,8 станко-ч – на станках с высотой центров 200 мм и 0,7 станко-ч – на станках с высотой центров 300 мм. Необходимое количество токарных станков при изменении объемов ремонта агрегатов от 1 до 40 тыс. в год изменяется от 2 до 57 единиц. Оптимальные типоразмерные ряды станков для всех производственных программ состоят из всех дискретных значений основного параметра станков нормальной точности.

Расточное оборудование. Большой объем растачивания заготовок при ремонте агрегатов обусловлен соответствующим количеством внутренних цилиндрических поверхностей. Растачивают гильзы цилиндров, отверстия под подшипники качения и скольжения в корпусных деталях и в торцах валов, отверстия под гильзы, поверхности гидроцилиндров и др. Доля таких поверхностей большая (для двигателей внутреннего сгорания она составляет 0,297) [4].

Применяют оборудование универсальное (2Н78П, 2М614 и др.) и специальное. Специальное оборудование представлено станками ОР-14556, ОР-14560, ОР-14572, ОР-14573, РД-53 и др. – для одновременного растачивания коренных опор и отверстий во втулках распределительного вала в блоке цилиндров), 11А775, 11А848 и 13А458 – для одновременного растачивания коренных опор, отверстий во втулках распределительного вала и отверстия под стартер в блоке цилиндров, ОС-2777 – для растачивания гильз цилиндров, КК-1454 – для растачивания отверстия во втулке, запрессованной в отверстие поршневой головки шатуна и др. Станки типа ОР и РД, обладая малой массой и жесткостью, не способны обеспечить нормативную точность обработки отверстий, поэтому не рассматривались.

Производилось сопоставление применительно к обработке гильз цилиндров двигателей вертикально-расточных станков: универсальных 2Н78 и специальных четырехшпиндельных ОС-2777. Станок ОС-2777 одновременно обрабатывает 4 гильзы цилиндра со скоростью резания, превышающей в два раза скорость резания на станке 2Н78. Благодаря большой жесткости станка и использованию резцов, выполненных из сверхтвердых материалов, точность обработки соответствует нормативной. При объемах ремонта 6,3, 10, 16, 25 и 40 тыс. двухрядных двигателей в год и двухсменном режиме работы необходимо иметь 2, 3, 4, 6 и 9 станков модели 2Н78 соответственно. С объемами работ до 16 тыс. ремонтов в год справляется один станок ОС-2777, а с объемами ремонта 25 и 40 тыс. в год справляются 2 станка такой модели.

Область рационального использования специальных станков ОС-2777 по сравнению с универсальными станками 2Н78 находится несколько выше значения объемов ремонта 6,3 тыс. двигателей в год. Годовая экономия финансовых средств от их использования при росте объемов ремонта агрегатов с 10 до 40 тыс. в год изменяется от 34,2 до 278,3 млн. руб. При изменении вида обрабатываемых ремонтных заготовок станки могут быть легко перепрофилированы под другие работы путем замены установочного приспособления.

Представляет интерес выбор из горизонтально-расточных станков универсального 2М614, оснащенного приспособлением, и специального типа 13А458 для обработки длинных прерывистых отверстий – коренных опор блока цилиндров [5]. При двухсменной работе каждый из станков по данному виду работ обеспечивает объемы ремонта не менее чем 43 тыс. агрегатов в год. При всех рассмотренных объемах ремонта достаточно иметь один универсальный или специальный станок. Анализ результатов расчета показывает, что при объемах ремонта от 6,3 до 40 тыс. агрегатов в год более эффективно применять универсальное оборудование. Разница в капиталовложениях и общих текущих затратах, отнесенных к работе оборудования обоих видов, при увеличении объемов ремонта агрегатов уменьшается. При превышении этих объемов 40 тыс. агрегатов в год эта разница станет нулевой, и использование специального станка станет эффективным, однако этот вывод не имеет практического значения. При недогрузке универсального станка работами указанного вида он может быть использован для выполнения других работ после снятия приспособления, а специальный станок этого не допускает, он будет простаивать.

Шлифовальное оборудование. Доля наружных цилиндрических поверхностей, подвергаемых шлифованию, составляет 0,14-0,25. Наиболее представительной является обработка шеек коленчатых валов. Обосновывался выбор станков для шлифования шеек коленчатых валов двигателей с рабочим объемом 4,25 л. Сравнивались универсальные станки 3В423 для шлифования коренных и шатунных шеек автомобильных, тракторных и комбайновых двигателей со специальными станками ХШ2-16 (ЛТ-80) для шлифования коренных шеек и ХШ2-01 для шлифования шатунных шеек.

Обработка на специальных шлифовальных станках обеспечивает повышение производительности труда в 1,75 раза при достижении нормативных значений размеров шеек и их нецилиндричности до 5 мкм.

Для объемов восстановления 1 тыс. коленчатых валов в год (работа в одну смену) требуется 1 станок 3В423 или 1 станок ХШ2-16 и 1 станок ХШ2-01. Объемы восстановления 6,3 тыс. коленчатых валов в год (работа в одну смену) требуют 2 станка 3В423 или 1 станок ХШ2-16 и 1 станок ХШ2-01. При работе в две смены достаточно иметь по одному станку разных моделей. Для объемов восстановления 10 тыс. коленчатых валов в год (работа в две смены) требуется 2 станка 3В423 или 1 станок ХШ2-16 и 1 станок ХШ2-01. Объемы восстановления 40 тыс. коленчатых валов в год (работа в две смены) могут быть выполнены при наличии 7 станков 3В423 или 2 станков ХШ2-16 и 3 станков ХШ2-01.

Граница экономически обоснованного применения специального технологического оборудования находится у объемов восстановления деталей около 6,3 тыс. в год. При объемах обработки заготовок 10 тыс. в год разница затрат составляет 5,644 млн. руб. в пользу применения специальных станков, а при достижении объемов восстановления деталей 40 тыс. в год эта разница составляет 215,050 млн. руб. за счет уменьшения удельных капиталовложений, отнесенных к единице продукции. Заработная плата при обработке одной заготовки на универсальном оборудовании больше в 1,77 раза соответствующего показателя при обработке на специальном оборудовании при любых объемах выпуска. Капиталовложения в специальное оборудование при объемах восстановления 10 тыс. деталей в год превышают в 1,53 соответствующий показатель универсального оборудования. При объемах восстановления 40 тыс. деталей в год это соотношение уменьшается до 1,10 раза.

Заключение

На выбор состава однотипного технологического оборудования завода влияет соотношение цены, затрат на эксплуатацию и производительность. Реализация результатов с использованием предложенной модели обеспечивает оптимальный состав оборудования (универсального с переналаживаемой оснасткой, специализированного и специального) при различных объемах производства и прогноз его развития. Область эффективного применения специальных станков начинается со сравнительно небольших объемов производства – 6,3-10 тыс. агрегатов в год.

Список использованных источников

1. **Савич, А.С.** Технология и оборудование ремонта автомобилей: учебное пособие / А.С. Савич, В.П. Иванов, В.К. Ярошевич. – Минск: Адукацыя і выхаванне, 2009. – 454 с.
2. **Беллман, Р.** Динамическое программирование / Р. Беллман. – М.: Иностранная литература, 1960. – 400 с.

3. **Дьячков, В.Б.** Специальные металлорежущие станки общемашиностроительного применения: справочник / В.Б. Дьячков, Н.Ф. Кабатов, М.У. Носинов. – М.: Машиностроение, 1983. – 288 с.

4. **Иванов, В.П.** Технология и оборудование восстановления деталей машин: учебник / В.П. Иванов. – Минск: Техноперспектива, 2007. – 458 с.

5. **Санинский, В.А.** Металлорежущие станки для обработки глубоких прерывистых отверстий в блок-картерах / В.А. Санинский // Двигателестроение, 1987. – № 9. – С. 39-41.

Ivanov V.P., Kastruyk A.P.

Selection of technological equipment configuration

Multiparametric model of optimization problem on selection of similar technological plant equipment configuration was offered. Common use of the model in engineering design renders possible to select needed equipment on the criteria of minimum expenses amount for its purchasing und utilization.

Поступила в редакцию 13.09.2012 г.

УДК 622.64:622.341.1

К ИССЛЕДОВАНИЮ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ РЕЖИМОВ РАБОТЫ КОНВЕЙЕРОВ

Гольберт А.Е. (г. Донецк, Украина)

Кратко изложены отдельные предложения по выработке программы перспективных исследований, направленных на совершенствование эксплуатационных режимов работы конвейерного транспорта.

Введение

Рождение новой техники не подчинено теории эволюции. В то же время для понимания тенденции развития в мире машин может быть полезной систематизация во всех его областях в направлениях от естественного к искусственному, от простого к сложному и т.д. Причем движение от простого к сложному на каждой ступени развития может быть оправдано временем только тогда, когда это движение есть путь совершенствования, работа, направленная к идеальной гипотетической конечной цели. В идеале при развитии техники, от предшествующего аналога к очередному экземпляру, каждый новый образец должен только приращивать некоторые преимущества, имеющие отношение к реализации основной функции, но не утрачивать при этом другие ему присущие, полезные качества. Безусловно, конвейеры и вспомогательное оборудование как технические системы еще будут переживать этапы дальнейшего совершенствования и динамизации своей структуры. Это, как и новые технологии производства, которые обслуживают рассматриваемые транспортные установки, будет перманентно влиять на эксплуатационные режимы их работы. Стало быть, смысл всей проделанной работы может рассматриваться только в этом контексте, т.е. как очередной шаг в направлении эволюции транспортных средств непрерывного действия. И это – целесообразная логическая направленность, но ее проблемы решаются и через изобретательские задачи. Обозначенному подходу подчиним наше обобщенное краткое рассмотрение эксплуатационных режимов конвейеров, качественное различие которых зададим лишь противоположными знаками значений сопротивлений движению их тяговых органов.

Рассмотрение эксплуатационных режимов конвейеров

Итак, считаем, что наклонный конвейер, работающий в тормозном (самодействующем) режиме, следует рассматривать как так называемый первичный. Конвейерные установки, расположенные с углами наклона, обеспечивающими двигательный режим их работы, теоретически можно представить производными от него. Таким образом, все наклонные конвейеры могут быть представлены как самодействующие либо реверсивные самодействующие; горизонтально расположенные установки при таком подходе следует представить как вырожденные самодействующие*.

Действительно, самодействующий конвейер – есть простейший, так как предусматривает перемещение груза под действием его веса и теоретически может существовать без привода. Такой самодействующий конвейер без двигателя подробно исследовался нами [1-3]. Он обладает рядом выгодных, с точки зрения эксплуатации, свойств. Так, прежде всего, он является автоматическим регулятором прямого действия, который регулирует скорость движения своего тягового органа в зависимости от

величины поступающего на него грузопотока. Масса груза, находящегося на грузонесущем органе, и, следовательно, момент сопротивления такого конвейера как производственного механизма при этом стремятся к постоянной величине. Это обуславливает возможность его эксплуатации с высокой эффективностью при постоянных значениях натяжения тягового органа. Для получения на практике регулирования близкого к оптимальному самодействующую конвейерную установку следует оснастить специальным электроприводом. Он должен обеспечивать в период, последующий за разгоном тягового органа, приложение к нему тормозного усилия постоянной величины во всем диапазоне предполагаемой скорости [4-6]. Более того, на практике может быть целесообразным создание унифицированного многоступенчатого привода. Или даже иметь один привод, позволяющий получать несколько постоянных величин тормозных моментов и соответствующих им усредненных значений погонной массы груза и уровней регулирования скорости на одной самодействующей установке. Действительно, применение описанного привода позволит реализовать условие рационального регулирования скорости тягового органа реального самодействующего конвейера в зависимости от его производительности, что на практике существенно повысит ресурс всех подвижных элементов конвейера, сократит потребление им электроэнергии, уменьшит пылеобразование и уровень шума.

Между тем нами был разработан новый способ регулирования работы подбункерного самодействующего конвейера. В соответствии с этим способом такой конвейер работает синхронно с питателем, загружающим его, и, более того, сам служит датчиком, регулирующим работу этого загрузочного устройства, т.е. собственную загрузку. Особенности работы и регулирования этой системы, включающей, кроме самодействующего конвейера, относительно небольшой бункер и загрузочное устройство, приведем в общих чертах.

Итак, автоматический конвейерный агрегат состоит из относительно небольшого бункера, загрузочного устройства (ЗУ) и подбункерного самодействующего конвейера. Этот конвейер оснащен двигателем, обеспечивающим двигательный режим работы и тормозной момент постоянной величины. ЗУ (питатель), расположенный между бункером и конвейером, связан с последним посредством механической, электрической или др. связи, которая обеспечивает синхронность работы (кратность скоростей) ЗУ и конвейера. Таким образом, имеем работу единого агрегата. Питатель настроен так, что при наличии груза в бункере, ЗУ обеспечивает погонную массу груза наклонного самодействующего конвейера несколько большую той, которая необходима для равномерного хода его (конвейера) грузонесущего органа. Таким образом, при наличии даже минимального уровня сыпучего груза в бункере осуществляется разгон. С ростом скорости увеличивается производительность ЗУ, но так как конвейер и питатель связаны, растет производительность всего конвейерного агрегата в целом. Наступает момент, когда груз совсем не задерживается в бункере, там нет даже минимального его уровня (весь идет «на проход»). Это состояние динамического равновесия, когда погонная нагрузка будет в идеале постоянной (на практике ее значение будет колебаться около значений так называемой «действующей погонной нагрузки»). Теперь скорость грузонесущего органа конвейера будет увеличиваться – уменьшаться вслед за соответствующим изменением (ростом – сокращением) грузопотока, а погонная нагрузка будет – в идеале должна – оставаться постоянной. Динамика роста грузопотока может превышать «мгновенные возможности саморегулирования конвейера», тогда в бункере вновь возникнет и повысится уровень сыпучего груза. Проектом задается емкость (вместимость) бункера. Ускорения и замедления возникают соответственно при росте и снижении уровня грузопотока. При этом такой самодействующий конвейер «стремится» к

состоянию, при котором масса груза на грузонесущем органе (она определяется расчетом) постоянна. Такова природа самодействующей установки. Теоретическая часть предыдущей исследовательской работы дала нам возможность утверждать это.

Описанный агрегат, как и сам самодействующий конвейер, является автоматическим регулятором прямого действия. От использования предложенного технического решения «Автоматический конвейерный агрегат и способ его регулирования» можно ждать хороших результатов при транспортировании больших объемов полезного ископаемого нагорных месторождений, а также при отработке бремсберговых полей шахт.

Таким образом, анализ только перечисленных свойств (преимуществ), проявляющихся при эксплуатации первичной (самодействующей) конвейерной установки, подводит, на наш взгляд, к мысли о возможности их искусственного воспроизводства на уровне большей общности – конвейерном транспорте в целом. И прежде всего, это использование регулируемых приводов конвейеров, позволяющих изменять скорость движения их тяговых органов в зависимости от величин грузопотоков [7]**.

Технология горного производства обуславливает периодический или даже случайный характер загрузки конвейеров в течение рабочего времени. И этот аспект не следует игнорировать при проектировании конвейерной установки в целом и при выборе электропривода к ней в частности [7]. Отечественные конвейеры, оснащенные асинхронными двигателями, имеют низкие, по сравнению с западными аналогами эксплуатационные и экономические показатели. И одна из главных причин этого отставания, с нашей точки зрения, – неправильный выбор электропривода. Выбор электропривода во многом определяет первоначальные и эксплуатационные расходы, отражается на надежности и безопасности конвейерной установки в целом.

Действительно, имеется противоречие между принятой методикой выбора привода конвейеров и концепцией соответствия механических характеристик производственного механизма и электродвигателя в теории электропривода. Фактически выбирают не привод, а мощность, скорость и тип асинхронного двигателя. Это положение можно объяснить отсутствием простой и научно обоснованной зависимости скорости тягового органа конвейера от его момента сопротивления (механической характеристики), с одной стороны, и повсеместным использованием асинхронного двигателя как наиболее простого – с другой. Проектирование и использование регулируемого (не только при разгоне, но и при эксплуатации) электропривода конвейера должно получить в перспективе приоритетное развитие ввиду его экономической целесообразности [7, 8].

Итак, применение схем автоматического регулирования скорости в зависимости от производительности актуально. При выборе электропривода необходимо принять к сведению возможности различных электродвигателей переменного и постоянного тока. Известно, что последние имеют практически неограниченный диапазон регулируемости. При рассмотрении возможности использования асинхронных двигателей переменного тока необходимо учесть различные схемы параметрического регулирования. Некоторое внимание, с нашей точки зрения, следует обратить на асинхронный привод, питающийся от специального источника тока, являющегося, по существу, источником момента. Кроме того, большой интерес представляет исследование возможности использования электрических машин двойного питания, а также асинхронных электромагнитных муфт.

Целесообразным развитием идеи регулирования скорости тягового органа было бы оптимальное регулирование работы конвейера в целом [9-11]. Так, полезно в этой связи исследование на предмет создания единого агрегата, включающего подбункерный конвейер и работающее синхронно с ним загрузочное устройство с относительно малым бункером. Применение такого агрегата могло бы обеспечить постоянную рас-

пределенную массу груза в районе загрузки, а значит, и на грузонесущем полотне конвейера в целом. Между тем возможность регулирования натяжения тягового органа конвейера во время его эксплуатации, пуска и останова, наряду с регулированием скорости, представляется целесообразной. Заметим, что потребность в описанном регулировании конвейерного агрегата должна обусловить создание промышленных регулируемых приводов с автоматическими регуляторами, изучение динамических и других свойств которых потребует дополнительных специальных исследований. В то же время, вероятно, предложенный выше подход к выбору главных электроприводов позволит исключить регулирование натяжения тяговых органов конвейеров в процессе их эксплуатации.

Выводы

Вышеизложенные предложения могут представлять интерес при выработке программы перспективных исследований, направленных на совершенствование эксплуатационных режимов работы конвейерного транспорта.

* Прим. автора: Другими словами, любой конвейер – конвейер самодействующий. Что на практике дает такой подход? Нами разработана методика расчета самодействующего конвейера. Если все конвейеры – самодействующие, то она (методика) применима для расчета всех (всяких) конвейеров.

** Прим. автора: Рассмотрение проблемы регулирования скорости ленты конвейера в зависимости от величины грузопотока не является новым, работы в этом направлении велись, начиная с 60-х годов прошлого века. Для оптимизации режима работы ленточных конвейеров последние десятилетия также рекомендовалось регулировать скорость ленты. Так, доведя степень наполнения лотка до значения, близкого к максимальному, по данным Ханса – Георга Марквардта, можно сэкономить до 30 % электроэнергии, затрачиваемой на транспортирование. Инженер и официальный присяжный эксперт Германии по транспортным устройствам непрерывного действия Ханс Лаухофф в своей статье в журнале «Глюкауфф» № 142 (№ 1-2 за 2006 г.) опровергает эту точку зрения. По его мнению, регулированием скорости ленты горизонтального конвейера при заполнении его лотка на 60-100 % нельзя достичь энергосбережения и даже снижения эксплуатационных затрат. Наше отношение к результатам работы Ханса Лаухоффа скептическое. В то же время, даже если они (результаты) и являются достаточно корректными, как видно из приведенных значений, имеют ограниченную область применимости. Доктор технических наук Монастырский В.Ф. с коллегами получил следующие результаты. При регулировании скорости ленты в случае уменьшения производительности конвейера в два раза потребляемая мощность уменьшается примерно на 26 %. Регулирование скорости ленты конвейера в случае изменения его производительности позволит снизить энергозатраты привода конвейера в среднем на 30 % за счет уменьшения механических сопротивлений в узлах «тары». (В.Ф. Монастырский, В.Ю. Максютенко, Р.В. Кирия. Эффективность работы ленточных конвейеров на горных предприятиях // ИГТМ НАН Украины – 2010).

Список использованных источников

1. Гольберт, А.Е. Анализ работы самодействующего ленточного конвейера с применением рабочего торможения // Разработка месторождений полезных ископаемых / Республиканский межведомственный научно-технический сборник, Выпуск 88. Киев «Тэхника» – 1991 – С. 69-73.
2. Гольберт, А.Е. Действующая погонная нагрузка самодействующего конвейера. – М., 1990. №5151 – 15 с. Деп. в ОАО «ЦНИИЭИуголь» 19.06.90.

3. Гольберт, А.Е. Электрические устройства рабочего торможения самодействующего ленточного конвейера. – М., 1990. – 19 с. Деп. в ЦНИЭИуголь 19.06.90. № 5152.
4. Пат. 2061636 Российской Федерации, МКИ В65G15/00 Способ автоматического регулирования скорости тягового органа самодействующего конвейера // Гольберт А. Е.
5. Гольберт, А.Е. Способ автоматического регулирования скорости движения тягового органа конвейера / А.Е. Гольберт // Уголь. – 1997. – № 5.
6. Гольберт, А.Е. К проблеме оптимизации эксплуатационных параметров наклонных ленточных конвейеров / А.Е. Гольберт // Уголь Украины. – 1992. – № 9.
7. Гольберт, А.Е. Перспективное направление развития эксплуатационных возможностей ленточных конвейеров / А.Е. Гольберт // Уголь Украины. – 1994. – № 11.
8. Гольберт, А.Е. О выборе электропривода к конвейеру в горной промышленности / А.Е. Гольберт // Уголь Украины. – 1995. – № 7.
9. Гольберт, А.Е. Новый способ автоматического регулирования режима работы конвейера / А.Е. Гольберт // Уголь Украины. – 1999. – № 3.
10. Гольберт, А.Е. К перспективной концепции эксплуатационных режимов конвейеров / А.Е. Гольберт // Уголь Украины. – 2001. – № 6.
11. Гольберт, А.Е. О направлении исследований эксплуатационных режимов конвейеров / А.Е. Гольберт // Уголь. – 2003. – № 5.

Golbert A.E.

Concerning conveyers operating conditions

Briefly reviewed separate offers on working out advanced studies program. These studies deal with improvement of conveyers operating conditions.

Поступила в редакцию 25.06.2012 г.

УДК 621.93.024.5-533.65:669.141.32

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ ЦЕМЕНТОВАННОГО СЛОЯ НА ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРИ ЗУБОШЛИФОВАНИИ

Карась И.К., Авраменко Е.Н. (ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством», Беларусь)

В статье исследована структура цементованного слоя. Определены структурные составляющие, отрицательно влияющие на теплофизические характеристики стали. Предложены технологические рекомендации, позволяющие увеличить вероятность бесприжогового шлифования.

Введение

Практические исследования возникновения прижогов на поверхностях при шлифовке зубьев показали, что структура цементованного слоя в значительной степени влияет на теплофизические характеристики обрабатываемой детали. Склонность металла к прижогам связана с содержанием различных структурных составляющих, а также равномерностью распределения их по обрабатываемой поверхности. Поэтому для уменьшения вероятности появления прижогов и стабилизации теплового состояния обрабатываемой детали необходимо провести исследование структуры поверхностного слоя цементованных сталей, полученного после химико-термической обработки, а также определить те структурные составляющие, которые способствуют возникновению тепловых дефектов. Детальное изучение структуры поверхностного слоя позволяет разработать новые технологические рекомендации, уменьшающие вероятность возникновения дефектов на стадии шлифования зубьев.

Анализ диаграммы равновесия цементованной стали

Так как объектом нашего исследования являются крупномодульные зубчатые колеса, изготовленные из низкоуглеродистых хромоникелевых сталей, подвергаемые газовой цементации, нам достаточно рассмотреть только часть диаграммы равновесия Fe – C, которая соответствует наибольшей растворимости углерода в аустените. Для начала рассмотрим часть диаграммы равновесия, изображенной на рисунке 1 без учета легирующих элементов, находящихся в исследуемых сталях.

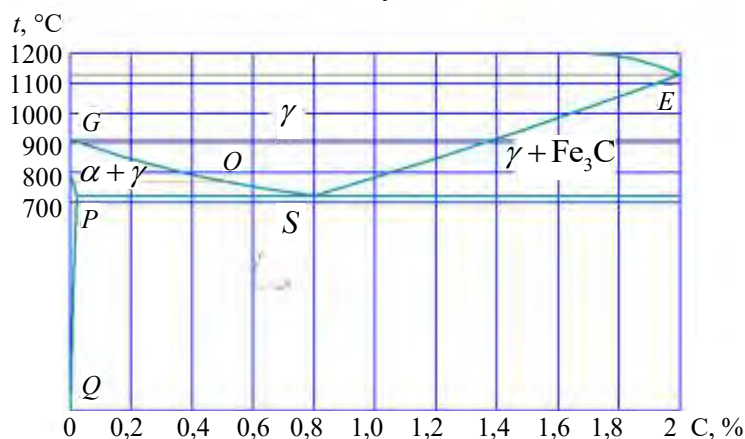


Рисунок 1 – Диаграмма Fe – C (содержание углерода до 2 %)

На диаграмме использовано общепринятое обозначение точек превращения; область над точками G , O , S и E соответствует твердому раствору углерода в железе – аустениту. Точки, ограничивающие нижнюю часть диаграммы, определяют содержание углерода и соответствующие температуры: G – 0 % C, 910 °C; O – точка Кюри, 768 °C; S – эвтектоидная точка, 0,80 % C, 723 °C и точка E – 2,0 % C, 1130 °C [1].

Область, ограниченная осью координат и линией через точки G , P и Q , занята ферритом. Положение точек определяется следующим образом: G – см. выше, P – 0,25 % C, 723 °C и Q – 0,008 % C, 0 °C.

В области $GOSP$ находятся феррит и аустенит, а в области, расположенной вправо от линии ES – аустенит и цементит (карбид железа Fe_3C).

Вправо от точек P и Q почти до перпендикуляра, опущенного из точки S , находится область перлита (эвтектоидная смесь феррита и цементита) и феррита; вправо от этого перпендикуляра – область перлита и цементита.

В приведенной части диаграммы встречаются следующие фазы: феррит, аустенит, цементит и перлит; последний представляет структуру, образованную эвтектоидной смесью феррита и цементита.

В области с температурой ниже 723 °C для сплавов с содержанием углерода почти до 0,83 % феррит существует совместно с перлитом. Ниже 723 °C феррит, находясь в контакте с углеродом, практически не растворяет его и только после повышения температуры на поверхности их контакта может образоваться небольшое количество твердого раствора углерода в γ -железе [1, 2]. Это обусловлено тем, что феррит имеет кубическую объемноцентрированную решетку, физически построенную так, что углерод в ней растворяется в весьма незначительном количестве.

В области с температурой выше 723 °C феррит существует совместно с аустенитом. Аустенит имеет гранецентрированную кубическую решетку, центр которой остается свободным. Благодаря этому создаются предпосылки для повышения концентрации углерода в сплаве, так как углерод может разместиться в центре решетки.

При температуре цементации выше 910 °C феррит уже не существует, и углерод легко диффундирует в твердый раствор аустенита, который в этой стадии содержит лишь небольшое количество углерода. Линия GS – это граница превращения феррита в аустенит.

Вследствие диффузии углерода процесс, первоначально начавшийся на поверхности стали, распространяется к сердцевине. Если во время цементации содержание углерода в поверхностном слое превышает 0,83 %, то при последующем охлаждении ниже линии SE , указанной в диаграмме, из аустенита выделяется углерод в виде карбида Fe_3C – цементит. Цементит в цементованных слоях хромоникелевых сталей образует структурно свободные зернышки, которые в плоскости фотографии имеют продолговатый вид и типичное утолщение концов, напоминая по форме «косточки» [1]. Обладая высокой твердостью (по некоторым литературным данным, его твердость равна 650 HV, но в настоящее время ее считают равной примерно 800 HV), цементит весьма хрупок [1]. Наличие цементита в слое в большинстве случаев нежелательно. В области с температурой ниже 723 °C для сплавов с содержанием углерода выше 0,83 % цементит существует совместно с перлитом.

Легирующие элементы, находящиеся в сталях, влияют на положение точек превращения равновесной системы железо – углерод. Рассмотрим влияние основных легирующих элементов исследуемых хромоникелевых сталей на положение точек диаграммы, а также определим степень влияния этих элементов на величину диффузии углерода в стали.

Хром сужает область γ , но его воздействие резко проявляется только при содержании в стали свыше 5 %, когда эвтектоидная точка по концентрации переместится

к 0,5 % С и по температуре повысится приблизительно до 800 °С. Температура превращения $\alpha \rightarrow \gamma$ (при нагревании) у стали с содержанием 0,1 % С и при таком высоком проценте хрома снизится примерно до 870 °С [2]. При наличии некоторого содержания хрома кривая растворимости углерода в γ -фазе соответственно перемещается далеко влево, тем самым увеличивая вероятность возникновения карбидов из твердого раствора при цементации (карбиды Fe_3C , Cr_3C , Fe_7C_3 и Cr_7C_3). При содержании хрома в обычной цементованной стали до 1,5 % его влияние очень мало, особенно если в стали присутствуют марганец или никель, оказывающие обратное действие.

Процесс науглероживания у хромистых сталей при тех же технологических условиях термообработки, происходит более интенсивно, чем у углеродистых, но такое науглероживание сопровождается возникновением большого количества карбидов. Подробных сведений о величине коэффициента диффузии углерода в хромистую сталь не имеется; из практических опытов, приведенных в литературе [1], можно судить, что при обычном содержании хрома большого различия в отечественных сталях не наблюдается.

Никель наоборот, расширяет область γ . Даже при обычном содержании никеля в цементуемых сталях на это явление необходимо обратить внимание. При содержании 2 % никеля эвтектоидная точка перемещается по концентрации влево почти до 0,7 % и по температуре вниз примерно до 680-700 °С. При содержании 4 % никеля эта точка сдвигается почти до 0,6 % и по температуре до 650-670 °С. Температура превращения $\alpha \rightarrow \gamma$ (при нагреве) у мягкой стали с 2 % никеля снижается до 840-860 °С [2].

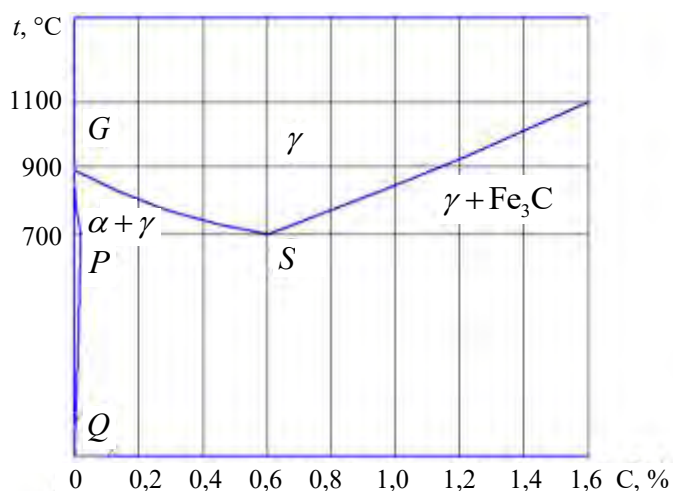


Рисунок 2 – Диаграмма равновесия стали 20X2H4A

При содержании никеля в цементованной стали кривая растворимости углерода сдвигается влево, но при этом никель не образует карбидов, вследствие чего происходит небольшое насыщение слоя углеродом. Никелевые стали насыщаются углеродом относительно мало, тем не менее часть слоя, состоящая из перлита, имеет значительную ширину; это является одним из преимуществ цементуемых сталей, легированных никелем. На величину коэффициента диффузии никель оказывает незначительное влияние.

На рисунке 2 изображена часть диаграммы равновесия хромоникелевой стали 20X2H4A. На этой диаграмме видно, что эвтектоидная точка переместилась влево до 0,65 % и по температуре до 690 °С. Температура превращения $\alpha \rightarrow \gamma$ (при нагреве) у стали с содержанием углерода 0,1 % снижена до температуры 840-860 °С. Кривая растворимости углерода смещена влево.

Влияние структурных составляющих стали на теплофизические характеристики

Зная положение точек диаграммы равновесия хромоникелевых сталей, определим степень влияния структурных составляющих сталей на теплофизические характеристики обрабатываемых зубчатых колес при зубошлифовании.

Основными теплофизическими характеристиками обрабатываемого материала при шлифовании являются коэффициент теплопроводности λ , теплоемкость C ; плотность металла γ и коэффициент температуропроводности ω . Обобщенной теплофизической характеристикой является коэффициент тепловой активности металла E . Температура поверхности металла обратно пропорциональна коэффициенту тепловой активности E , то есть чем выше тепловая активность металла, тем ниже температура поверхности [3].

При неизменном режиме процесса шлифования температура поверхности в зависимости от теплофизических свойств может изменяться на 45...50 %. С уменьшением коэффициента теплопроводности возрастает температура шлифуемой поверхности, ухудшается обрабатываемость металла и снижается стойкость абразивного инструмента, что влечет за собой уменьшение удельной производительности. Это объясняется тем, что чем ниже теплопроводность, тем больше тепла концентрируется на поверхностном слое металла, ухудшается отвод тепла из зоны контакта абразивного зерна с деталью, возникает адгезионный износ шлифовального круга и налипание мелких частиц металла на режущие зерна. Последний фактор еще более усугубляет вероятность появления прижогов [4, 5]. Поэтому по мере уменьшения теплопроводности обрабатываемой стали возрастает сложность обеспечения условий безприжогового шлифования.

Легированные стали имеют меньшую теплопроводность, чем обычные конструкционные стали. Это связано с тем, что наибольшей теплопроводностью обладает чистое железо. Углерод и такие легирующие элементы как хром и никель понижают теплопроводность.

Обрабатываемость металла и склонность к прижогам связана с количеством остаточного аустенита в его структуре. При этом считается, что чем больше процент остаточного аустенита, тем хуже обрабатываемость металла, так как из всех структурных составляющих стали теплопроводность аустенита самая низкая. Структурные составляющие стали в порядке возрастания теплопроводности располагаются следующим образом: аустенит, мартенсит закалки, мартенсит отпуска, троостит, сорбит, перлит [5]. Так же было установлено, что наличие цементита в структуре стали отрицательно влияет на процесс зубошлифования. Наличие избыточного содержания цементита способствует возникновению микротрещин на обрабатываемых поверхностях детали при зубошлифовании, так как цементит появляется в структуре при науглероживании хромоникелевых сталей в виде различных карбидов. Важно знать, что карбиды оказывают вредное воздействие. Если в слое избыточные карбиды содержатся в виде сетки, то для деталей, подвергнутых шлифованию, опасность появления шлифовочных трещин резко возрастает, а также на поверхностях, подвергающихся высокому давлению, увеличивается вероятность выкрашивания слоя.

Для того чтобы увеличить теплопроводность обрабатываемого материала, необходимо уменьшить содержание остаточного аустенита в структуре металла, а также исключить возможность появления различных карбидов.

Влияние остаточного аустенита на эксплуатационные характеристики крупномодульных зубчатых колес

Перед тем как рассматривать вопрос по уменьшению содержания остаточного аустенита в поверхностном слое металла, необходимо определить его наиболее благоприятное процентное содержание, влияющее на эксплуатационные характеристики крупномодульных зубчатых колес.

Несмотря на то, что исследованию влияния количества остаточного аустенита на прочность цементованных сталей посвящено большое количество работ, единого мнения по этому вопросу пока не существует.

В большинстве случаев считается, что в поверхностном слое цементованных зубчатых колес содержание остаточного аустенита не должно превышать 20-25 %, [6, 7, 8]. Содержание остаточного аустенита выше 30 % в большинстве случаев считается недопустимым для тяжело нагруженных зубчатых колес. Однако имеются результаты, свидетельствующие о положительном влиянии на прочность и долговечность цементованных зубчатых колес повышенного содержания остаточного аустенита [6]. Но с учетом последних исследований хромоникелевых сталей, уменьшение содержания остаточного аустенита до 10-20 % и увеличение свыше 55 % приводит к снижению указанных характеристик [6, 8]. При этом следует отметить, что уровень свойств достигается при равномерном распределении остаточного аустенита в слое без понижения его содержания в тонкой поверхностной зоне.

Таким образом, остаточный аустенит должен быть равномерно распределен в поверхностном слое, и его содержание не должно превышать 20-25 %, вследствие чего, уменьшается вероятность возникновения прижогов при зубошлифовании и сохраняются наилучшие эксплуатационные характеристики металла.

Рекомендации по уменьшению остаточного аустенита и цементита в поверхностном слое

Как уже было установлено, типичными недостатками цементованных слоев являются: остаточный аустенит и большое количество избыточного цементита. Для увеличения вероятности безприжогового шлифования зубьев рассмотрим некоторые технологические возможности, которые позволят уменьшить количество остаточного аустенита и цементита в поверхностном слое.

Наличие цементита в структуре стали можно исключить с помощью контроля степени науглероживания при цементации детали в газовой среде. Учитывая диаграмму равновесия хромоникелевой стали 20X2H4A, изображенной на рисунке 2, не допускается повышение содержания углерода на поверхности больше 0,65 %, даже во время получения толстых слоев. Более высокое содержание углерода вызывает появление структурно свободного цементита, который уже не повышает твердости стали, но увеличивает сопротивление трению, а также способствует возникновению микротрещин при зубошлифовании. Следовательно, при химико-термической обработке любой цементованной стали следует учитывать ее диаграмму равновесия, для того чтобы во время газовой цементации придерживаться эвтектоидного состава, тем самым препятствуя появлению цементита в структуре стали.

Содержание остаточного аустенита можно установить металлографически, магнитометрически или рентгенографически. На рисунке 3 показана структура цементованного слоя с остаточным аустенитом, полученная металлографическим способом [7].



Рисунок 3 – Структура цементованного слоя с остаточным аустенитом

Для уменьшения остаточного аустенита в поверхностном слое используют следующие технологические операции: высокий отпуск после газовой цементации, обработка холодом при температурах твердой двуокиси углерода или жидкого азота [7].

Остаточный аустенит сохраняется у сталей с большим содержанием никеля. В таких сталях никель задерживает нормальный распад аустенита на мартенсит [8]. Остаточный аустенит сохраняется особенно при значительном науглероживании и закалке при очень высокой температуре. Это чаще всего бывает в толстом цементованном слое при двойной закалке, когда производят первую закалку при высокой температуре для сердцевины, но перегревают при этом слой, или при одинарной закалке, когда выбирают такую температуру, которая является промежуточной между температурами закалки сердцевины и слоя.

Хромоникелевые стали 12X2H4A и 20X2H4A, используемые для изготовления зубчатых передач горных машин и механизмов, также являются склонными к сохранению в структуре остаточного аустенита. Для определения влияния высокого отпуска после газовой цементации на количество остаточного аустенита было проведено экспериментальное исследование структуры стали 20X2H4A металлографическим способом. В ходе исследования было использовано следующее оборудование: шлифовально-полировальная машина FORCIPOL 1V, микроскоп IM7200. На рисунке 4 показана структура стали 20X2H4A после химико-термической обработки без проведения высокого отпуска.

На рисунке 4 отчетливо видно, что количество остаточного аустенита в поверхностном слое детали достигает 50 %, а также наблюдается неравномерное распределение остаточного аустенита.

На рисунке 5 изображена структура стали 20X2H4A после химико-термической обработки, но с проведением высокого отпуска перед закалкой. Металлографический анализ второго образца показал, что благодаря высокому отпуску содержание остаточного аустенита снизилось приблизительно до 35 %, а также наблюдается более равномерное распределение остаточного аустенита в поверхностном слое.

Из полученных результатов можно сделать вывод, что проведение высокого отпуска после газовой цементации зубчатых колес, изготовленных из хромоникелевых сталей, способствует уменьшению вероятности возникновения прижогов при последующем зубошлифовании.



Рисунок 4 – Структура цементационного слоя с остаточным аустенитом без высокого отпуска

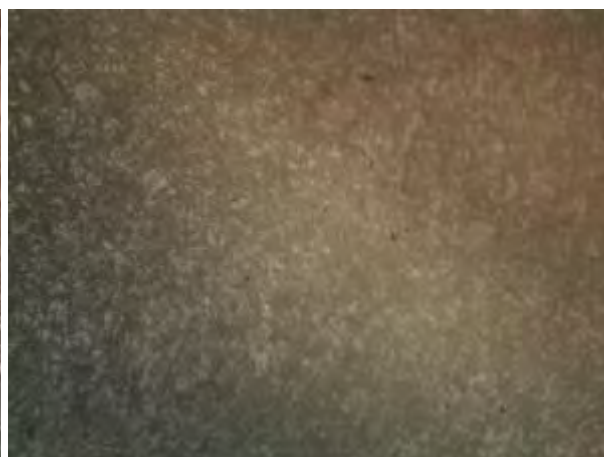


Рисунок 5 – Структура цементационного слоя с остаточным аустенитом после высокого отпуска

Заключение

В ходе проведенного исследования было установлено, что такие структурные составляющие как цементит и остаточный аустенит отрицательно влияют на теплофизические характеристики стали и способствуют возникновению прижогов и микротрещин в процессе шлифования зубьев. Также было выявлено, что наличие цементита в поверхностном слое недопустимо, а содержание остаточного аустенита не должно превышать 20-25 %, что значительно уменьшает вероятность появления прижогов и сохраняет высокие эксплуатационные характеристики зубчатых колес. Для того чтобы исключить наличие цементита в структуре стали, необходимо четко контролировать степень науглероживания при цементации детали в газовой среде, при этом учитывая диаграмму равновесия обрабатываемой стали, не допускать повышения содержания углерода выше эвтектоидной точки. Как показал металлографический анализ, снизить концентрацию остаточного аустенита до указанного диапазона и также достичь его равномерного распределения в цементованном слое можно с помощью высокого отпуска проводимого после газовой цементации. Все вышеперечисленные рекомендации позволяют уменьшить вероятность возникновения прижогов и микротрещин на стадии зубошлифования.

Список использованных источников

1. **Корецкий, Я.** Цементация стали / Я. Корецкий. – Л.: ГСИСП, 1962. – 223 с.
2. Диаграммы состояния двойных металлических систем: в 3 т. / под общ. ред. Н.П. Лякишева. – М.: Машиностроение, 1996. – 992 с.
3. **Лурье, Г.Б.** Шлифование металлов / Г.Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 171 с.
4. Абразивная и алмазная обработка материалов: справочник / под общ. ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с.
5. **Резников, А.Н.** Теплофизика механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 269 с.

6. **Зинченко, В.М.** Инженерия поверхности зубчатых колес методами химико-термической обработки / В.М. Зинченко. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 303 с.

7. **Лахтин, Ю.М.** Химико-термическая обработка металлов / Ю.М. Лахтин, Б.Н. Арзамасов. – М.: Металлургия, 1985. – 256 с.

8. **Козловский, И.С.** Химико-термическая обработка шестерен / И.С. Козловский. – М.: Машиностроение, 1970. – 232 с.

Karas I.K., Avramenko E.N.

Influence of the case-hardened layer structure on thermal and physical characteristics at gear-tooth grinding

The structure of case-hardened layer is investigated in the article. The structural components that adversely affect the thermal and physical properties of steel are identified. Technological recommendations that improve the grinding without burn marks are proposed.

Поступила в редакцию 08.10.2012 г.

ПРАВИЛА ОФОРМЛЕНИЯ СТАТЕЙ

Статьи, направленные в редакцию журнала, должны удовлетворять требованиям «Инструкции по оформлению диссертации, автореферата и публикаций по теме диссертации», утвержденной Постановлением Президиума Государственного ВАК РБ от 24.12.1997 г. № 178 (в редакции с изменениями и дополнениями, Постановление ВАК РБ от 22.02.2006 г. № 2 и Постановление ВАК РБ от 15.08.2007 г. № 4).

1. Материал статьи должен соответствовать профилю журнала и излагаться предельно ясно.

2. Поступившие в редакцию статьи проходят рецензирование. Основные критерии целесообразности опубликования – актуальность тематики, научная новизна.

3. Статья должна быть представлена в распечатанном и в электронном виде в формате текстового редактора Word for Windows (97/2000/2003). Шрифт текста Times New Roman, размер 12 п., интервал – 1.

4. В статье должны быть указаны индекс УДК, название статьи, фамилии авторов, наименования организаций, в которых работают авторы. Статья должна содержать: аннотацию (до 10 строк), введение, основную часть, заключение, завершаемое четко сформулированными выводами, список использованных источников. Аннотация и название статьи, а также фамилии авторов должны быть представлены на английском и русском языках.

5. Рисунки должны быть четкими черно-белыми и созданы в одном из графических редакторов (формат tif, pcx, bmp, gif, cdr, wmf, psd), графики присоединены с помощью табличного процессора «Excel» или «MS Graph» (встроенного в «Word»). Все обозначения на рисунках должны быть расшифрованы.

6. Таблицы располагаются непосредственно в тексте статьи. Каждая таблица должна иметь заголовок. На все таблицы и рисунки следует давать ссылки в тексте.

7. Обозначения, приведенные в статье, расшифровываются непосредственно в тексте, кроме того, могут быть вынесены на отдельную страницу.

8. Размерность всех величин, приведенных в статье, должна соответствовать Международной системе единиц измерения (СИ). Не следует употреблять сокращения, кроме общепринятых. Для обозначения физических величин используется курсивный шрифт, для математических символов типа cos, max, критериев вида Nu, Re и т.п., чисел, химических символов – прямой шрифт. Для русских и латинских букв в индексах используется прямой шрифт, если они не относятся к обозначениям физических величин, а являются сокращением слова, курсив – если принимают последовательные значения или служат для перечисления чего-либо, обозначения ряда чисел и т.п.

9. Список использованных источников должен быть приведен в конце статьи и содержать полные библиографические данные. Список должен быть составлен в порядке упоминания ссылок в тексте. Ссылки на неопубликованные работы не допускаются.

10. Авторам необходимо на отдельной странице предоставить о себе следующие сведения: фамилия, имя, отчество, почтовый адрес для переписки, место работы и занимаемая должность, а также номера телефонов, факсимильной и электронной связи.

1. The feature material should correspond to the magazine's profile and should be expounded very understandable.

2. The articles provided to the magazine editorial staff are reviewed. The main criteria of publishing feasibility are subjects' urgency and scientific novelty.

3. The article should be presented in printed out and electronic form in the Word format for Windows (97/2000/2003). The body text is Times New Roman, size 12, interval – 1.

4. The UDC number, article's title, authors' surnames, names of organizations where the authors work should be stated in the article. The article should contain annotation (till 10 lines), introduction, the basic part, the conclusion finished by accurately formulated consequences, and as well as the list of the used sources. The annotation, the article's title and as well as the authors' surnames should be presented in English and Russian languages.

5. The pictures should be well-defined black-and-white and should be created in one of the graphic editors (format tif, pcx, bmp, gif, cdr, wmf, psd); in this case they are attached with tabular based processor Excel or MS Graph (built-in Word). All symbols at the figures should be deciphered.

6. The tables are placed directly in the text of the article. Each table should have the title. All tables and diagrams should have references in the text.

7. Symbols used in the article are deciphered directly in the text; in addition they could be taken out on a separate page.

8. Dimension of all sizes accepted in the article should correspond to the International System of Units (SI). The abbreviations except for the standards should not be used. Designations of physical quantities are given by Italic characters. Mathematical symbols such as cos, max, criteria of kind Nu, Re, etc., numbers, chemical symbols are given by Roman characters. Russian and Latin letters in indexes are given by Roman characters if they do not refer to designations of physical quantities and are word abbreviations, they are given by Italics if they accept successive values or serve for enumeration of something, sequence designation, etc.

9. The list of the used sources should be given at the end of the article and contain full bibliographic data. The list should be made in the order as the references are mentioned in the text. The references to the unpublished works are not allowed.

10. The authors should provide the following information on a separate page: surname, given name, patronymic name, and postal address for correspondence, place of employment and work status; as well as phone numbers, fax number, and e-mail address.

Подписные
индексы:

749332

74933

ИПР

**Основные направления научно-исследовательской
деятельности ЗАО "Солигорский Институт
проблем ресурсосбережения с Опытным производством"**

- разработка горно-шахтного подъемно-транспортного оборудования;
- разработка горного проходческого, очистного и бурового оборудования;
- разработка технологического горно-обогательного оборудования;
- разработка методов повышения надежности и долговечности деталей и узлов машин, работающих в условиях абразивных, химически активных сред горно-обогательного оборудования;
- разработка оборудования для комплексов по перегрузке и складированию сыпучих материалов;
- разработка высокопроизводительной технологии обогащения полезных ископаемых;
- разработка композиционных и теплозвукоизоляционных материалов;
- разработка конструкционных материалов и покрытий, предназначенных для использования в агрессивных химически активных, абразивных средах предприятий горной промышленности;
- совершенствование технологии добычи и повышение безопасности ведения горных работ на месторождениях полезных ископаемых;
- моделирование и автоматизированное проектирование горных машин, работающих на глубине более 1000 м во взрывоопасной среде и при больших давлениях;
- разработка автоматизированных систем управления горно-шахтным добывающим и перерабатывающим оборудованием.

Адрес редакции:

223710, Республика Беларусь,
Минская обл., г. Солигорск, ул. Козлова, 69

Телефоны:

(+375 174) 26 28 37 главный редактор (приемная)

(+375 174) 26 35 32 ответственный секретарь

E-mail: ipr@sipr.by

ISSN 1728-3841



9 771728 384000