Міністерство освіти і науки
Державний вищий навчальний заклад
«Національний гірничий університет»

Збірник наукових праць Національного гірничого університету

№35
ТОМ 1

Дніпропетровськ
2010

УДК 622 (06)

Засновник та видавець
НАЦІОНАЛЬНИЙ ГІРНИЧИЙ УНІВЕРСИТЕТ
Рік заснування – 1999

Збірник наукових праць НГУ. – Д.: Державний вищий навчальний заклад «Національний гірничий університет», 2010-№35, т.1.- 232 с.

Наведено результати теоретичних і експериментальних досліджень з різних аспектів гірничої справи, розглянуто проблеми відкритої і підземної розробки родовищ корисних копалин, охорони праці і безпеки робіт на гірничих підприємствах, проблеми екології, маркшейдерії, геології, геоінформатики, електропостачання й автоматизації виробничих процесів у гірничій промисловості, висвітлені питання експлуатації гірничо-транспортного устаткування на шахтах, рудниках і кар'єрах.

Матеріали збірника призначені для наукових та інженерно-технічних працівників, які спеціалізуються в галузі гірничої справи.

Збірник друкується за рішенням вченої ради НГУ
(протокол № 12 від 19.11.2010 р.)

Комп'ютерна верстка і набір – В.В. Задорнова

Збірник зареєстровано у державному комітеті
телебачення і радіомовлення України.
Свідоцтво про реєстрацію КВ № 9030 від 04.08.2004 р.

© Державний ВНЗ «НГУ», 2010

Редакційна Рада збірника:
акад. НАН України, д.т.н., проф. Г.Г. Півняк
д.т.н., проф. П. І. Пілов
д.т.н., проф. О.С. Бешта
д.т.н., проф. О. М. Шашенко
к.т.н., доц. В.В. Ішков

Редакція:
головний редактор – к.т.н., доц. В.В. Ішков
заступник редактора – д.т.н., проф. С.Ф. Власов
відповідальний секретар – н.с. В. В. Задорнова

Експертно-редакційна колегія:

Відкрита розробка РКК
Гуменик І. Л. – д.т.н., проф.
Дриженко А. Ю. – д.т.н., проф.
Четверик М. С. – д.т.н., проф.
Прокопенко В. І. – д.т.н., проф.
Симоненко В. І. – д.т.н., доц.
Собко Б.Ю. – д.т.н., г.н.с.

Збагачення корисних копалин
Пілов П. І. – д.т.н., проф.
Младецький І. К. – д.т.н., проф.
Полулях О. Д. – д.т.н., проф.
Франчук В. П. – д.т.н., проф.
Мостика Ю.С. – д.т.н., проф.

Екологічна безпека
Зберовський О.В. – д.т.н., г.н.с
Шапарь А.Г. – д.т.н., проф.
Колесник В.Є. – д.т.н., проф.
Долгова Т.І. – д.т.н., проф.
Горова А.І. – д.б.н., проф.

Підземна розробка РКК
Бондаренко В. І. – д.т.н., проф.
Кузьменко О. М. – д.т.н., проф.
Пономаренко П.І. – д.т.н., проф.
Бузило В.І. – д.т.н., проф.
Ковалевська І.А. – д.т.н., проф.

Маркшейдерія
Четверик М. С. – д.т.н., проф.
Халимендик Ю.М.– д.т.н., проф.
Шашенко О.М. – д.т.н., проф.
Петрук Є.Г. – д.т.н., проф.
Назаренко В.О. – д.т.н., проф.

Шахтне і підземне будівництво
Шашенко О.М. – д.т.н., проф.
Пономаренко П.І. – д.т.н., проф.
Роєнко А.М. – д.т.н., проф.
Сдвіжкова О.А. – д.т.н., проф.
Соболєв В.В. – д.т.н., проф.

Геотехнічна і гірнича механіка
Садовенко І.О. – д.т.н., проф.
Бондаренко В.І.– д.т.н., проф.
Шашенко О.М. – д.т.н., проф.
Власов С.Ф. – д.т.н., проф.
Новікова Л.В. – д.т.н., проф.
Москальов О.М. – д.т.н., проф.

Геологія та геофізика
Нагорний Ю.М. – д.г-м.н., проф.
Нагорний В.М. – д.г-м.н., проф.
Приходченко В.Ф. – д.геол.н., проф.
Додатко О.Д. – д.г.-м.н., проф.
Бусигін Б.С. – д.т.н., проф.
Тяпкін К.Ф. – чл.-кор., д.г-м.н., проф.

Гірничі машини.
Динаміка і міцність машин
Франчук В.П. – д.т.н., проф.
Самуся В.І. – д.т.н., проф.
Блохін С.Є. – д.т.н., проф.
Заболотний К.С. – д.т.н., проф.
Ширін Л.Н. – д.т.н., проф.
Кіріченко Є.О. – д.т.н., проф.

Буріння свердловин
Кожевников А.О. – д.т.н., проф.
Власов С. Ф. – д.т.н., проф.
Москальов О.М. – д.т.н., проф.
Симанович Г.А. – д.т.н., проф.
Франчук В.П. – д.т.н., проф.

Електротехнічні комплекси і системи
Півняк Г. Г. – акад., д.т.н., проф.
Шкрабець Ф.П. – д.т.н., проф.
Заїка В.Т. – д.т.н., проф.
Випанасенко С.І. – д.т.н., проф.
Бешта О.С. – д.т.н., проф.

Автоматизація технологічних процесів
Ткачов В.В. – д.т.н., проф.
Кузнєцов Г.В. – д.т.н., проф.
Бешта О.С. – д.т.н., проф.
Кочура Є.В. – д.т.н., проф.
Слєсарєв В.В. – д.т.н., проф.

Охорона праці
Голінько В.І. – д.т.н., проф.
Бойко В.О. – д.т.н., проф.
Кременчуцький М.Ф. – д.т.н., проф.
Зберовський О.В. – д.т.н., г.н.с.
Шкрабець Ф.П. – д.т.н., проф.

Адреса редакції:
49005, Дніпропетровськ, пр. К. Маркса, 19,
Державний ВНЗ «НГУ», Ішкову В.В.
тел./ факс 726-77-04, 46-90-98,
E-mail: zberovskiA@nmu.org.ua

Требования к оформлению статей в «Сборник научных трудов НГУ»

Требования к оформлению статей для опубликования в «Сборник научных трудов НГУ»

С учетом нормативных требований к оформлению печатных статей, рекомендаций Книжной Палаты Украины от 07.09.04 № 1291/11 и постановления ВАК Украины от **21.03.2008** № 1-04/5 «Про затвердження нових вимог до періодичних наукових фахових видань» к опубликованию в специализированном “Сборнике...” принимаются статьи, содержащие новые научные и практические результаты исследований авторов, которые ранее не публиковались и отвечают профилю «Сборника…». Структура научной статьи должна содержать следующие элементы: постановка проблемы; анализ последних достижений и публикаций, в которых заложено решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных ранее частей общей проблемы, которым посвящается данная статья; формулирование целей статьи (постановка задачи); изложение основного материала исследований с полным обоснованием полученных научных результатов; выводы по данному исследованию; список использованных источников.

Рекомендуемая структура статьи:

- **вступление** – постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими программами; анализ последних достижений и публикаций в которых заложено решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных ранее частей общей проблемы, которым посвящается данная статья (до 40 строк);
- **формулирование целей статьи** (постановка задачи) (до 20 строк);
- **изложение основного материала исследований** с полным обоснованием полученных научных результатов (5-8стр.);
- **выводы** по данному исследованию с указанием новизны, теоретической и практической значимости полученных научных результатов, перспективы дальнейшего развития в данном направлении (до 30 строк);
- **список использованных источников -** ссылки на литературные источники (не более 5), как правило, приводятся во вступлении при анализе последних достижений и публикаций на которые опирается автор.

Текст статьи (на русском, украинском или английском языках) объемом 6-10 стр., включая таблицы, графики и рисунки, подается в редакцию на электронном носителе и с распечаткой 1 экз. на листах формата А4. Текст следует набирать шрифтом Times New Roman 14 пунктов в редакторе Microsoft Office Word, все поля по 2 см и оформить следующим образом:

* УДК – вверху слева, без отступов;
* Инициалы, фамилия автора – следующая строка, выравнивание по правому краю;
* Название статьи - заглавными буквами, жирно, выравнивание по центру; переносы и аббревиатура недопустимы;
* Аннотация (до 5 строк) на русском, украинском и английском языках, размер 12 пт, отступ первой строки 0,5 см ;
* Текст форматируется с выравниванием по ширине и междустрочным интервалом -1,0; отступ первой строки 1,2 см; абзацные отступы и интервалы – недопустимы; расстановка переносов автоматическая, номера страниц не проставляются.
* *Простые формулы* в тексте набираются курсивом с помощью символов редактора Word, *сложные формулы* должны быть выполнены в приложении Equation Editor, соблюдая размеры, приведенные на рис. ⇨

* Таблицы, графики и подписи к ним располагаются непосредственно в тексте и внедряются в документ как объекты, если они были созданы в Excel и др. приложениях.
* Рисунки должны быть в черно-белом изображении и вставлены в текст в местах ссылки на них.
* Список литературы приводится в порядке ссылок в тексте, в соответствии с ДСТУ ГОСТ 7.1:2006, размером 12 пт.

Образец набора

УДК 550.83

© И.В. Петрова

ГЕОФИЗИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КАРПАТ ИЗ КОСМОСА

Приведены результаты геологической дешифровки материалов космических геофизических съемок Карпат.
Наведено результати геологічного дешифрування матеріалів космічних геофізичних зйомок Карпат.
Results of geological photointerpretation of materials of space geophysical surveys of Karpat are considered.

По материалам космических геофизических съемок получают разнообразную геолого-геофизическую информацию .....

Список литературы

1. Ландау Л.Д. Статистическая физика. Серия 1. Теоретическая физика. Т. V. –М.: Наука, 1979.-268 с.
2. Архипов Ю.Р. Программное обеспечение для обработки геофизической информации// Горный журнал.-2002.-№11.-С.10-15

_____

В редакцию «Сборника…» **необходимо подать:**

1. Электронный вариант и распечатанную **справку об авторах**:

Фамилия, имя, отчество; место работы (полное название организации и её почтовый адрес); должность; ученая степень; номера контактных телефонов, E-mail.

2. **Экспертное заключение** о возможности опубликования материалов в открытой печати.

3. **Выписку** из протокола кафедры /лаборатории, отдела/ отражающую: общий характер статьи (работа фундаментального или прикладного значения, экспериментальная (результаты моделирования, данные промышленных испытаний…), теоретическая (описание нового метода расчёта…) и т.п.; соответствие материалов паспорту выбранной специальности (шифр); личный вклад автора; новизну полученных результатов; рекомендации к публикации.

Телефоны для справок:

т/ф (056) 726-77-04 Зберовский Александр Владиславович

46-90-98 Задорнова Виктория Валериевна - ответственный секретарь.

УДК 553.81:553.068.5 (477.54+477.46)

© М.В. Рузина, О.А. Терешкова, В.Л. Стефанский, Н.В. Билан

ПЕРСПЕКТИВЫ АЛМАЗОНОСНОСТИ РАЙГОРОДСКОЙ ТОЛЩИ ПАЛЕОЦЕНА ЦЕНТРАЛЬНОГО РАЙОНА УКРАИНСКОГО ЩИТА

Приведены новые прогнозно-поисковые критерии алмазоносности райгородской толщи Украинского щита. Установлено, что перспективность ее алмазоносности обусловлена находками алмазов, их минералов-спутников, а также сходством петрографического состава с вулканокластическими кимберлитами, которые аккумулировались в мелководных морских бассейнах.

Наведено нові прогнозно-пошукові критерії алмазоносності райгородської товщі центрального району Українського щита. Встановлено, що перспективність її алмазоносності обумовлена знахідками алмазів, їх мінералів-супутників, а також схожістю петрографічного складу з вулканокластичними кімберлітами, які акумулювалися в морських басейнах.

New prognosis-searching criteria of Raygorodska strata diamond-bearing of the Ukrainian shield are given. It is set that perspective of strata diamond-bearing is conditioned by the finds of diamonds, their minerals-accessories, and also by similarity of petrographic composition with volcano-clastic kimberlites, which was accumulated in shallow marine basins.

За 60 лет исследований алмазоносности территории Украины собран большой фактический материал, выделены перспективные на алмазы площади. Одним из наиболее перспективных районов на данный момент считается Центральный алмазоносный район Ингульского мегаблока. Проводимые здесь ГРЭ-37 КП "Кировгеология" поисково-прогнозные работы на алмазы направлены в основном на выявление коренных источников. В результате этих работ с учетом существующих проявлений магматизма, прямых и косвенных признаков кимберлитов в пределах Центрального алмазоносного района Ингульского мегаблока выделены перспективные участки, выявлено двадцать пять потенциально алмазоносных структур, сложенных породами кратерных, в отдельных случаях жерловых фаций. В пяти из них обнаружены кристаллы алмазов и высокобарические минералы-спутники в породах чехла, в том числе в породах райгородской толщи [1]. Г.М. Яценко предположил, что установленные проявления алмазов и минералов-спутников в песчано-глинистых отложениях бучакской свиты связаны с вторичными коллекторами россыпных алмазов, их источником могут быть породы райгородской толщи, и предложил скорректировать прогнозно-поисковые работы в сторону поиска фанерозойских россыпей и россыпепроявлений, которые могут иметь как самостоятельное значение, так и способствовать обнаружению коренных источников алмазов.

На протяжении многих лет райгородские отложения центрального района Украинского щита являются предметом острой дискуссии, как образования спорного возраста и генезиса [2]. Они распространены в центральной части Украинского щита и его северо-восточной присклоновой части. Залегают они, в основном, в долинах палеорек и других понижениях рельефа кристаллического фундамента, заполняя Кировоградско-Новомиргородскую, Шостаковскую, Высковскую, Сазоновскую, Лебедино-Балаклеевскую, Тясминскую, Новомирго-

родско-Ротмистровскую и Чигиринскую палеодолины, а также Ротмистровскую, Зеленогайскую, Адамовскую и Оситняжскую котловины на породах кристаллического фундамента и изредка на породах мезозоя. Перекрыты райгородские образования отложениями кайнозойского возраста.

В результате проведения поисково-прогнозных работ (КП «Кировгеология») и картировочных работ масштаба 1:200 000 (ГП «Центрукргеология») в пределах центрального района УЩ появились новые данные о райгородской толще. В связи с необходимостью перевода райгородской толщи в ранг свиты и находками алмазов в ней, авторами проведено детальное изучение вещественного состава и строения райгородских отложений по скважинам в Кировоградском районе (Кировоградско-Новомиргородская депрессия) и в обнажениях, расположенных вблизи г. Смела (Тясминская депрессия) в пределах центрального района УЩ.

В результате проведенных исследований [3, 4] установлено, что породы райгородской толщи Кировоградско-Новомиргородской депрессии представлены вулканогенно-осадочными породами разного гранулометрического состава – туфами, туффитами, туфогравелитами, туфопесчаниками, туфоалевролитами, вмещающими грубообломочный эксплозивный материал. Образовались эти породы в палеоценовое время в прибрежных и мелководных морских условиях Сумского палеобассейна при активном эксплозивном вулканизме. Райгородские отложения Тясминской депрессии образовались в позднемаастрихтское время в континентальных условиях и представлены псефитовыми туфами [3, 4].

Алмазы и их минералы-спутники в породах райгородской толщи по данным А.А. Калашник (КП «Кировгеология») [1] установлены в пределах Грузского, Лесного и Оситняжского алмазоперспективных участков (рис. 1).

По морфологии установленные кристаллы алмазов сходны с алмазами из кимберлитовых (лампроитовых) источников и определены Е.Ю. Палкиной (по сообщению на IV Международной научно-практической конференции "Комплексное изучение и освоение природных и техногенных россыпей", 2007 г.), как алмазы без признаков древности.

В пределах изучаемой территории (рис. 1) по данным Ю.И. Федоришина и др. [5] при изучении керна скважин установлены ксенотуфобрекчии кимберлитового (лампроитового) состава с весьма неравномерным распределением породообразующих компонентов и высокой степенью замещения вторичными минералами. На основании детального изучения минерального состава, текстурно-структурных особенностей, взаимоотношений исходных и новообразованных минералов в составе кимберлитовых разновидностей, вышеуказанными авторами были выделены автолиты, пизолиты и лапилли. При изучении разреза выше и ниже ксенотуфобрекчий кимберлитов были установлены туфы кимберлитов с островным распределением вторичного смектитового материала, замес-тившего первичные компоненты вулканического происхождения (тефры).

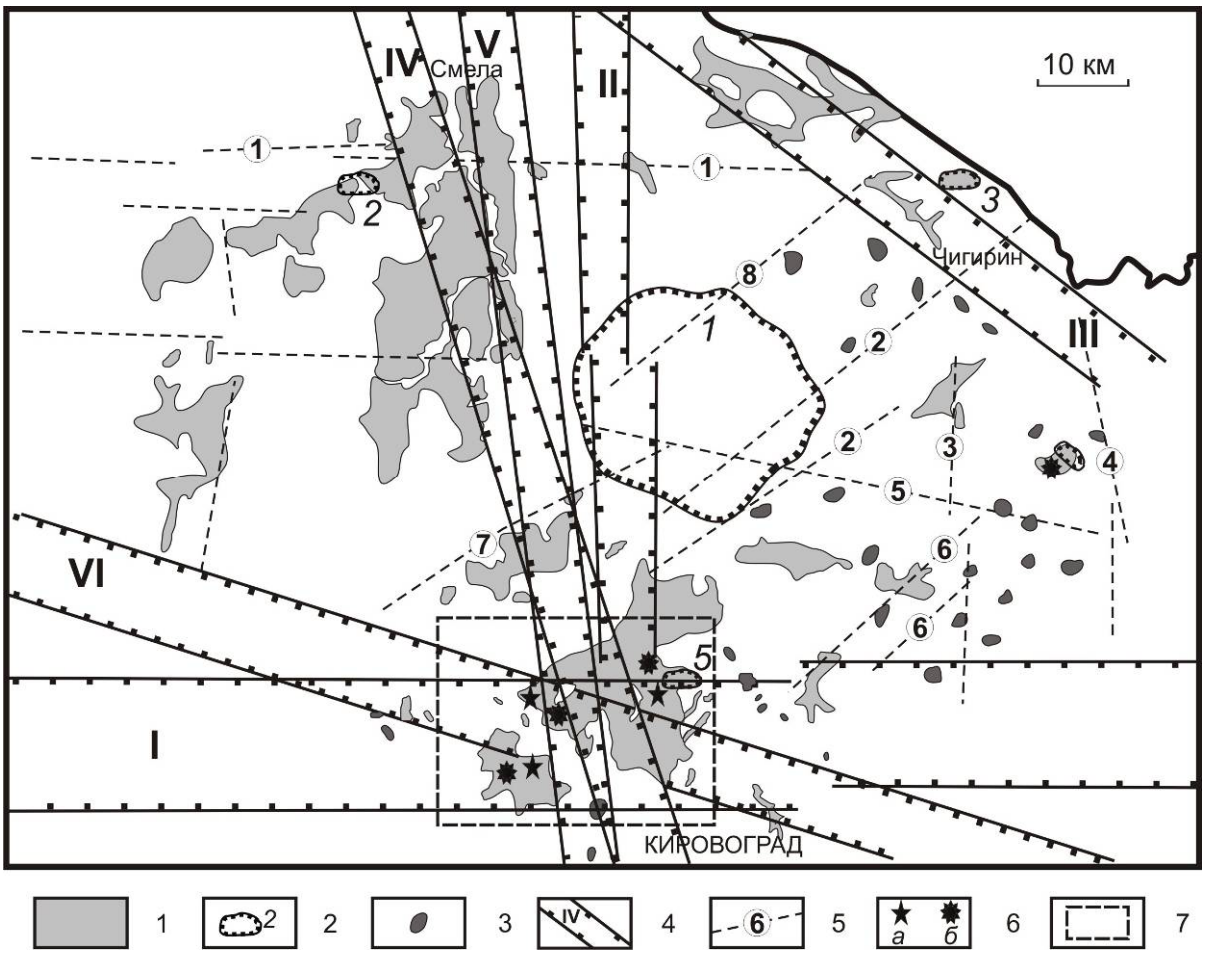


Рис. 1. Прогнозная карта района исследований: 1 – райгородские отложения; 2 – эксплозивные структуры (1 – Болтышская, 2 – Ротмистровская, 3 – Адамовская, 4 – Зеленогайская, 5 – Оситняжская); 3 – мелкие взрывные кратеры, заполненные райгородскими отложениями; 4 – предполагаемые границы разломов первого порядка (I – Субботско-Мошоринский (270º), II – Кировоградский (0º), III – Тясминский (305º), IV – Северинский (332º), V – Восточный (347º), VI – Знаменовский (287º)); 5 – региональные разломы (1 – Тимошивско-Галещинский, 2 – Чигиринский, 3 – Знамянский, 4 – Ивановский, 5 – Цыбулив-ский, 6 – Марьевский, 7 – Глодосский, 8 – Косарско-Погореловский); 6 – находки алмазов (а), минералов-спутников (б); 7 – алмазоперспективная площадь райгородских пород прибрежных и мелководных морских фаций

Данные кимберлитовые породы по ряду признаков обнаруживают сходство с алмазоносными вулканокластическими кимберлитами в морских осадках области Форт а ля Корн в центральном Саскачеване, Канада [6]. В данном районе П. Никсоном и К. Лехи [7] установлены внекратерные вулканокластические отложения, представленные двумя разновидностями – пирокластическими кимберлитами и переработанными эпикластическими кимберлитами. Петрографический состав пирокластических кимберлитов представлен угловатыми зернами серпентинизированного оливина, мантийными и коровыми ксенолитами и продуктами их разрушения – ксенокристаллами в т.ч. и алмазами, распределенными в массе серпентинизированного оливина. Пирокластические ким-

берлиты грубо отсортированы и постоянно переходят в переработанный пирокластический кимберлит через массивные, сортированные и слоистые пирокластические пески. Подобные образования установлены в составе райгородской толщи. Переработанные пирокластические кимберлиты содержат разнообразную туфогенную кластику (подобно кимберлитовым туфам, описанным Ю.И. Федоришиным в [5], а также установленным в райгородских породах при изучении керна скважин Кировоградско-Новомиргородской депрессии [3, 4]).

По данным [6], пирокластические кимберлиты и переработанные пирокластические кимберлиты вероятнее всего происходят от нескольких вулканических построек, расположенных в сотнях метров от вулканокластических отложений.

По результатам исследований [5] установленные в Центральной части Ингульского мегаблока песчаные, песчано-гравийные и алевропесчанистые туфы наряду с автолитовыми брекчиями также допускают незначительное перемещение вулканического материала, непосредственную близость и незначительное разрушение вулканических аппаратов.

Парагенезис вторичных минералов в кимберлитах Центрального района Ингульского мегаблока в составе серпентин+сапонит+вермикулит(как результат преобразования флогопита), по данным Н.Н. Зинчука [8] свидетельствует о незначительном уровне эрозионного среза кимберлитовых тел.

В районе распространения подобных вулканокластических кимберлитов области Форт а ля Корн выявлено большое количество кратеров мелового возраста. По мнению авторов [6], данные вулканокластические кимберлиты являются «…дистальными пепловыми продуктами вулканов, аккумулирующихся в мелководных бассейнах не слишком удаленных от источника». Подобные пирокластические продукты вулканов прибрежных и мелководных фаций установлены в составе райгородских пород керна скважин Кировоградско-Новомиргородской депрессии [3, 4].

Дополнительным признаком при оценке алмазоносности территории следует считать размер и форму выявленных кимберлитовых тел: как правило, тела алмазоносных кимберлитов имеют большую площадь сечения, в среднем от 18 до 68 га, тела неалмазоносных кимберлитов – меньшего размера – от 0,01 до 0,05 га. При этом форма тел алмазоносных кимберлитов преимущественно овальная или округлая, неалмазоносных – неправильная, удлиненная и др. [9]. В пределах распространения образований райгородской толщи Центрального алмазоносного района Ингульского мегаблока также установлены многочисленные тела округлой и близкой к изометричной формы, что может служить положительным косвенным признаком потенциальной алмазоносности (рис. 1).

На основании проведенных исследований с учетом данных Ю.И. Федоришина, А.А. Калашник, Г.М. Яценко и других исследователей предлагаются следующие прогнозно-поисковые критерии алмазоносности райгородской толщи центрального района УЩ:

Петрологические критерии. Основным петрологическим критерием, определяющим перспективы алмазоносности территории исследований, следует считать присутствие в районе исследований кимберлитов и лампроитов. При

этом следует отметить, что особо важным признаком следует считать наличие кимберлитов эксплозивной фации, которые установлены в нижней части райгородской толщи.

Структурно-тектонические критерии. Наиболее общим региональным критерием, определяющим возможность обнаружения алмазоносных кимберлитов, является приуроченность данных образований к платформам с древним докембрийским фундаментом [9]. В пределах платформ проявления кимберлитового магматизма приурочены к зонам глубинных разломов и узлам их пересечения. Локальным критерием является наличие оперяющих разломов. По данным А.А. Калашник [1] в пределах Ингульского мегаблока установлена приуроченность кимберлитовых тел Ингульского мегаблока к разломам северо-западного, северо-восточного и субширотного простирания и узлам их пересечения.

В пределах Кировоградского глобального узла пересечений разломов первого порядка, с простиранием 0º, 270º, 287º, 332º, 347º, и Зеленогайского – 35º, 305º, установлены проявления эндогенного щелочно-ультраосновного магматизма (рис. 1). Это явилось основанием для первоочередных детальных исследований на предмет потенциальной алмазоносности Кировоградского рудного района [1].

Структурно-тектоническим критерием является также наличие зон сочленения геологических структур типа антиклинориев и синклинориев, к которым часто приурочены проявления ультраосновного, в частности, кимберлитового (лампроитового) магматизма.

Магматические критерии. Обусловлены проявлениями в пределах потенциально алмазоносной территории процессов щелочно-ультраосновного магматизма. По результатам исследований КП «Кировгеология» [1], в Кировоградском алмазоносном районе установлены признаки многостадийного щелочно-ультраосновного магматизма в виде дайковой фации (Кировоградский узел) и в виде ксенотуфобрекчий с лампроитовыми включениями в пределах Зеленогайской структуры. По данным [5] проявления ультраосновного магматизма установлены в пределах Грузской площади.

Минералогические критерии и признаки являются наиболее важными, поскольку имеют как региональное, так и локальное значение и применяются как при прогнозировании россыпных, так и эндогенных месторождений алмаза. Основной критерий – обнаружение алмаза в четвертичных и дочетвертичных отложениях и присутствие минералов-спутников алмаза [9].

В пределах Ингульского мегаблока прямыми минералогическими признаками алмазоносности изучаемой райгородской толщи является:

– выявление природных алмазов в туфогенных образованиях нижней части разреза райгородской брекчированной толщи нижнего палеоцена на участках Лесной, Грузский, Оситняжский;

– наличие в составе ксенотуфобрекчий райгородской толщи минералов-индикаторов алмаза – хромшпинелей, хромдиопсида, пиропа.

Следует отметить, что при прогнозировании россыпных алмазов (в отличие от коренных), наиболее надежным критерием является присутствие лишь

самого алмаза, поскольку минералы-спутники менее, чем алмаз устойчивы по отношению к процессам механического износа и химического выветривания, они сопутствуют алмазу только на первых десятках километров переноса в одновозрастных отложениях и на начальных этапах переотложения – при размыве древних коллекторов. В этом случае они могут косвенно указывать на возможность формирования россыпей ближнего сноса [9]. В этой связи интересно обнаружение Ю.И. Федоришиным [5] ильменита и граната в составе тяжелой фракции кимберлитовых ксенотуфобрекчий в составе райгородской толщи, а также постмагматических минералов кимберлита – серпентина, сапонита, вермикулита, что позволяет предположить незначительное перемещение породообразующего материала.

Литологические критерии. К числу основополагающих литологических критериев, определяющих потенциальную алмазоносность россыпных алмазов следует отнести грубообломочный состав осадочных образований, наличие толщ полимиктового состава и присутствие обломков первичных и вторичных алмазосодержащих пород. В составе райгородской толщи, по данным авторов установлены полимиктовые туфогенные гравелиты и песчаники с эксплозивным материалом – глыбами и валунами [3, 4].

По данным [5] в составе ксенотуфобрекчий установлены фрагменты автолитов кимберлита и продуктов их преобразования серпентин-сапонит-вермикулитового состава.

По типу первоисточника предполагаемые кимберлитовые образования, вероятно, относятся к вулканокластическим кимберлитам, определяемым как дистальные пепловые продукты вулканов, аккумулирующиеся в мелководных бассейнах не слишком удаленных от источника [6].

В отношении генетической природы вулканокластических кимберлитов, в настоящее время принято считать, что пирокластические кимберлиты в морских осадках – особый тип алмазоносных образований, генезис которых находится на стыке первичных кимберлитов и переотложенных россыпей. Наличие автолитов в составе ксенотуфобрекчий райгородской толщи является возможным подтверждением многофазности внедрения магматического расплава.

Таким образом, перспективность алмазоносности образований райгородской толщи обусловлена следующими данными:

– выявлением алмазов в составе кластогенных образований райгородской толщи на участках Лесной, Грузский и Оситняжский;

– выявлением минералов-спутников алмаза, представленных пиропом, ильменитом, хромдиопсидом, хромшпинелидами в составе кластогенных образований райгородской толщи;

– обнаружением кимберлитовых ксенотуфобрекчий, содержащих лапилли, пизолиты, автолиты и обнаруживающих сходство с вулканокластическими кимберлитами области Форт а ля Корн (Саскачеван, Канада) и кимберлитами Якутской алмазоносной провинции;

– парагенезисом серпентин+сапонит в составе кимберлитовых ксенотуфобрекчий, установленных в составе образований райгородской толщи характерным для пород кратерной фации кимберлитов.

– обнаружением алмазов без признаков древности, свидетельствующих о незначительной дальности их переноса.

Список литературы

1. Калашник А.А. Оценка перспектив алмазоносности Кировоградского рудного района / А.А. Калашник // Наук. вісн. НГУ. – 2007. – №4. – С. 42–50.
2. Терешкова О.А. К вопросу о стратиграфии и генезисе райгородской толщи палеоцена Украинского щита в свете ее алмазоносности / О.А. Терешкова //Наук. вісн. НГУ. – 2010. – № 2. – С. 44–47.
3. Новые данные о генезисе и геологическом строении райгородской толщи Грузской площади Кировоградского района /А.Л. Фалькович, В.Л. Стефанский, А.А. Калашник, О.А. Терешкова [и др.] // Наук. вісн. НГУ. – 2008. – № 7. – С. 78–81.
4. Стефанський В.Л. Літолого-петрографічна характеристика туфітів райгородської товщі палеоцену Грузькой площі Кіровоградського району / В.Л. Стефанський, О.А. Терешкова, Л.Ф. Одноріженко // Наук. вісн. НГУ. – 2009. – № 10. – С. 58-63.
5. Федоришин Ю.І. Петрографічні особливості кімберлітового (лампроїтового) вулканізму мезо-кайнозойського віку в межах центральної частини Інгульского мегаблоку (Український щит) / Ю. Федоришин, Н. Тріска // Мінерал. зб. – 2008. – № 58, Вип. 1–2. – С. 73–79
6. Минерагения платформенного магматизма (траппы, карбонатиты, кимберлиты) / [С.В.Белов, А.В.Лапин, А.В.Толстов и др.]. – Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2008. – 537 с.
7. Никсон П. Алмазоносные вулканокластические кимберлиты в морских осадках мелового возраста / П. Никсон , К. Лехи // Геология и геофизика. 1997. – Т. 38. – Вып. 1. – С. 19–24.
8. Зинчук Н.Н. Постмагматические минералы кимберлитов / Н.Н. Зинчук. – М.: Недра, 2000. – 538 с.
9. Критерии прогнозной оценки территории на твердые поезные ископаемые/ [К.А.Марков, Б.М.Михайлов, Н.Н. Предтеченский и др.] – М.: Недра, 1986. – 743 с.

Рекомендовано до публікації д.геол.н. Приходченком В.Ф.
Надійшла до редакції 11.10.10

УДК 622.002.56

© А.Э. Кипко

К ОБОСНОВАНИЮ ФИЗИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОТЯЖЕННОЙ ВЫРАБОТКИ В ЗОНЕ ГЕОЛОГИЧЕСКОГО НАРУШЕНИЯ

Приведены результаты моделирования геомеханических процессов в зонах геологических нарушений с использованием численных методов и предложена физическая модель протяженной выработки в зоне геологического нарушения.

Приведені результати моделювання геомеханичних процесів в зонах геологічних порушень з використанням чисельних методів і запропонована фізична модель протяженої виробки в зоні геологічного порушення.

There are offered results of geomechanical processes design in areas of geological violations with the use of numeral methods and the physical model of the extensive working in the area of geological violation.

Введение. Моделирование геомеханических процессов при оценке устойчивости выработок, пройденных в зонах обводненных тектонических нарушений, является на сегодняшний день весьма актуальным. Это обстоятельство обусловлено тем, что одним из основных факторов, снижающих скорость проходки шахтных стволов и других капитальных горных выработок, является обводненность горных пород. Существенно усугубляется действие шахтных вод наличием тектонических нарушений. Наиболее эффективным способом повышения устойчивости выработок, пройденных в таких условиях является тампонаж обводненных зон, оптимальная реализация которого невозможна без осуществления моделирования геомеханических процессов, идущих в затампонированном породном массиве.

Постановка задачи исследований. Естественный гетерогенный углепородный массив, содержащий геологические нарушения и циркулирующие подземные воды, является неблагоприятной средой в смысле устойчивости подземных выработок. Исследовать столь сложный объект можно, на сегодняшний день, только методами численного моделирования. Из всех известных методов численного моделирования метод граничных элементов (МГЭ), метод конечных элементов (МКЭ), метод дискретных элементов (МДЭ).

В связи с этим, *целью* настоящей работы является исследование возможностей физического моделирования с использованием численных методов анализа.

Основная часть. Как правило, это задачи в упруго-пластической постановке. Они даже в пластической области хорошо отображают распределение поля напряжений, однако все они, в то же время, плохо описывают поля перемещений. Для того чтобы убрать этот дефект физической модели и соответствующего ей программного продукта, разработаны специальные приемы, такие как, например, энтропийный метод исследования состояния породного массива [1, 2], который предполагает анализ его состояния по обобщенной характеристике – энтропии пород приконтурной области. В работах [1, 2] описаны соответствующие энтропийные критерии разрушения, позволяющие оценивать состояние участка породного массива по изменению параметров внешних и внутренних воздействий.

Так, в работе [3] предложена конечноэлементная реализация алгоритма решения упругопластической задачи в которой рассматривается достаточно длинная выработка круговой формы, находящаяся в толще горных пород на заданной глубине. В таких случаях в сечениях, близких к середине выработки, имеет место плоское деформированное состояние $(\varepsilon_z = 0)$, поэтому достаточно рассмотреть двумерную краевую задачу. Дальнейшее описание приведено для численного решения задачи с использованием в модели 8-узловых плоских изопараметрических элементов с девятью точками интегрирования по Гауссу. Достаточно большая область, которая охватывает выработку, разбивается на множество таких элементов. Соответствующим образом выбираются закрепления (фиксируются перемещения в характерных точках), а на верхней и боковой границах области (рассматривается половина выработки в силу симметрии расчетной схемы) задается равномерное давление, которое за определенное коли-

чество шагов n возрастает до величины, соответствующей заданной глубине. Кроме того, на первом шаге учитывается гравитационная нагрузка.

На каждом шаге в соответствии с приращением внешнего давления в узлах конечно-элементного разбиения определяются приращения перемещений, а в точках интегрирования Гаусса каждого конечного элемента – соответствующие приращения деформаций и напряжений. В соответствии с найденными приращениями перемещений рассчитываются текущие координаты узлов, что дает картину деформированной области. Найденные приращения складываются с перемещениями, напряжениями и деформациями, определенными на предыдущем шаге. Затем нормальные компоненты напряжений σ_{ij} и деформаций ε_{ij} разделяются на гидростатическую и девиаторную составляющие. Для каждой из них, так же как и для сдвиговых компонент, определяется, не превышено ли предельное значение по напряжениям (R_c, R_p или R_τ). Если это имеет место, то считается, что данная точка интегрирования Гаусса претерпела преобразование (т.е. вошла в стадию неупругого деформирования) и для нее в дальнейшем реализуется алгоритм, описанный выше – соответствующая компонента (гидростатическая, девиаторная или сдвиговая) «усекается» таким образом, чтобы выйти на кривую деформирования, построенную по формулам из [3]:

$$\begin{aligned} \gamma &= 2\left(\varepsilon - \frac{\sigma}{E} + \frac{R_\tau}{R_c}\frac{\sigma}{G} \right), \\ \tau &= \frac{R_\tau}{R_c}\sigma. \end{aligned} \quad , \qquad (1)$$

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon} &= \frac{1}{3}\left(\varepsilon - \frac{\sigma}{E} + \frac{R_p}{R_c}\frac{\sigma}{K} \right), \\ \bar{\sigma} &= \frac{1}{3}\frac{R_p}{R_c}\frac{\sigma}{K}. \end{aligned} \quad , \qquad (2)$$

$$\begin{aligned} e_{ij} &= \varepsilon - \frac{\sigma}{E} + \frac{R_\tau}{R_c}\frac{\sigma}{G}, \\ s_{ij} &= \frac{R_\tau}{R_c}\sigma. \end{aligned} \quad , \qquad (3)$$

После этого находятся «истинные» значения компонент напряжений R_{ij} и значения «начальных напряжений» $\sigma_{0ij} = R_{ij} - \sigma_{ij}$ (только для тех компонент тензора напряжений, для которых предельное значение было превышено). Эти «начальные напряжения» на следующем шаге решения задачи включаются в вектор узловых нагрузок, и тем самым учитывается, что в данной точке интегрирования Гаусса происходит не чисто упругое деформирование, а деформирование вдоль ниспадающего участка диаграммы. На следующем шаге описанная процедура повторяется, с той разницей, что для тех точек, которые уже претерпели преобразование, предельным значением будет соответствующая компо-

нента R_{ij}, найденная на предыдущем шаге. При этом в формуле (3) следует использовать именно компоненты тензора R_{ij} (точнее, его главные значения).

Если все точки интегрирования Гаусса данного конечного элемента перешли в неупругое состояние, то считается, что весь элемент перешел в неупругое состояние. Набор таких элементов представляет собой зону неупругих деформаций, окружающую выработку. По мере роста внешней нагрузки эта зона расширяется.

Несколько иначе реализуется алгоритм в тех точках Гаусса, в которых наблюдается гидростатическое сжатие $(\bar{\sigma} < 0)$. Чтобы избежать накопления ошибок при пошаговом решении, на всех шагах, кроме предпоследнего $(n-1)$, полагается, что гидростатическая деформация сжатия $\bar{\varepsilon} = 0$ (что верно для всех точек, не входящих в зону неупругих деформаций (ЗНД)). На $(n-1)$ - м шаге напряжения $\bar{\sigma}$ в зоне неупругих деформаций не «усекаются», и, следовательно, начальные нормальные напряжения σ_{0ij} не определяются. Вместо этого принято, что на этом шаге определены начальные деформации ε_{0ij}, в которых гидростатическая составляющая равна значению, определяемому формулой (2). На последнем шаге n эти начальные деформации включаются в вектор нагрузок глобальной системы уравнений относительно приращений узловых перемещений. После их определения, нахождения полных перемещений u_i, напряжений σ_{ij}, деформаций ε_{ij} и «усечения» соответствующих компонент напряжений в ЗНД до величины R_{ij} решение задачи считается законченным.

Адекватность численного алгоритма оценивается степенью соответствия полученного численного решения известным строгим аналитическим решениям аналогичной задачи.

При моделировании геомеханических процессов, протекающих в породном массиве в окрестности выработок глубокого заложения важным является выбор исходных зависимостей, вид которых определяется принятой физической моделью. В зависимости от глубины расположения выработки, прочности вмещающих пород и их структуры, к рассмотрению привлекают 4 типа моделей: упругие, упруго-вязкие, упругопластические и упруго-пластически-вязкие [4]. Область применения упругих и упруго-вязких моделей обычно ограничивается следующим соотношением:

$$H \geq \frac{R_c k_c}{2\gamma}, \qquad (4)$$

где γ – объемный вес пород.

Этот класс моделей изучен достаточно хорошо как в случае однородной изотропной среды, так и для неоднородных анизотропных сред. С точки зрения устойчивости выработок, упругие модели не представляют особого интереса, поскольку в них изначально закладывается условие неразрушения среды, окру-

жающей отверстие (выработку), т.е. устойчивость выработки при таком подходе гарантирована изначально.

Близко к упругим примыкают упруго-вязкие модели, учитывающие релаксационные явления, в частности ползучесть деформаций. При этом подразумевается, что уровень напряжений в приконтурном массиве не превышает 70 – 80% от разрушающих.

С увеличением глубины расположения выработки и достижения его определенного критического порога, в окружающих породах возникают трещины как следствие превышения действующих напряжений некоторой критериальной величины, обычно предела прочности на одноосное сжатие (растяжение). Вокруг выработок образуется зона неупругих деформаций, имеющая, как правило, замкнутую форму. Поведение таких геомеханических систем чаще всего изучают на основе упругопластических и, значительно реже, упруго-пластически-вязких моделей. В последних учитываются изменения во времени напряжений и деформаций. Первые известные задачи в этом направлении были решены Р. Феннером [5] и А. Лабассом [6]. В них рассматривалась длинная горизонтальная или вертикальная выработка, находящаяся в условиях плоского деформированного состояния. В качестве условия прочности принята прямолинейная огибающая предельных кругов О. Мора. Породный однородный массив обладал сцеплением и углом внутреннего трения. А. Лабассу не удалось в ходе решения задачи учесть массовые силы и в итоге он пришел к симметричной расчетной схеме с коэффициентом бокового распора, равным единице.

Использование линейных критериев существенно упрощает математические процедуры в процессе решения, но неизбежно приводит к линейной зависимости радиуса области неупругих деформаций от глубины расположения выработки, что не подтверждается натурными измерениями. Это обстоятельство послужило причиной для постановки таких упругопластических задач, в которых условие разрушения принималось в виде реальной криволинейной огибающей предельных кругов главных напряжений.

Фактически задача определения напряженно-деформированного состояния в окрестности длинных горизонтальных выработок сводится к установлению компонентов деформации в невесомой пластинке, ослабленной отверстиями заданной формы при известных граничных условиях. Такая постановка позволяет обоснованно использовать подходы, хорошо разработанные в механике деформируемого твердого тела. Существенные успехи в решении упругопластических задач были достигнуты благодаря применению теории функций комплексного переменного.

В последние годы физическая модель породной среды была обобщена на случай структурно неоднородного твердого тела. Одна из первых упругопластических задач для случая специальной неоднородности была решена А.И. Кузнецовым [7].

Один из подходов к моделированию протяженной горной выработки при пересечении геологических нарушений разрывного типа разработан Янко В.В., в котором предложен метод численного моделирования процесса проведения одиночной протяженной горизонтальной выработки, приближающейся к струк-

турному геологическому нарушению, для условий задачи плоской деформации [8, 9]. В основу этого метода положено использование идеи фиктивной нагрузки, что позволило привести задачу о пересечении нарушения плоской выработкой (лавой) к задаче о пересечении нарушения протяженной выработкой.

Рассматриваемая геомеханическая задача, как развитие идей, заложенных в работах [8, 9] формулируется следующим образом: В слоистом породном массиве с углом наклона разнопрочных литологических разностей φ имеется геологическое разрывное нарушение с шириной зоны влияния $2a$, углом наклона β и амплитудой смещения L. Выработка с величиной полупролета R_0 и углом наклона α пересекает слоистый породный массив и зону геологического нарушения. На глубине $H \geq H_{пр}$ вокруг выработки формируется ЗНД, размеры которой зависят от физико-механических характеристик пересекаемых горных пород, в том числе, и затампонированной зоны геологического нарушения. Общий вид расчетной схемы приведен на рис. 1.

Параметры, которые варьируются в ходе вычислительного эксперимента, следующие:

- угол наклона выработки, α: 0^0, 30^0, 60^0, 90^0;
- угол наклона геологического нарушения, φ: 60^0, 50^0, 40^0;
- половина ширины зоны влияния геологического нарушения, L: 5, 10, 20 м.

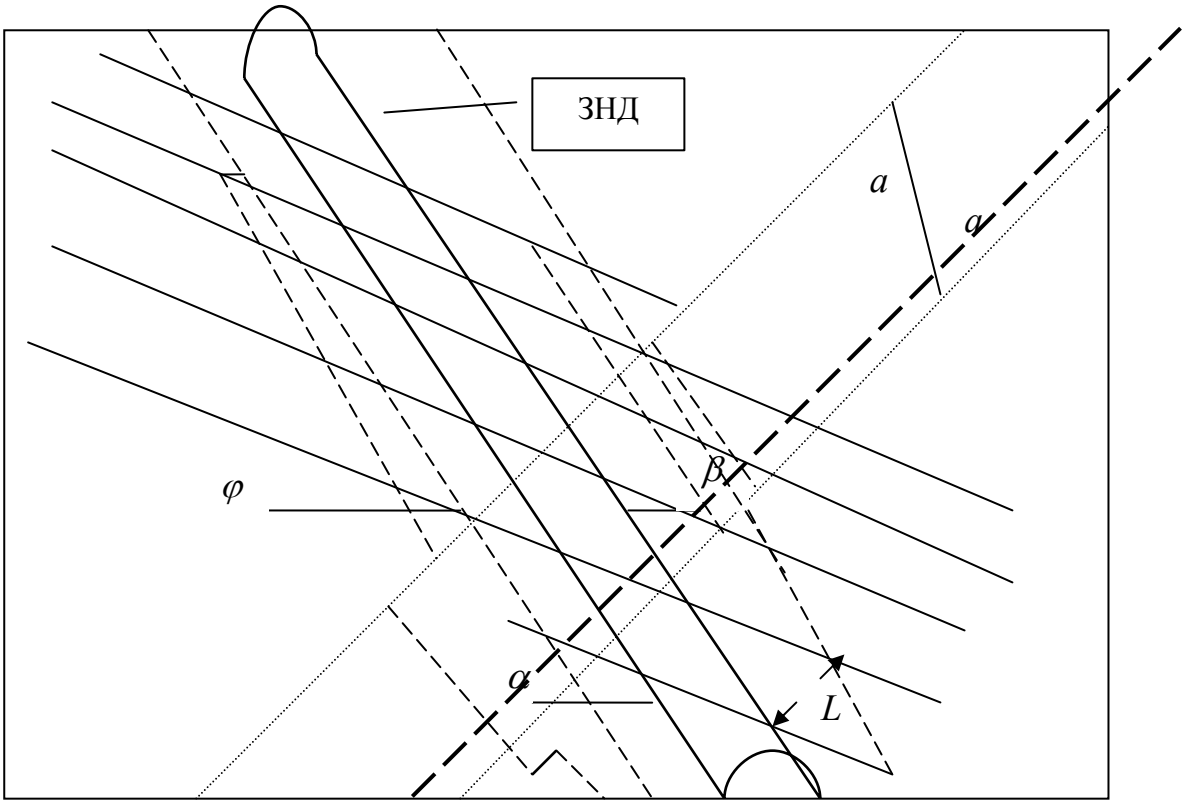


Рис. 1. Схема расчета зоны неупругих деформаций вблизи геологического нарушения: α – угол наклона выработки; φ – угол наклона слоев пород; β – угол наклона оси разрывного нарушения; a – полуширина зоны геологических нарушений; L – амплитуда разрывного смещения пород.

Вывод. На основе использования метода численного моделирования предложена модель произвольно ориентированной в пространстве протяженной горной выработки пересекающей геологическое нарушение разрывного типа. Предложенная модель может быть использована при решении расчетных задач проходки и поддержания выработок пройденных в условиях обводненных тектонически нарушенных горных пород.

Список литературы

1. Шашенко А.Н., Мещанинов С.К. Энтропийный метод контроля, управления и прогнозирования надежности функционирования очистного забоя // Науковий вісник НГУ. – 2008. – №5. – С. 17–21.

2. Мещанинов С.К. К разработке алгоритма расчета устойчивости приконтурной области массива, вмещающего высоконагруженную лаву // Вісті Донецького гірничого інституту. – 2008. – №1. – С. 13–19.

3. Крауч С. Старфилд А. Методы граничных элементов в механике твердого тела. – М.: Мир, 1987. – 328 с.

4. Шашенко А.Н. Механика горных пород: учебник для вузов / А.Н. Шашенко, В.П. Пустовойтенко. – К.: Новий друк, 2004. – 400 с.

5. Феннер Р. Исследование горного давления // Горное давление.– М.: Госгортехиздат, 1961.– С. 5–58.

6. Лабасс А. Давление горных пород в угольных шахтах // Горное давление.– М.: Госгортехиздат, 1961. – С. 59–199.

7. Кузнецов А.И. Плоская деформация неоднородных пластических тел // Вестник Ленингр. ун-та. Серия: математика, механика, астрономия. – 1958.– №13. – Вып. 3. – 112–131.

8. Шашенко А.Н., А.В. Солодянкин, С.Н. Гапеев [и др.] Компьютерное моделирование геомеханических процессов // Новые технические решения при строительстве выработок, тампонаже и закреплении горных пород: Монография [Под общ. ред. Должикова П.Н., Рябичева В.Д.]. – Донецк: «Норд-Пресс», 2006. – С. 149–160.

9. Гапеев С.Н., Шашенко А.Н., Янко В.И. Численное моделирование процесса потери упругопластической устойчивости породного массива в окрестности одиночной выработки // Сб. науч. тр. НГУ. – Днепропетровск: РИК НГУ. – 2002. – № 15, Т. 1. – С. 29–34.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Роєнком А.М.
Надійшла до редакції 28.10.10

УДК 550.428:553.93

© В.В. Ишков

ВАНАДИЙ, ХРОМ И НИКЕЛЬ В УГОЛЬНЫХ ПЛАСТАХ ДОНЕЦКО-МАКЕЕВСКОГО ГЕОЛОГО-ПРОМЫШЛЕННОГО РАЙОНА ДОНБАССА

В статье рассмотрены особенности распределения V, Cr и Ni в угольных пластах Донецко-Макеевского геолого-промышленного района. Установлен характер его распределения, выполнен расчет средневзвешенных концентраций в углях основных пластов и свит, выявлен состав типоморфной геохимической ассоциации Pb с другими токсичными и потенциальными элементами в углях района.

У статті розглянуто особливості розподілу V, Cr та Ni у вугільних пластах Донецько-Макіївського геолого-промислового району. Встановлено характер його розподілу, виконано розрахунки середньозважених концентрацій у вугіллі основних пластів та свит, з'ясовано склад типоморфної геохімічної асоціації Pb з іншими токсичними і потенційно токсичними елементами у вугіллі району.

The peculiarities of V, Cr and Ni distribution in the coal strata of Donecko-Makeevskogo geological and industrial district have been considered in the article. There was defined the character of its distribution, calculated weighted average concentrations in the coals of basic strata and formations, determined the composition of typomorphic geochemical association of Pb with other toxical and potentially toxical elements in the coals of the district.

Вступление. С целью объективной оценки воздействия угледобывающей промышленности и предприятий теплоэнергетики на экологическую ситуацию и планирование наиболее эффективных мероприятий, направленных на ее улучшение, необходимо располагать сведениями о характере распределения и уровне концентрации токсичных элементов, в том числе ванадия, хрома и никеля, в углях и вмещающих породах извлекаемых в процессе добычи. Для получения такой информации в Национальном горном университете были выполнены детальные исследования, охватившие всю территорию одного из наиболее изученных районов Донбасса – Донецко-Макеевского геолого-промышленного района.

Последние достижения. Автором совместно с А.И. Чернобук, Д.Я. Михальчонок, В.В. Дворецким, А.Б. Москаленко [1, 2, 3 и др.] исследованы особенности распределения ванадия и хрома в продуктах и отходах обогащения ряда углеобогатительных фабрик Донбасса, а также совместно с А.Л. Лозовым [4 и др.] рассмотрены особенности распределения основных токсичных и потенциально токсичных элементов в угле пластов Павлоград-Петропавловского района. В тоже время, особенности накопления ванадия, хрома и никеля в угольных пластах Донецко-Макеевского района до настоящего времени не были исследованы.

Формулирование целей. В данной работе основными задачами изучения геохимии токсичных элементов в основных рабочих угольных пластах являлись: ревизия выполненных ранее исследований концентраций ванадия, хрома и никеля; формирование представительных выборок их содержаний по отдельным угольным пластам и по району в целом; установление средних концентраций этих элементов в угле пластов, свит и района в целом; анализ распределения их содержаний в целом по району; выявление связи и расчет уравнений регрессий между концентрациями данных элементов и другими основными токсичными и потенциально токсичными элементами, петрографическим составом углей и их основными технологическими параметрами.

Изложение. Собранный материал характеризует содержание V, Cr и Ni в углях 64 пластов относящихся к свитам C_2^2 (пласт $g_2^в$), C_2^3 (пласты h_1, h_2, h_2^1, h_3, h_4, h_5, h_6, h_6^1, h_8, $h_{10}^н$, h_{10}, $h_{10}^в$, h_{10}^1), C_2^4 (пласты i_1^5, i_2^1), C_2^5 (пласты k_1, k_2, k_2^2, $k_3^н$, $k_3^{в+н}$, $k_3^в$, k_3^1, $k_4^{2н}$, k_4^2, $k_4^{2в}$, k_5, k_5^1, $k_6^н$, k_6, k_7, k_7^1, $k_8^н$, k_8), C_2^6 (пласты $l_1^н$, l_1, $l_1^в$, l_1^1, l_2, l_2^1, l_3, l_3^1, l_4, l_6, l_6^1, l_7, l_7^1, l_8, l_8^1), C_2^7 (пласты m_1, m_1^1, m_2, m_2^1, m_3, m_4^1, m_4^4, m_5, m_5^1, m_7 и m_9) и C_3^1 (пласты $n_1^н$, n_1, $n_1^в$) среднего и верхнего отделов каменно-

угольного периода. Для получения наиболее объективных и сопоставимых данных в работе использовались в основном результаты полуколичественных и количественных анализов углей керновых проб полей шахт, а также резервных и разведочных площадей и участков района выполненных после 1983г. в центральных сертифицированных лабораториях геологоразведочных организаций, в ряде случаев они дополнялись анализами пластово – диференцированных проб отобранных лично автором или совместно с сотрудниками геологических служб производственных геологоразведочных и добывающих организаций.

После первичного анализа и разбраковки качественных и количественных характеристик правильности и воспроизводимости результатов анализов в дальнейшей работе было использовано 1683, 1708 и 1697 определений, соответственно, никеля ванадии и хрома в углях.

Наиболее представительные [6, 7] результаты были получены по 52 пластам: $g_2^{в}$, h_2, h_2^{1}, h_3, h_4, h_5, h_6, h_6^{1}, h_8, $h_{10}^{н}$, h_{10}, $h_{10}^{в}$, h_{10}^{1}, i_1^{5}, i_2^{1}, k_1, k_2, k_2^{2}, $k_3^{н}$, $k_3^{в+н}$, $k_3^{в}$, k_3^{1}, $k_4^{2н}$, k_4^{2}, $k_4^{2в}$, k_5, k_5^{1}, $k_6^{н}$, k_6, k_7, $k_8^{н}$, k_8, $l_1^{н}$, l_1, $l_1^{в}$, l_1^{1}, l_2^{1}, l_3, l_4, l_6, l_7^{1}, l_8^{1}, m_2, m_3, m_5, m_5^{1}, m_7, m_9, $n_1^{н}$, n_1 и $n_1^{в}$, залегающих в пределах полей шахт «Калиновская Восточная», им. Засядько, «10-бис», «Бутовская», им. Калинина, «Бутовка – Донецкая», «Наклонная», «№ 2», «№ 12-18», им. Орджоникидзе, им. Поченкова, им. Скочинского, «Панфиловская», им. Горького, им. Абакумова, им. Ленина, им. Бажанова, им. Батова, им. Кирова, «60 лет Советской Украины», «Чайкино», «11-бис», «13-бис», «№21», «Ясиновская Глубокая», «Пролетарская Крутая», «Советская», «Глубокая», «Грузская Наклонная», «Заперевальная», «Ясиновская Глубокая», «Мушкетовская», «№9 Капитальная», «№6 Красная Звезда», «Октябрьский Рудник», «Лидиевка», им. Челюскинцев, «Кубышевская», «Моспинская», «Октябрьская», «Трудовская», а также резервных и разведочных площадей и участков «Бутовская Глубокая №2», «Кировская Глубокая», «Орджоникидзевская Глубокая №2-4», «Орджоникидзевская Глубокая №3-5», «Авдеевский», «Абакумовская Глубокая», «Трудовская Глубокая», «Георгиевская Глубокая», «Рутченковская» и «Новомоспинская Западная», «Макеево-Смоляниновская».

С целью получения представительных оценок содержания ванадия, хрома и никеля в углях, как отдельных пластов, свит, так и в целом по району единичные определения были объединены по отдельным пластам в 52 пообъектных выборки, а дальнейший расчет средних значений концентраций выполнялся как средневзвешенного на объем объекта. При расчетах объема принималась средняя мощность пласта в пределах объекта, а площади достоверно установленных размывов и выклинивания пластов не учитывались. Рассчитанные таким образом выборочные средние концентрации ванадия в углях пластов по свитам составляют: C_2^{2} – 6,3 г/т, C_2^{3} – 38,1 г/т, C_2^{4} – 36,7 г/т, C_2^{5} – 34,3 г/т, C_2^{6} – 37,7 г/т, C_2^{7} – 32,7 г/т, C_3^{1} – 122,4 г/т, а в целом по району – 42,9 г/т; хрома: C_2^{2} – 36,3 г/т, C_2^{3} – 24,8 г/т, C_2^{4} – 31,7 г/т, C_2^{5} – 35,3 г/т, C_2^{6} – 26,4 г/т, C_2^{7} – 8,7 г/т, C_3^{1} – 22,6 г/т, а в целом по району – 23,0 г/т; никеля: C_2^{2} – 23,5 г/т, C_2^{3} – 21,0 г/т, C_2^{4} – 38,3 г/т, C_2^{5} – 20,9 г/т, C_2^{6} – 18,6 г/т, C_2^{7} – 12,9 г/т, C_3^{1} – 17,2 г/т, а в целом по району – 18,3 г/т.

Значимость различий между выборочными средними концентрациями V, Cr и Ni в углях ближайших по стратиграфическому разрезу пластов и свит устанавливалась с использованием программы STATISTICA 6.0 [8] путем расчета t-критерия и U-критерия Манна-Уитни (как наиболее мощной непараметрической альтернативой t-критерия) с уровнем значимости $p \leq 0,05$.

В результате установлено, что для ванадия, хрома и никеля только в двух случаях различия между выборочными средними содержаниями в углях ближайших по стратиграфическому разрезу исследованных пластов являются статистически незначимыми: это соответственно пары пластов $h_8 - h_{10}^{н}$; $m_5^1 - m_7$; $h_8 - h_{10}^{н}$; $m_5 - m_5^1$; $h_2 - h_2^1$; $m_5^1 - m_7$; отличие между выборочными средними концентрациями этих элементов в углях пластов соседних свит во всех случаях оказывается значимым, градиент между выборочными средними содержаний свинца в угольных пластах достигает максимума в свитах C_2^4 и C_2^6, минимума в свитах C_2^3 и C_2^7.

Полученные результаты дают основание предположить, что основные факторы, контролирующие накопление ванадия, хрома и никеля в углях района, в процессе формирования соседних пластов и дальнейшего преобразования угленосной толщи существенно изменялись, причем влияние этих факторов на интегральное содержание этих элементов в углях пластов было максимально для пластов свит C_2^4 и C_2^6.

Для выявления основных факторов, контролирующих накопление ванадия, хрома и никеля в углях района, а также их связи с другими основными токсичными и потенциально токсичными элементами был выполнен корреляционный и регрессионный анализы концентраций с основными технологическими показателями, содержаниями этих элементов и петрографическим составом углей. В целом по району установлено:

1). В углях района ванадий образует геохимическую ассоциацию с хромом (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,67, график регрессии на рис. 1), с кобальтом (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,44, график регрессии на рис. 2), со свинцом линейные (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,39, график регрессии на рис. 3), с никелем (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,56, график регрессии на рис. 4) линейные уравнения регрессии:

$V = 0,13 + 0,59 \cdot Cr$, $V = 0,16 + 0,73 \cdot Co$,

$V = 0,21 + 0,26 \cdot Pb$, $V = 0,11 + 0,72 \cdot Ni$.

2). Наличие геохимической ассоциации хрома с ванадием (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,67, график регрессии на рис. 5), с кобальтом (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,49, график регрессии на рис. 6), со свинцом (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,52, график регрессии на рис. 7), с никелем (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,56, график регрессии на рис. 8), с фтором (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,66, график регрессии на рис. 9), линейные уравнения регрессии:

$Cr = 0,06 + 0,73 \cdot V$, $Cr = 0,10 + 0,96 \cdot Co$,

$Cr = 0,14 + 0,41 \cdot Pb$, $Cr = 0,05 + 0,81 \cdot Ni$,

$Cr = 0,05 + 0,73 \cdot F$.

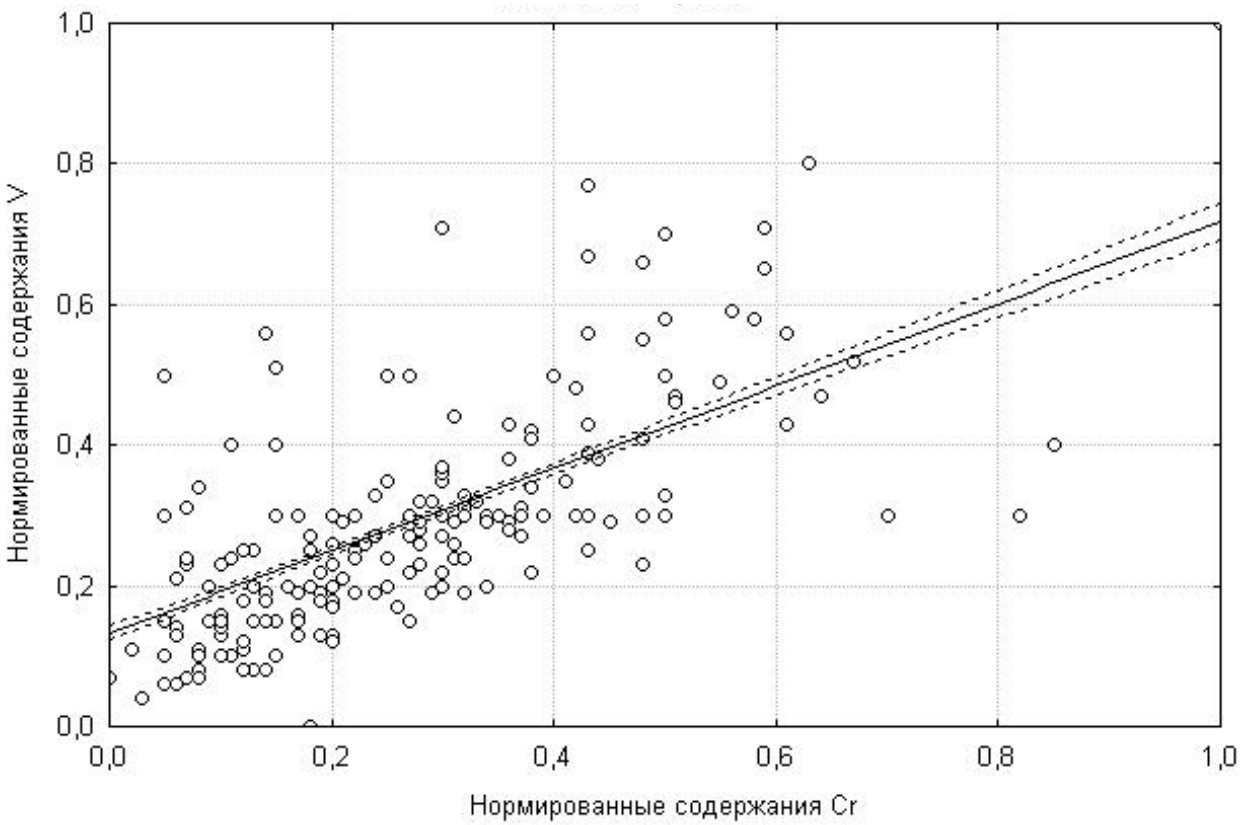


Рис.1. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями V и Cr в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

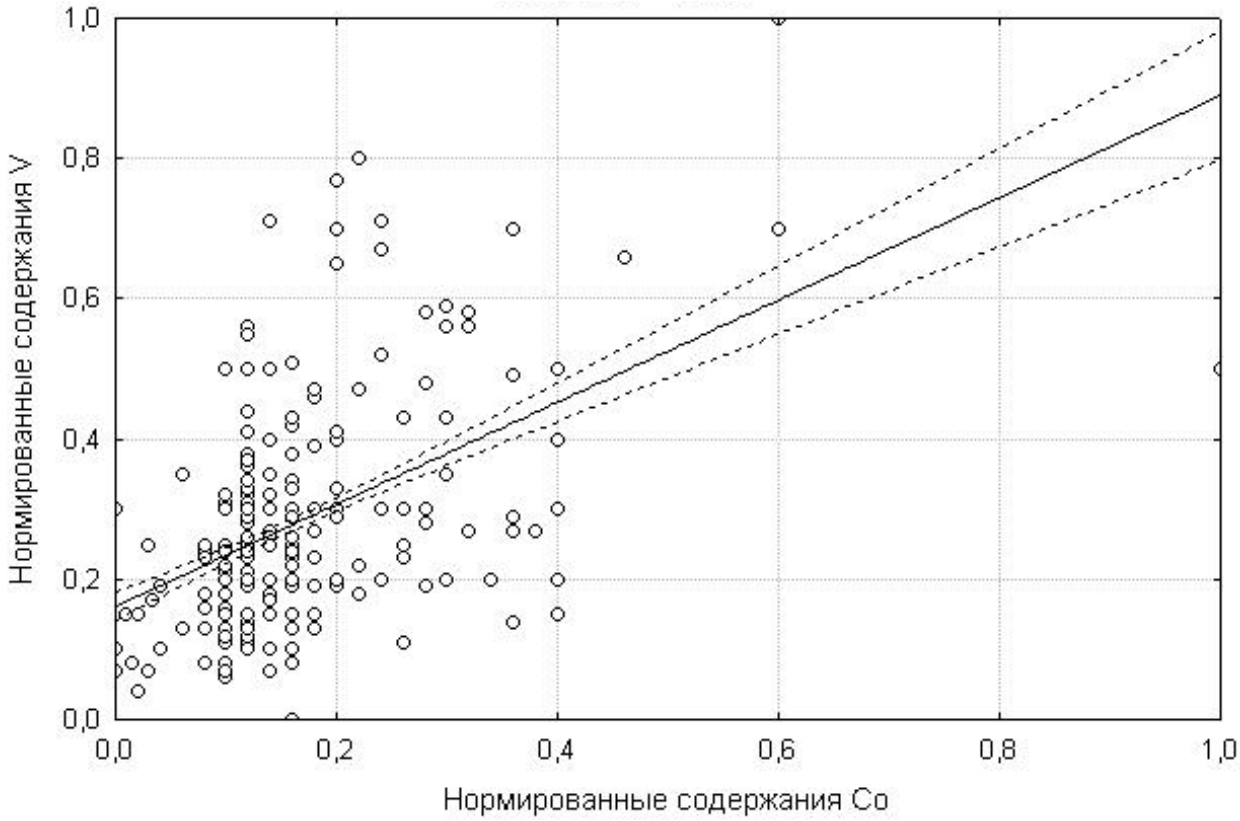


Рис.2. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями V и Co в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

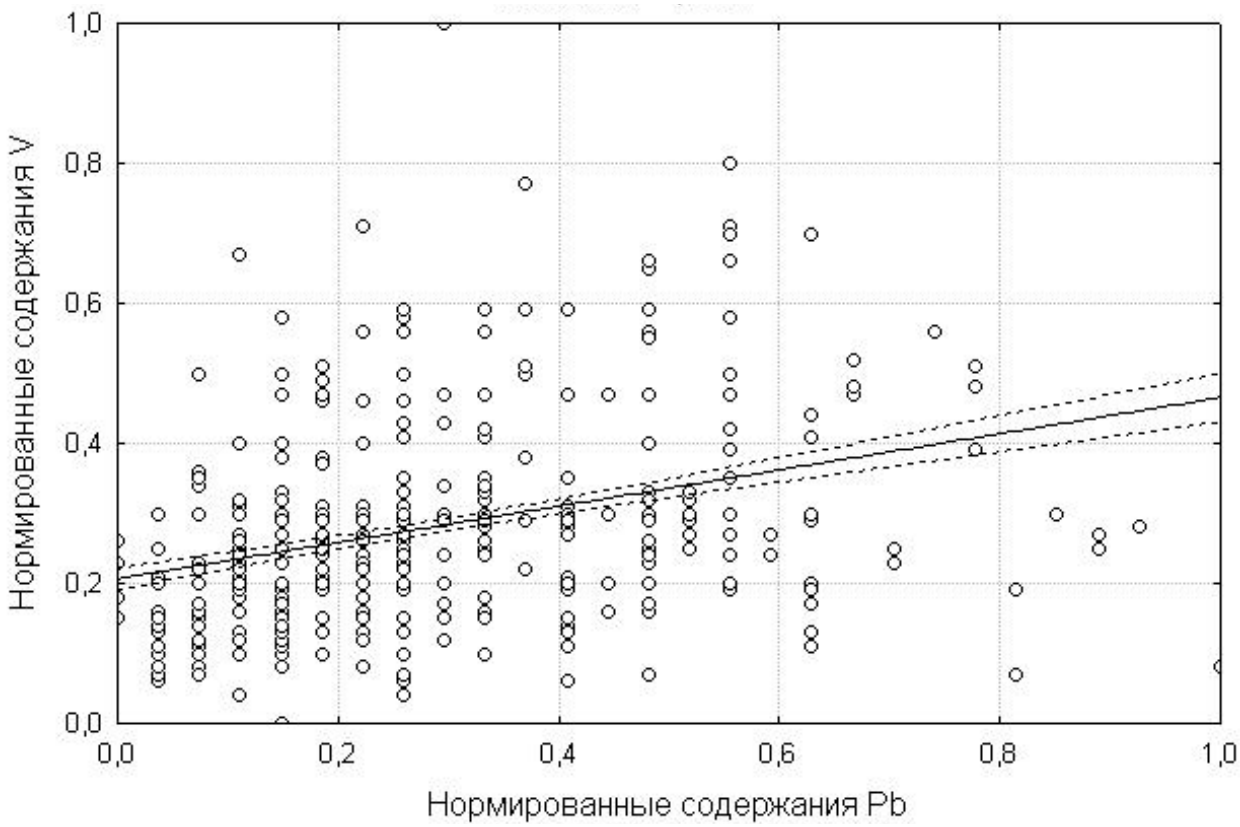


Рис.3. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями V и Pb в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

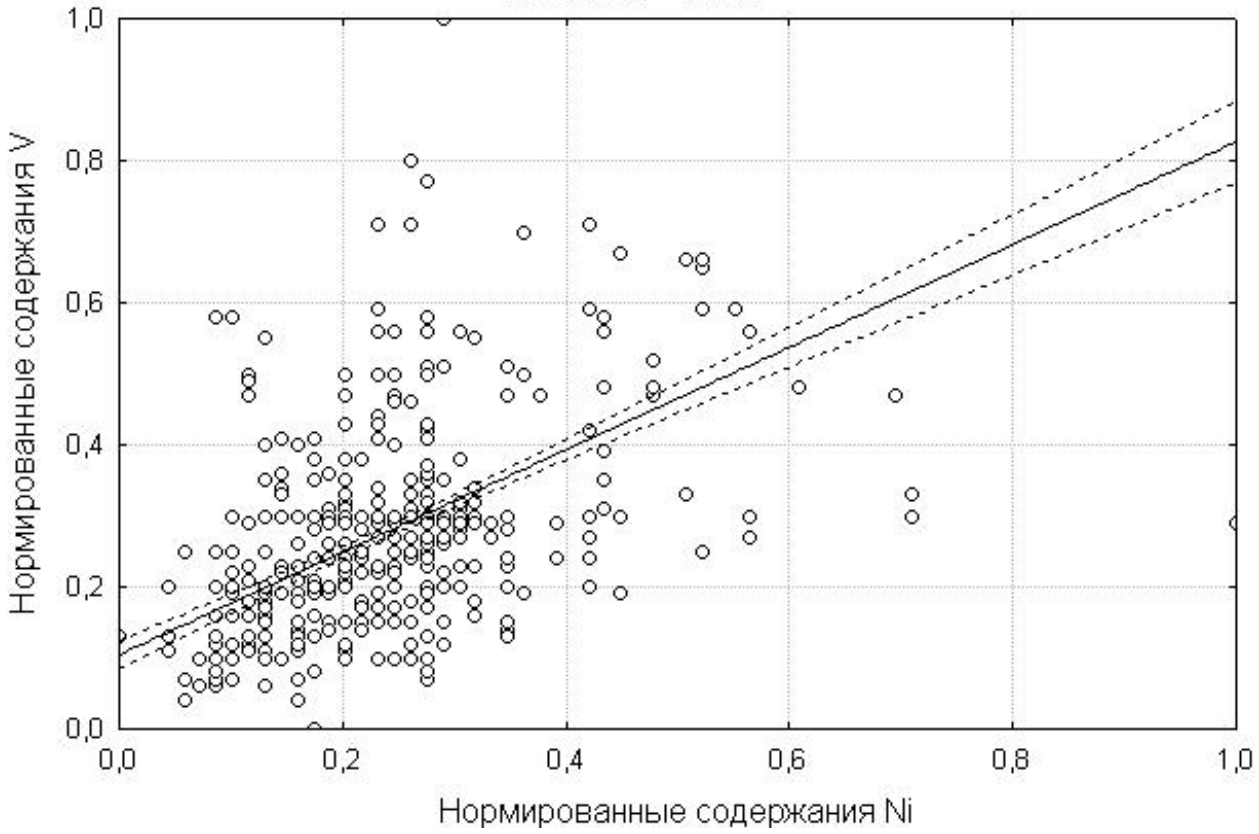


Рис.4. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями V и Ni в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

3). Наличие геохимической ассоциации никеля с ванадием (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,56, график регрессии на рис. 10), с хромом (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,56, график регрессии на рис. 11), с кобальтом (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,44, график регрессии на рис. 12), со свинцом (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,56, график регрессии на рис. 13), линейные уравнения регрессии:

$Ni = 0{,}13 + 0{,}40 \cdot V$, $Ni = 0{,}15 + 0{,}36 \cdot Cr$,

$Ni = 0{,}15 + 0{,}57 \cdot Co$, $Ni = 0{,}16 + 0{,}30 \cdot Pb$.

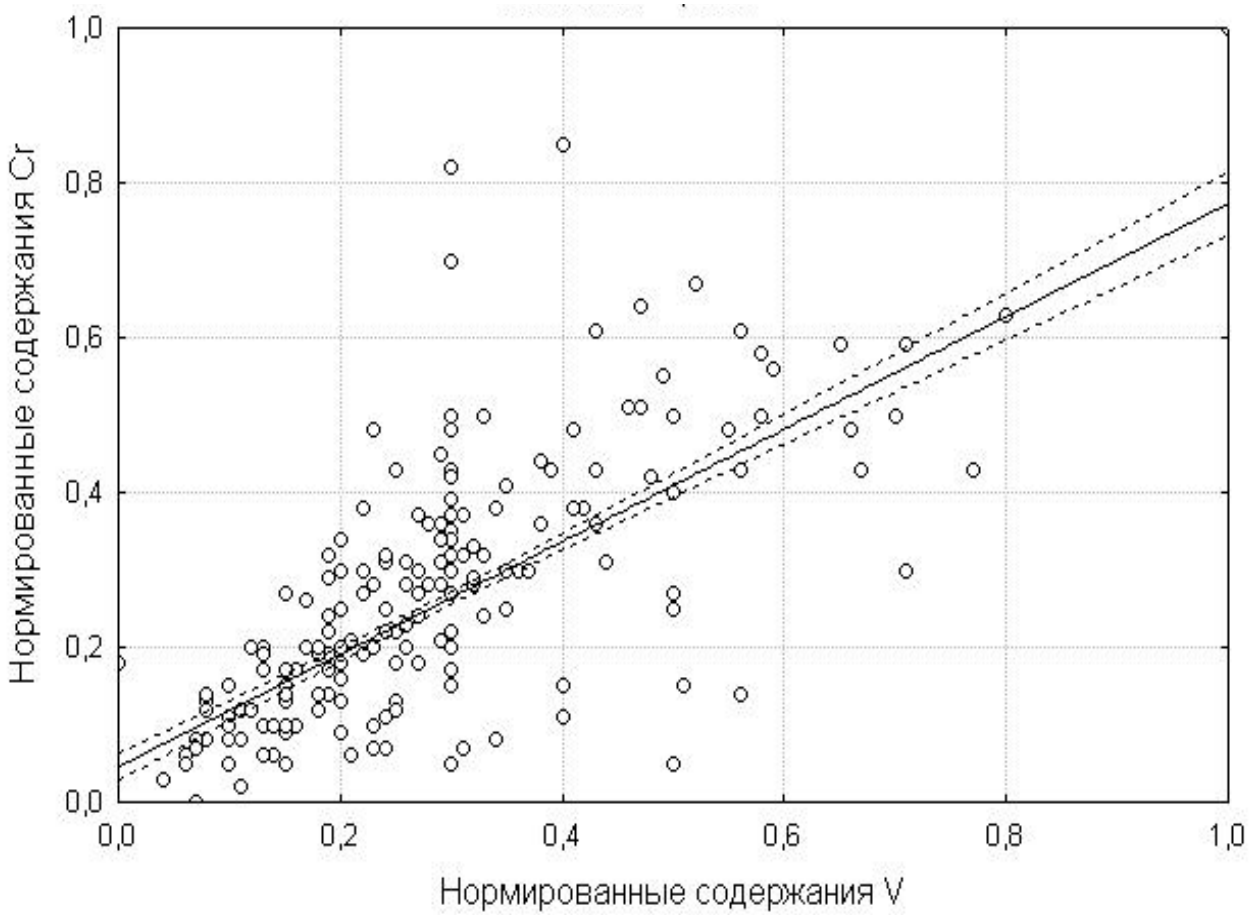


Рис.5. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Cr и V в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

4). Наличие в углях района статистически значимой связи концентраций ванадия с зольностью (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,44, график регрессии на рис. 14), хрома с зольностью (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,71, график регрессии на рис. 15), никеля с зольностью (значимый коэффициент корреляции Пирсона 0,61, график регрессии на рис. 16), линейные уравнения регрессии:

$V = 0{,}19 + 0.386 \cdot Ad$, $Cr = 0{,}109 + 0{,}537 \cdot Ad$,

$Ni = 0{,}097 + 0{,}43 \cdot Ad$.

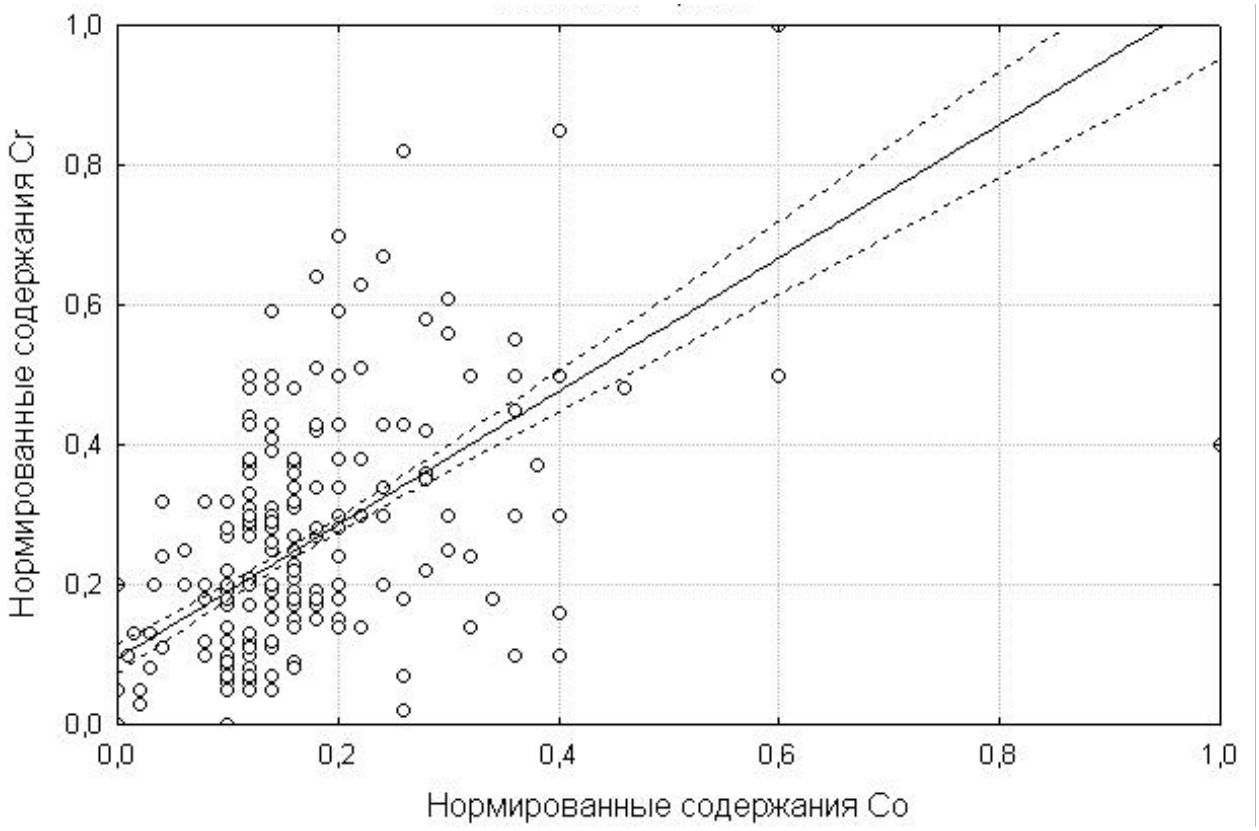


Рис.6. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Cr и Co в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

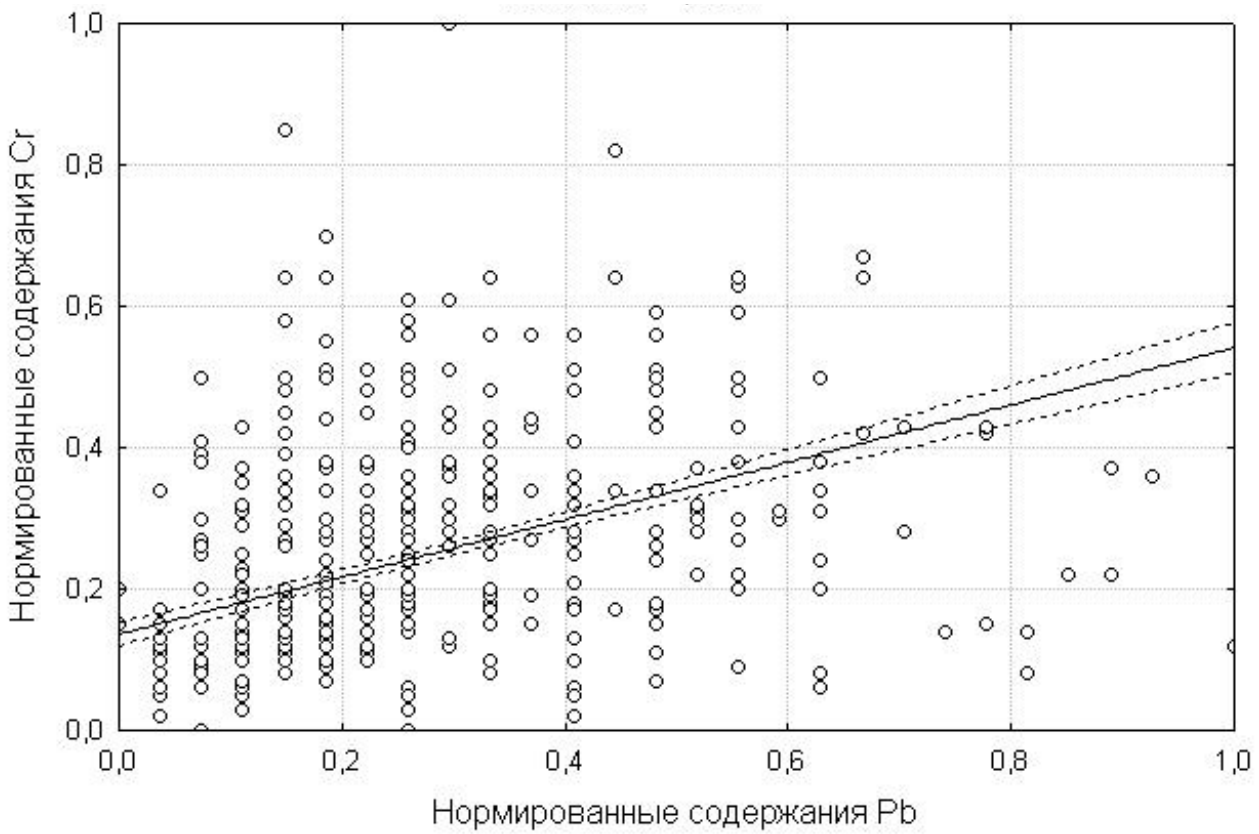


Рис.7. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Cr и Pb в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

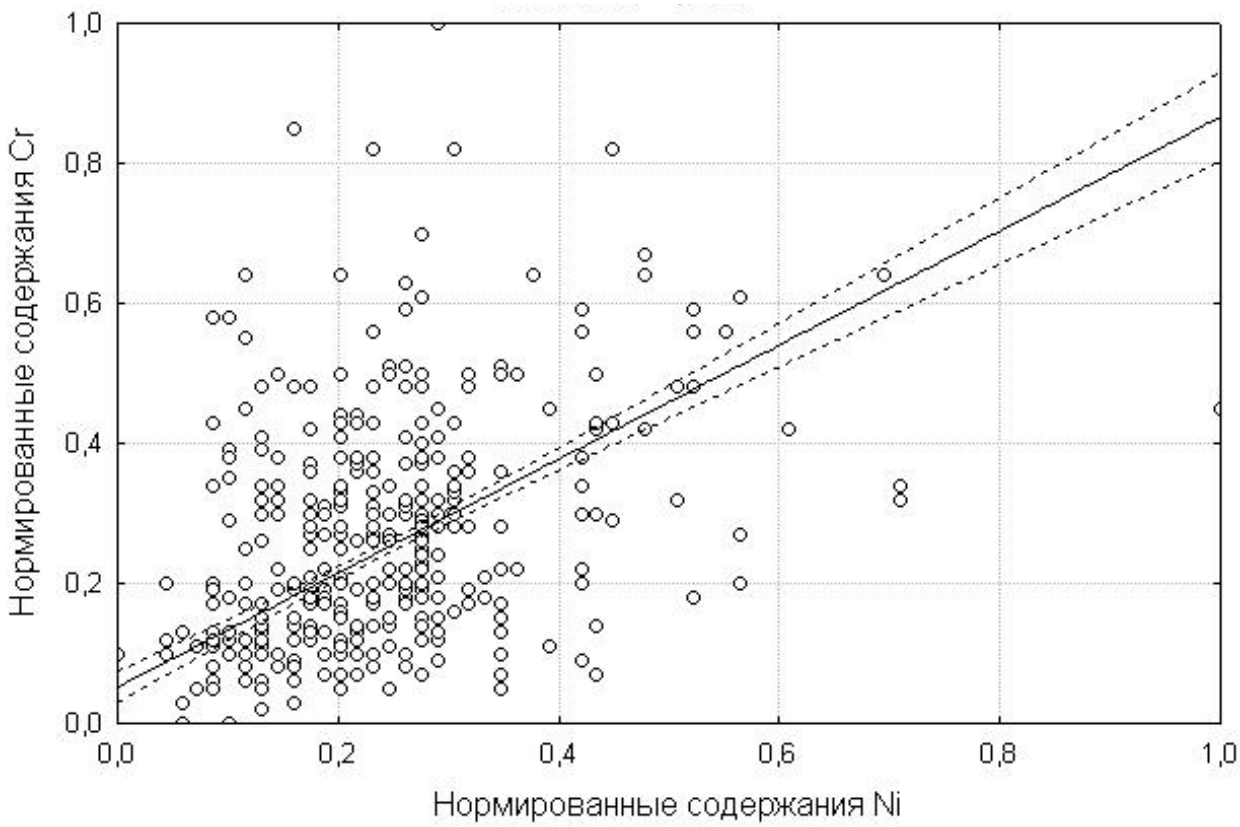


Рис.8. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Cr и Ni в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

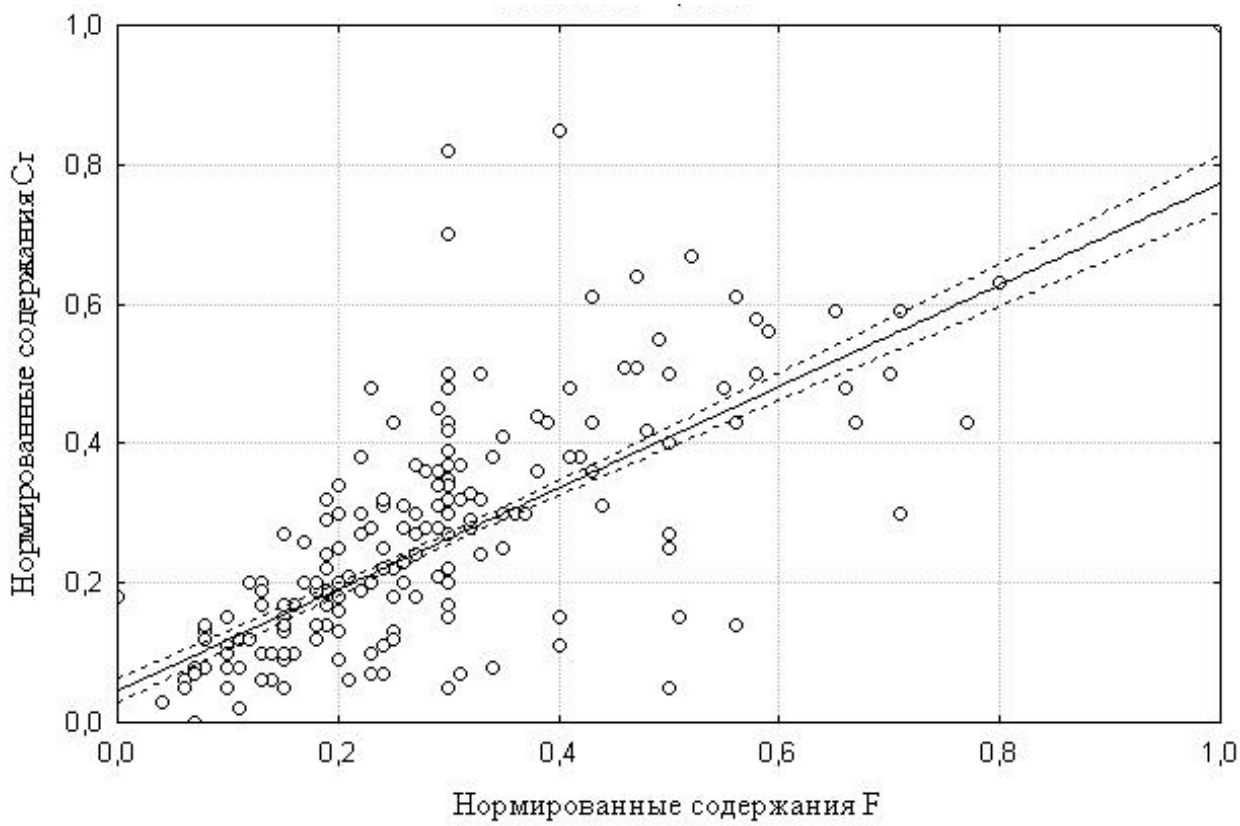


Рис.9. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Cr и F в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

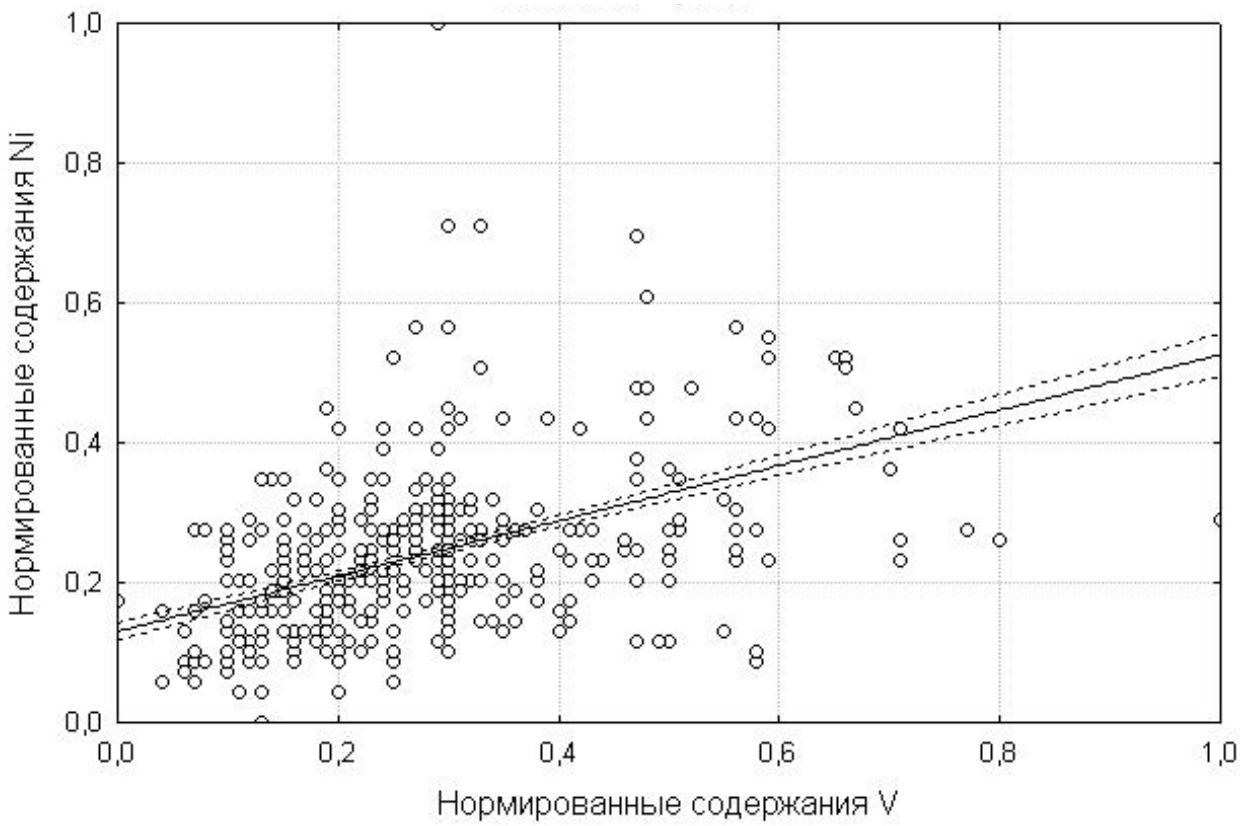


Рис.10. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Ni и V в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

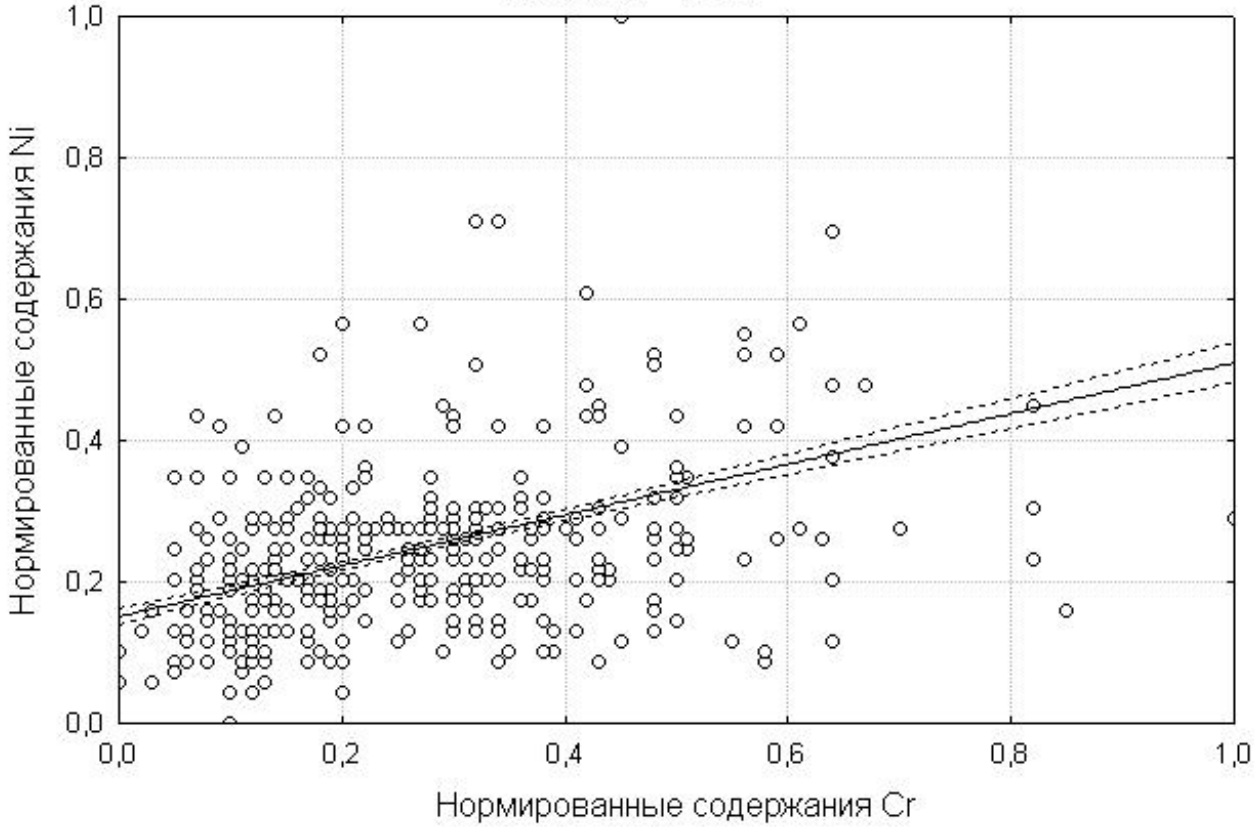


Рис.11. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Ni и Cr в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

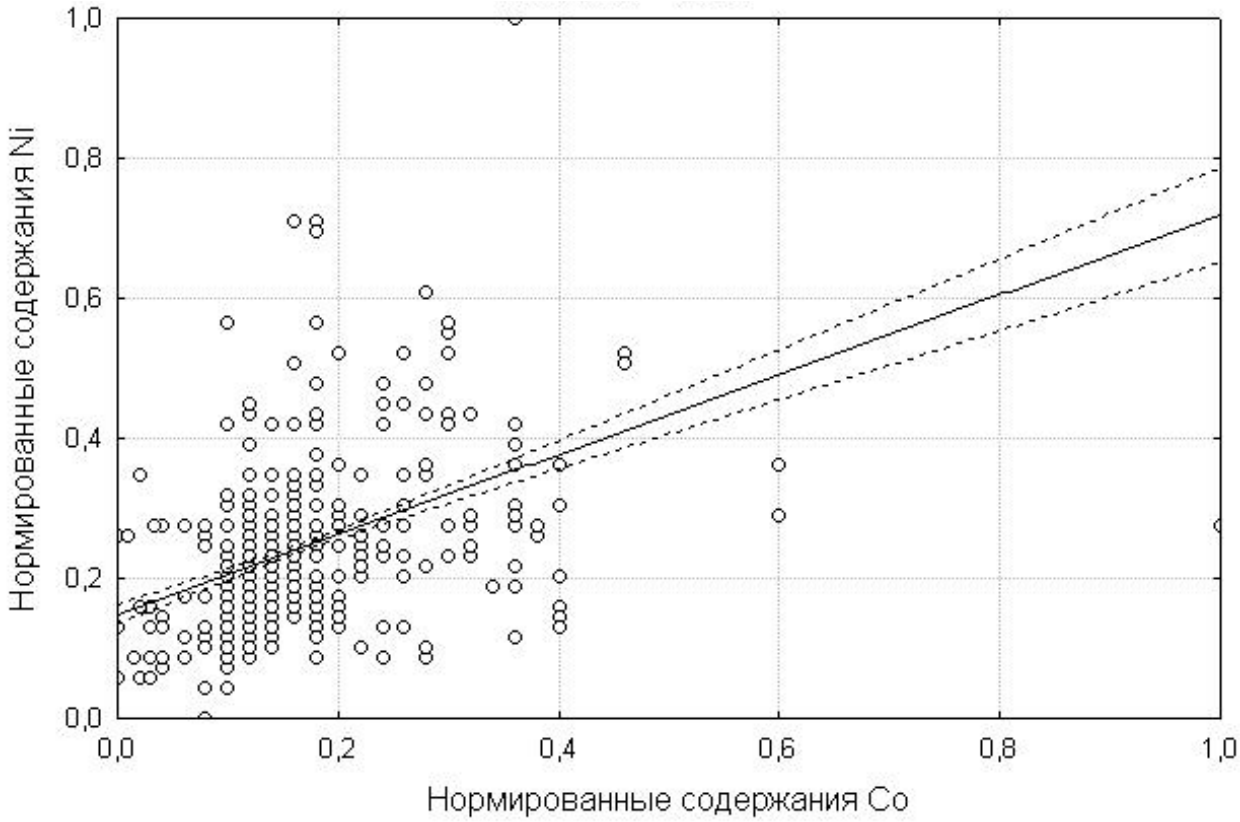


Рис.12. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Ni и Co в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

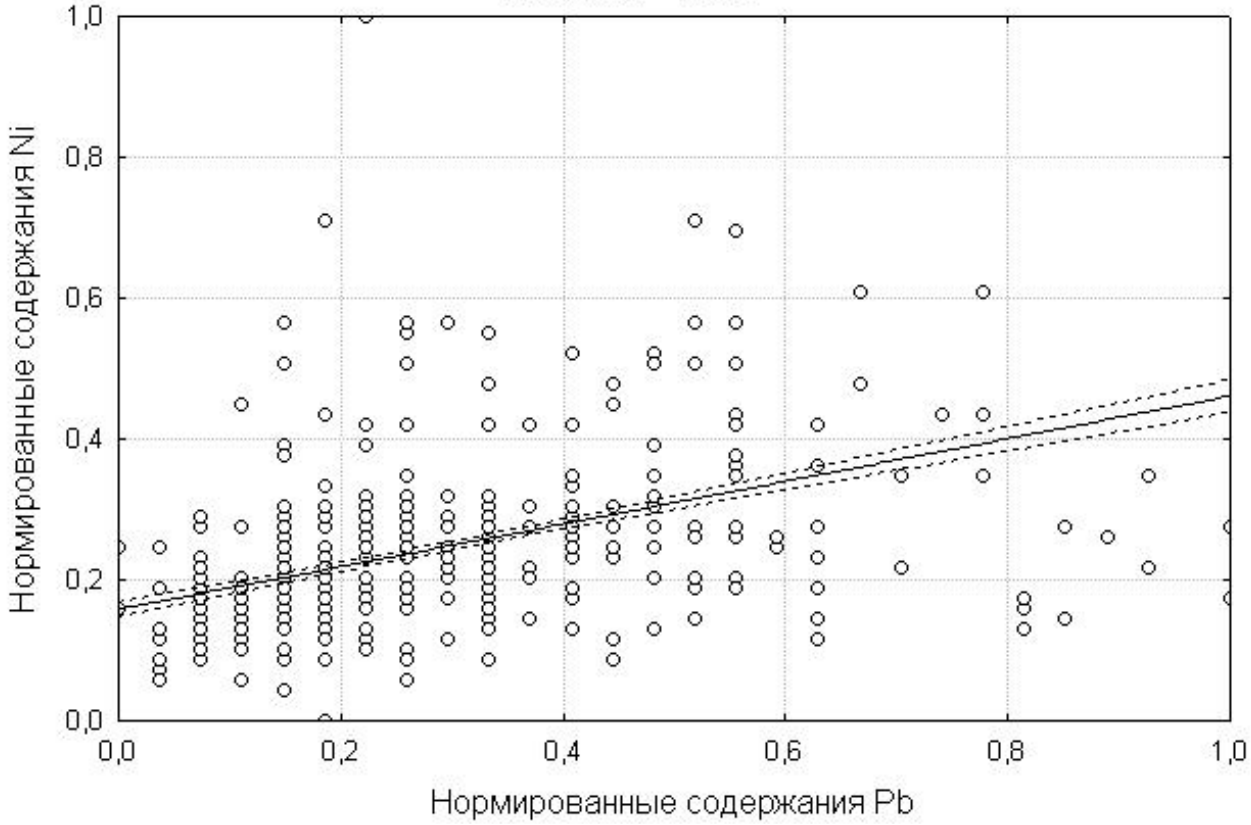


Рис.13. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Ni и Pb в основных угольных пластах Донецко-Макеевского района.

5). В целом по району во всех исследованных пластах наблюдается незначительное увеличение концентрации рассматриваемых элементов с ростом степени углефикации угля, усложнением строения пластов и уменьшением их мощности, увеличением количества внутрипластовых минерализованных прослоев, трещиноватости и степени восстановленности углей. Причем при расщеплении пластов обогащение наблюдается в менее мощной пачке. Так, например, пласт n_1 на поле шахты «Бутовская» расщепляется на 2 самостоятельных пласта $n_1^{в}$ и $n_1^{н}$. В северо-восточной части шахтного поля более обогащена верхняя маломощная пачка, а юго-восточной – ванадий, хром и никель концентрируются в нижней пачке имеющей меньшую мощность.

6). Установлено статистически значимое существенное увеличение концентраций ванадия, хрома и никеля на локальных участках пластов с непосредственной алевролит-аргиллитовой почвой и аргиллитовой кровлей (например, участки пласта l_1 и l_1^1 на поле шахты «Пролетарская Глубокая», пласта h_3 на поле шахты им. Горького, пласта k_7 поля шахты им. Румянцева, пласта h_{10} на полях шахт «60-летия Советской Украины» и им. Калинина и др.).

7). Наблюдается резкое увеличение содержаний рассматриваемых элементов в угле пластов на участках наличия в их верхней части прослоя сапропелита (например, пласт m_3 поле шахты «Ясиновская Глубокая» и др.).

8). По разрезу пластов, как правило, концентрации ванадия, хрома и никеля в угле возрастают в контактовых зонах, вблизи кровли, почвы и внутрипластовых прослоев, особенно ярко это проявляется в верхней, прикровельной части и на границах с внутрипластовыми прослоями.

9) В целом по району в исследованных пластах статистически значимой связи ванадия, хрома и никеля с содержаниями общей серы не зафиксировано. В то же время по отдельным пластам и участкам пластов с аномально высокими содержаниями этих элементов такая связь установлена. Например, пласты i_2^1 и k_1.

10). На отдельных участках исследованных пластов (с использованием метода Червякова В.А. [9] выявлена значимая положительная корреляционная связь концентраций ванадия, хрома и никеля с содержанием гелифицированных микрокомпонентов (пласты 2 и 3 кластеров).

11). Усложнение строения пласта сопровождается повышением содержания всех рассматриваемых элементов. На участках пластов непосредственно примыкающих к внутриформационным размывам наблюдается значительное статистически значимое уменьшение содержания ванадия и в меньшей степени, хрома и никеля.

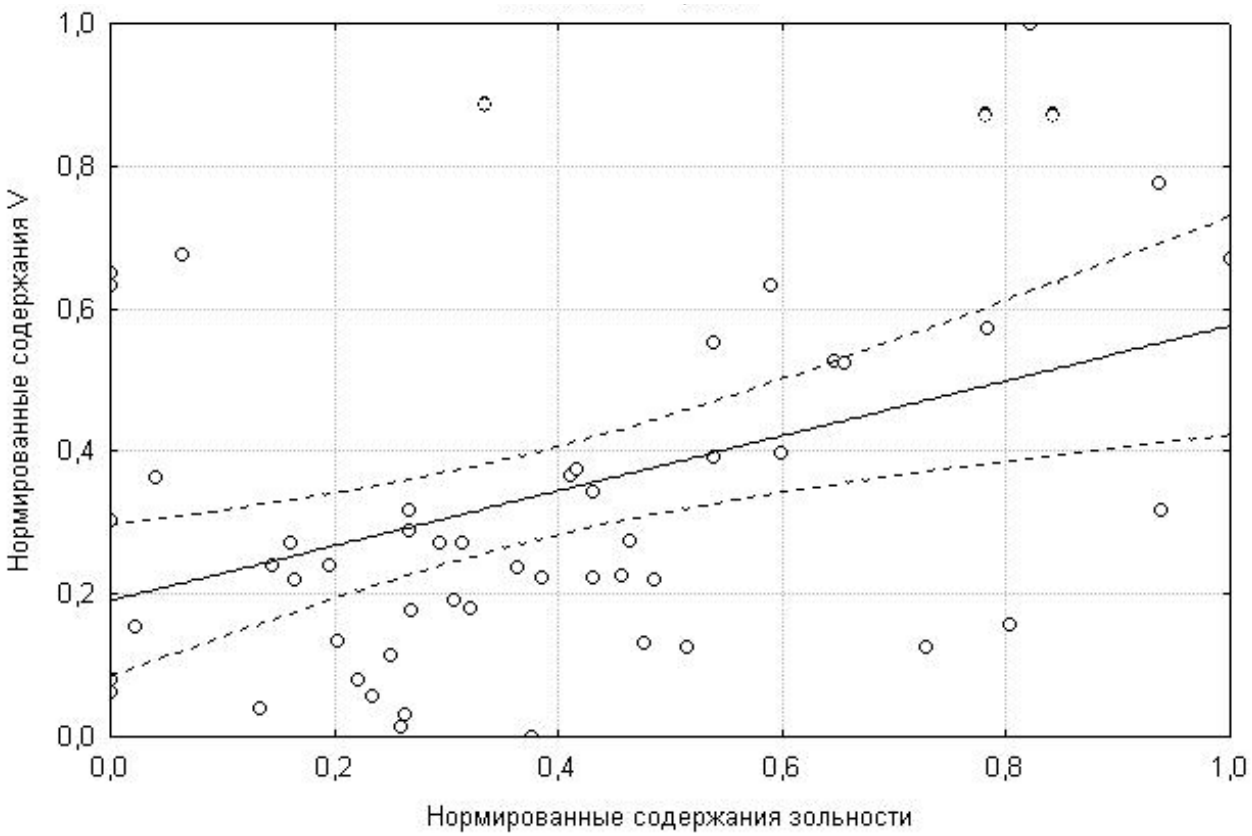


Рис.14. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями V и зольностью угля в исследованных пластах Донецко-Макеевского района.

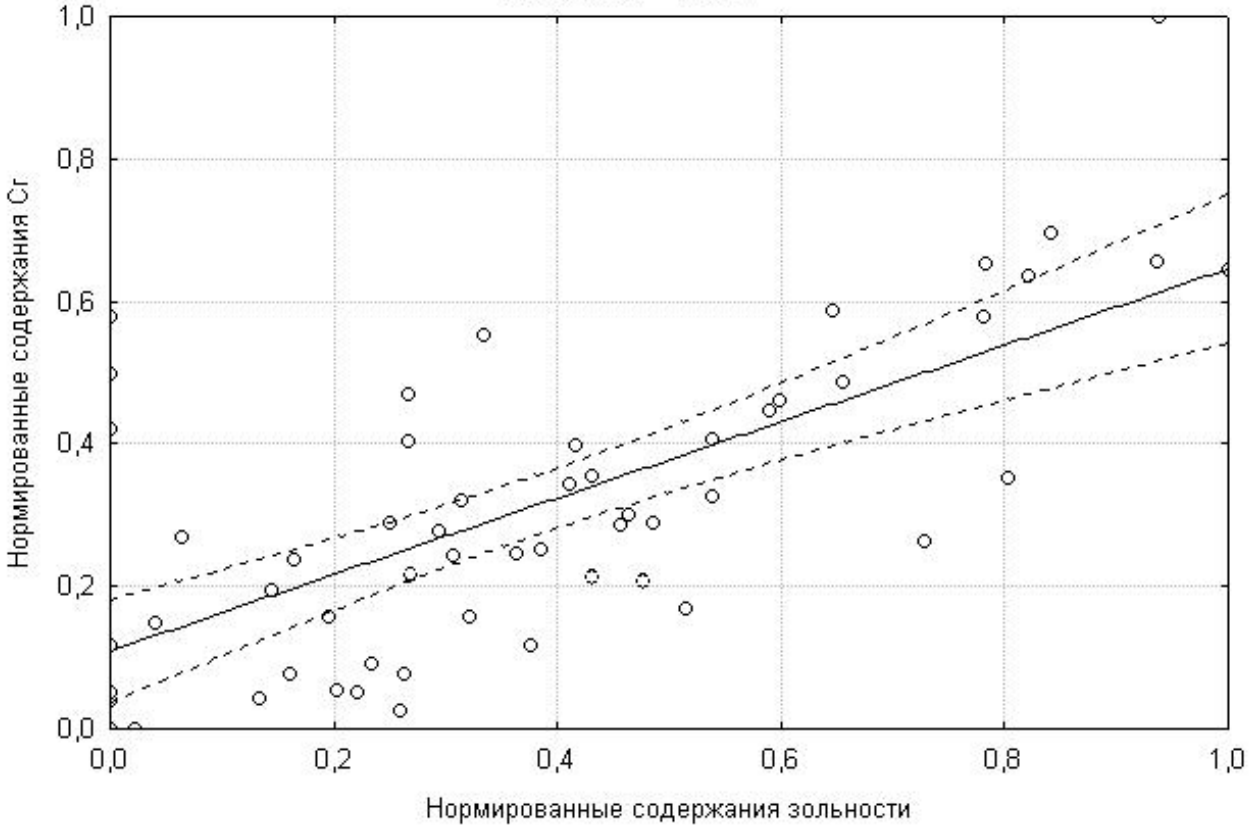


Рис.15. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Cr и зольностью угля в исследованных пластах Донецко-Макеевского района.

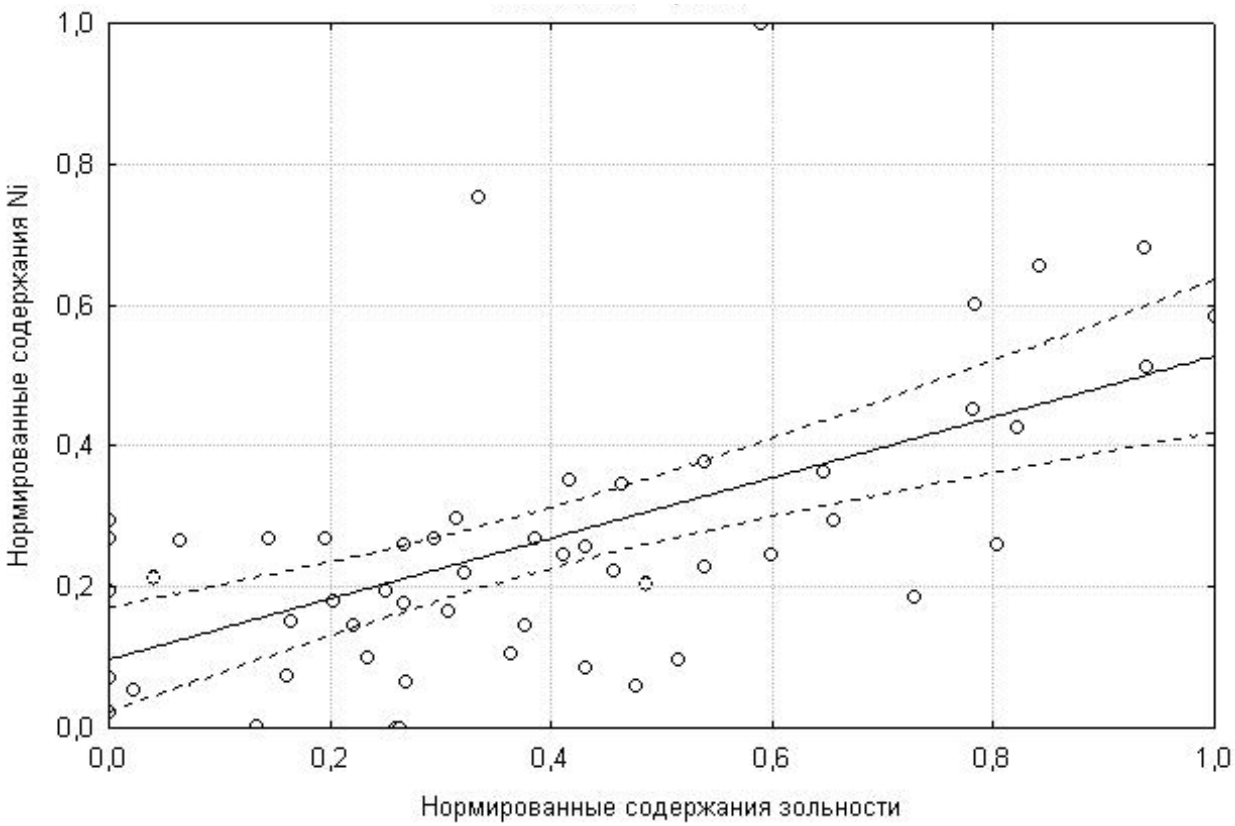


Рис.16. Линия регрессии между средневзвешенными нормированными концентрациями Ni и зольностью угля в исследованных пластах Донецко-Макеевского района.

Выводы:

1. Выборочные средние концентрации ванадия в углях пластов по свитам составляют: C_2^2 – 6,3 г/т, C_2^3 – 38,1 г/т, C_2^4 – 36,7 г/т, C_2^5 – 34,3 г/т, C_2^6 – 37,7 г/т, C_2^7 – 32,7 г/т, C_3^1 – 122,4 г/т, а в целом по району – 42,9 г/т; хрома: C_2^2 – 36,3 г/т, C_2^3 – 24,8 г/т, C_2^4 – 31,7 г/т, C_2^5 – 35,3 г/т, C_2^6 – 26,4 г/т, C_2^7 – 8,7 г/т, C_3^1 – 22,6 г/т, а в целом по району – 23,0 г/т; никеля: C_2^2 – 23,5 г/т, C_2^3 – 21,0 г/т, C_2^4 – 38,3 г/т, C_2^5 – 20,9 г/т, C_2^6 – 18,6 г/т, C_2^7 – 12,9 г/т, C_3^1 – 17,2 г/т, а в целом по району – 18,3 г/т.

2. Основные факторы, влияющие на концентрацию ванадия, хрома и никеля в ближайших по стратиграфическому разрезу угольных пластах в процессе угленакопления и эпигенетических преобразований угленосной толщи испытывали значительные вариации (исключение составляют группы пластов: $h_2 – h_2^1$; $h_8 – h_{10}^н$; $m_5 – m_5^1$; $m_5^1 – m_7$;).

3. Установлено, что в целом по району наблюдается значимая прямая линейная зависимость концентраций рассматриваемых элементов с зольностью, незначительное увеличение их концентрации с ростом степени углефикации угля, усложнением строения пластов и уменьшением их мощности, увеличением количества внутрипластовых минерализованных прослоев. Наличие значимой прямой зависимости содержаний ванадия, хрома и никеля с зольностью позволяет прогнозировать снижение концентрации этих элементов в процессе углеобогащения.

4. Связь содержаний рассмотренных элементов с литологическим составом углевмещающих пород заключается в статистически значимом увеличение их концентраций на локальных участках пластов с непосредственной алевролит-аргиллитовой почвой и аргиллитовой кровлей.

5. Для углей района типоморфной является геохимическая ассоциация ванадия с хромом, кобальтом и никелем. Совместное накопление элементов «ванадиевой» ассоциации обусловлено битуминозным характером сорбента. Нейтральная и щелочная среда палеобассейна торфонакопления способствует поглощению этих элементов фенольными производными лигнина, а кислая, является неблагопряитной для этого процесса.

Основное научное значение полученных результатов заключается в расчете средневзвешенных концентраций этих элементов в углях основных пластов и свит, выявление состава и характера их типоморфных геохимических ассоциаций, а также установление причин и особенностей их накопления в углях района.

Основное практическое значение полученных результатов состоит в расчете уравнений регрессии между элементами, входящими в геохимические ассоциации рассматриваемых элементов, а также в установлении связи их концентрации с зольностью.

Список литературы

1. Ишков В.В., Чернобук А.И., Москаленко А.Б. Распределение берилия, фтора, ванадия, свинца и хрома в продуктах и отходах обогащения Снежнянской ГОФ. // Геотехническая механика. Межведомственный сборник научных трудов, вып. 21. - Днепропетровск, 2000. – С. 76 – 83.

2. Ишков В.В., Чернобук А.И., Дворецкий В.В. О распределении бериллия, фтора, ванадия, свинца и хрома в продуктах и отходах обогащения Краснолиманской ЦОФ. // Науковий вісник Національної гірничої академії України. №5. - Днепропетровск, 2001. - С. 84-86.

3. Ишков В.В., Чернобук А.И., Михальчонок Д.Я. О распределении бериллия, фтора, ванадия, свинца и хрома в продуктах и отходах обогащения Добропольской ЦОФ. // Науковий вісник Національної гірничої академії України. №4. – Днепропетровск, 2001. – С. 89-90.

4. Ишков В.В., Лозовой А.Л. О закономерностях распределения токсичных и потенциально токсичных элементов в угольных пластах Павлоград-Петропавловского района. // Науковий вісник Національної гірничої академії України. №2. – Днепропетровск, 2001. – С. 57-61.

5. Листова Л.П., Бондаренко Г.П. Осаждение и дифференциация меди, свинца и цинка в условиях зоны осадкообразования. – М.: Наука, 1978. – 99с.

6. Гавришин А.И. Оценка и контроль качества геохимической информации. -М.: Недра, 1980. – 287с.

7. Беус А.А. Геохимия литосферы. – М.: Недра, 1981. – 335с.

8. Боровиков В.П.. STATISTICA: искусство анализа данных на компьютере. Для профессионалов. – СПб. Питер, 2001. – 658 с.

9. Червяков В.А. Концентрация поля в современной картографии. – М.: Наука, 1978. – 149 с.

Рекомендовано до публікації д.г.-м.н. Нагорним В.М.
Надійшла до редакції 14.10.10

УДК 622.831.3.0015

© Л.М. Васильев, Д.Л. Васильев, Ю.М. Ус, А.А. Потапенко

РАСЧЕТ С УЧЕТОМ УРАВНЕНИЙ РАВНОВЕСИЯ ПРЕДЕЛА ПРОЧНОСТИ ОБРАЗЦОВ ГОРНЫХ ПОРОД ПРИ ИХ РАЗРУШЕНИИ В ВИДЕ УСЕЧЕННЫХ ПИРАМИД

В работе учтено дифференциальное и алгебраическое уравнения равновесия для различных значений коэффициентов контактного трения с учетом его экспериментальной закономерности от нагрузки. Получена удовлетворительная сходимость расчетного предела прочности горных пород образцов при их одноосном сжатии с экспериментальными данными.

У роботі враховано диференціальне та алгебраїчне рівняння рівноваги для різних значень коефіцієнтів контактного тертя з врахуванням його експериментальної закономірності від навантаження. Одержана задовільна збіжність розрахункової межі міцності зразків гірських порід при їх одноосному стисненні з експериментальними даними.

In this work differential and algebraic balance equations are taken into account for different values of coefficients of contact friction taking with a subject to his experimental conformity to the law from loading. The satisfactory convergence of calculated breaking point of the rock strength sample at their uniaxial compression with experimental information is obtained.

В работе [1] разработан метод расчета предела прочности на сжатие образцов горных пород при постоянном значении контактного касательного напряжения. Однако авторами не учтены дифференциальные уравнения и алгебраическое уравнение равновесия, которые, как известно обязательны для всех точек деформируемого тела.

Для решения поставленной задачи оговорим граничные условия. В качестве исходного объекта возьмем выпуклый вследствие деформирования образец (рис. 1), удовлетворяющий условиям парности касательных напряжений в угловых областях. Сжимающие напряжения принимаем положительными. Знаки касательных напряжений: на верхней левой вертикальной половине – положительные, на верхней правой – отрицательные. На нижних половинах знаки имеют противоположные значения.

Теперь запишем при заданных осях координат дифференциальные уравнения равновесия для плоской деформации [2]

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0 \quad ; \tag{1}$$

$$\frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = 0 \quad , \tag{2}$$

где σ_x, σ_y τ_{xy} – нормальные и касательные напряжения, x, y – координаты.

Присовокупим к этим дифференциальным уравнениям алгебраическое уравнение равновесия [3]

$$\sigma_x = \frac{2\left(k_n + \mu\sigma_y\right)}{\cos\rho}\left(\sin\rho - \sqrt{1 - b_a^2}\right) + \sigma_y \quad , \tag{3}$$

где k_n – предел сопротивляемости породы сдвигу; μ и ρ – коэффициент и угол внутреннего трения породы; где $b_a = \frac{\tau_к}{k_n + \mu\sigma_y}$ - параметр трения.

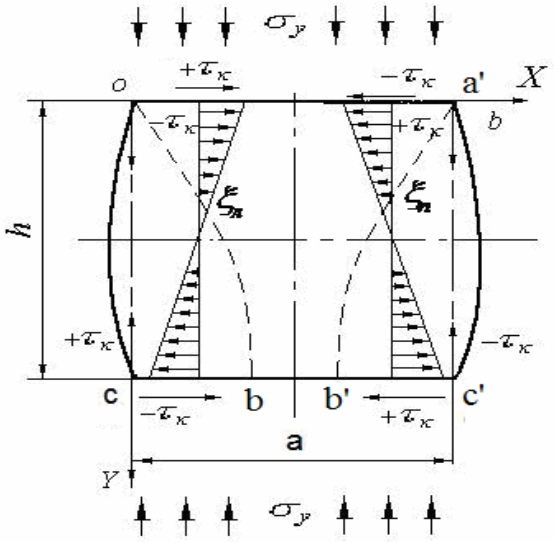


Рис. 1. Схема контактных нагрузок в образце горной породы при наличии внешнего трения

Следует отметить, что у исследователей [2] в смежной области – обработки металлов давлением возникли непреодолимые трудности точного интегрирования дифференциальных уравнений равновесия совместно с условием предельного состояния при наличии трения, вследствие чего они были вынуждены вводить упрощающие предпосылки, в частности, принимать, что нормальные напряжения зависят только от одной из координат. В результате число дифференциальных уравнений сокращается до одного, которое будет содержать простые производные вместо частных. Как правило, задачу решают при предельном значении контактного касательного напряжения τ_k, равного пределу сопротивления материала сдвигу k_n. В этом случае получено соотношение $\frac{d\sigma_y}{dx} = \frac{d\sigma_x}{dx}$. В области обработки металлов этого достаточно, так они ограничивают свое решение определением максимального контактного удельного усилия деформирования. Проверка на экспериментальных данных таким образом полученного приближенного метода расчета деформирующих усилий подтвердила его вполне удовлетворительную практическую точность. Поскольку нас интересует связь между напряжениями внутри материала, т.е. при изменении касательных напряжений τ_k по мере удаления от контактной поверхности для построения в последующем запредельных кривых разрушения возникает необходимость определения упомянутого соотношения не только на контактной поверхности, но и внутри тела, при этом когда $\tau_k < k_n$.

Касательные напряжения τ_{xy} по мере удаления от каждой контактных поверхностей по абсолютной величине уменьшаются и при y=0,5 обращается в нуль, как на оси симметрии. Допустим, что напряжения τ_{xy} является линейной функцией оси y, т.е.

$$\tau_{xy} = \tau_к\left(1-\frac{2Y}{h}\right). \tag{4}$$

Тогда

$$\frac{d\tau_{xy}}{dy} = -\frac{2\tau_к}{h}. \tag{5}$$

Теперь найдем связь между производными $\frac{d\sigma_y}{dx}$ и $\frac{d\sigma_x}{dx}$ при любых соотношениях τ_{xy}. Для этого продифференцируем выражение (3) по x

$$\frac{d\sigma_x}{dx} = \left[\frac{2\mu}{\cos\rho}\left(\sin\rho-\sqrt{1-b_a{}^2}\right)+1\right]\frac{d\sigma_y}{dx}+\frac{2\left(k_n+\mu\sigma_y\right)\cdot b_a}{\cos\rho\sqrt{1-b_a^2}}\cdot\frac{db_a}{dx}, \tag{6}$$

где параметр $b_a = \frac{f\sigma_y}{k_n+\mu\sigma_y}$.

Производная от b_a по x равна

$$\frac{db_a}{dx} = \frac{f-\mu b_a}{k_n+\mu\sigma_y}\cdot\frac{d\sigma_y}{dx\cdot h}. \tag{7}$$

Тогда выражение (6) будет иметь окончательный вид

$$\frac{d\sigma_x}{dx} = \left(1+2\mu^2+\frac{2bf-2\mu}{\cos\rho\cdot\sqrt{1-b_a^2}}\right)\frac{d\sigma_y}{dx\cdot h}.$$

Обозначим выражение в больших скобках через u. Тогда

$$\frac{d\sigma_y}{dx} = \frac{1}{u}\cdot\frac{d\sigma_x}{dx}. \tag{8}$$

Используя первое дифференциальное уравнение (1) и выражения (5) и (8), имеем

$$\frac{d\sigma_y}{dx} = \frac{2\tau_к}{uh}. \tag{9}$$

Из решения уравнения (9) имеем

$$\sigma_y = \frac{2\tau_к}{u\cdot h}\cdot x + c.$$

Учитывая, что при x=0 постоянная интегрирования $c = \sigma_{y_0}$, получаем

$$\sigma_y = \sigma_{y0} + \frac{2\tau_к}{u \cdot h} \cdot x .$$

Теперь следует определиться с описанием значения τ_k.

По этому поводу многие специалисты [2] в области обработки металлов пишут, что при увеличении предельного давления деформация контактной поверхности необратимо приближающая действительную площадь к номинальной обуславливает потерю линейной зависимости сил трения от нормальной нагрузки. Поэтому ряд исследователей рекомендовали принимать трение независимым от нормальной нагрузки, а коэффициент контактного трения f принимать по пределу прочности, равным f_s.

$$\tau_к = f_s \cdot \sigma_{y0} . \quad (10)$$

Тогда

$$\sigma_y = \sigma_{y0}\left(1 + 2 f_s \cdot x/(u \cdot h)\right) . \quad (11)$$

На рис. 2 представлены эпюры контактных касательных по уравнениям (10) и (11) нормальных напряжений.

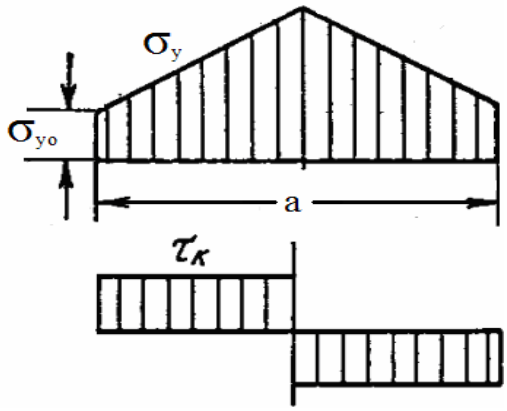


Рис.2. Эпюры контактных нормальных и касательных напряжений

Суммируя нормальные напряжения на контактной поверхности на единицу ширины образца, находим полное давление. Разделив полученное значение на длину образца, находим удельное давление – предел прочности

$$P = \sigma_{y0}\left(1 + \frac{f_s \cdot a}{2h \cdot u}\right) . \quad (12)$$

Определение в работе [1] нормальных напряжений σ_{y0} осуществляют с использованием критерия Кулона

$$\tau_{эф} = \tau_\alpha - \mu\sigma_\alpha , \quad (13)$$

где $\tau_{эф}$ - эффективное касательное напряжение на наклонной площадке по траектории максимальных касательных напряжений (линии скольжения);

μ - коэффициент внутреннего трения;

σ_α - нормальное напряжение на наклонной площадке по линии скольжения $\xi_л$ (рис. 1).

При $\tau_{эф} \geq k_n$ (сопротивление сдвигу) с учетом выражения (13) получим дифференциальное выражение по типу известного в теории пластичности уравнения Генки [2].

$$\frac{d\sigma_\alpha}{d\alpha} = 2 \cdot (k_n + \mu\sigma_\alpha), \tag{14}$$

где α - угол наклона линии скольжения на которой эффективные касательные напряжения имеют максимальные значения;

Решение уравнения (14) сводится к решению интеграла на линии скольжения ξ между точками a и b.

$$\int_{\sigma_{\alpha b}}^{\sigma_{\alpha a}} \frac{d(k_n + \mu\sigma_\alpha)}{\mu} = 2 \int_{\sigma_{\alpha b}}^{\sigma_{\alpha a}} d\alpha. \tag{15}$$

Подробное решение интеграла дано в работе [1]. Приведем некоторые фрагменты этого решения.

Нормальное решение в точке a будет:

$$\sigma_{\alpha_a} = \sigma_{y_0}(1 - \sin\rho\sqrt{1 - b_a^2}) - k_n \cos\rho\sqrt{1 - b_a^2}, \tag{16}$$

а в точке b –

$$\sigma_{\alpha_b} = k_b \cos\rho\sqrt{1 - b_b^2} \tag{17}$$

где ρ - угол внутреннего трения, равный $\rho = arctg\mu$;

$$b_a = \frac{f\sigma_{y_0}}{(k_n + \mu\sigma_{y_0})}; \qquad b_b = \frac{f\sigma_{y_0}}{(k_b + \mu\sigma_{y_0})}.$$

Угол α в точке a

$$\alpha_a = \frac{\pi}{4} + \rho/2 + \beta_a,$$

а в точке b

$$\alpha_b = \frac{\pi}{4} + \rho/2 + \beta_b,$$

где β_a и β_b - углы поворота линии скольжения от внешнего трения в точках a и b.

Угол $\beta_a = \frac{1}{2} arctg \frac{b_a \cos\rho}{\sin\rho - \sqrt{1 - b_a^2}}$, угол $\beta_b = -\frac{1}{2} arctg \frac{b_b \cos\rho}{\sin\rho - \sqrt{1 - b_b^2}}$.

Общий угол поворота линии скольжения между точками a и b с учетом знаков β_a и β_b будет

$$\alpha_{ab} = \beta_a + \beta_b . \tag{18}$$

Тогда, решая интеграл (15), имеем

$$\begin{cases} \sigma_{y_o} = \dfrac{1}{\mu}\left[\dfrac{k_n \cdot (1+\sin\rho\sqrt{1-b_a^2}) \cdot e^{2\mu(\beta_a+\beta_b)}}{1-\sin\rho\sqrt{1-b_b^2}} - k_b\right] \\ k_b = \dfrac{(k_n + \mu\sigma_{y_0})(1-\sin\rho\sqrt{1-b_b^2})}{(1+\sin\rho\sqrt{1-b_a^2}) \cdot e^{2\mu(2\beta_b)}} \end{cases} \tag{19}$$

С учетом распределения нормальных напряжений на контактной плоскости находим удельное давление, фиксируемое на прессе при раздавливании образцов горных пород при одноосном нагружении согласно (12).

$$P = \frac{1}{\mu}\left[\frac{k_n \cdot (1+\sin\rho\sqrt{1-b_a^2}) \cdot e^{2\mu(\beta_a+\beta_b)}}{1-\sin\rho\sqrt{1-b_b^2}} - k_b\right] \cdot \left(1 + \frac{f_s \cdot a}{2h \cdot u}\right) . \tag{20}$$

Теперь проведем сопоставление расчетных результатов при различных значениях коэффициентов внешнего и внутреннего трения с экспериментальными данными, которые позаимствованы из кадастра [4], и сведем их в таблицу 1.

Таблица 1

Сравнение расчетных значений предела прочности с экспериментальными данными

Порода	$P_{эксп}$, мПа	K, мПа	P, град.	μ	$P_{расч}$ при f_s=0,15 мПа	Ошибка при f_s=0,15 %	$P_{расч}$ при f_s=0,25 мПа	Ошибка при f_s=0,25 %
Роговик	1380	2,5	39	0,809	1489	7,32	1651	16,41
Руда гранат - магнетит	1170	2,2	40	0,839	1350	13,3	1496	21,79
Руда эпидот-магнетит	960	1,0	45	1,00	720	25	795	17,18
Скарн гранатовый	1120	2.0	39	0,809	1192	6,04	1321	15,21
Скарн гранат магнетитовый	970	1,5	42	0,90	979	0,9	1083	10,43
Скарн магнетит гранатовый	680	1.00	39	0,809	596	12,35	661	2,79

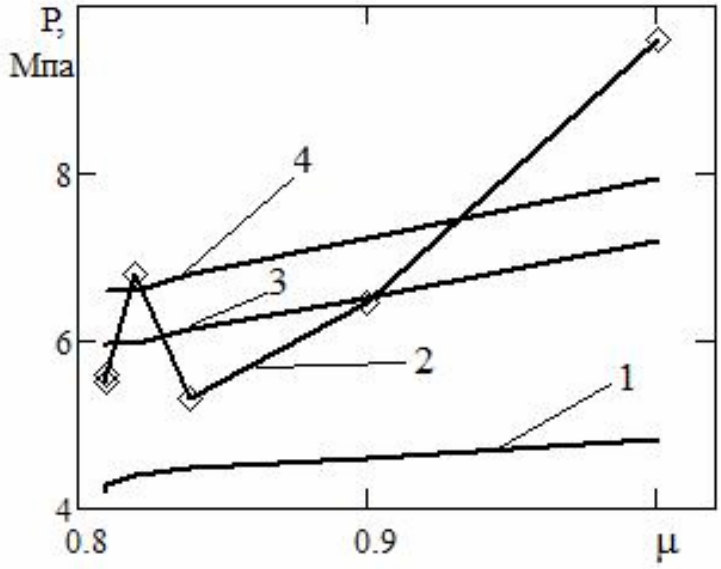


Рис.3. Зависимости предела прочности образцов горных пород (Р) при k=1.0 от коэффициента внутреннего трения (μ):
1- f_s=0; 2- экспериментальная кривая; 3- f_s=0.15; 4- f_s=0.25

Выводы:

На основании полученной зависимости можно сделать вывод о линейном возрастании предела прочности образцов горных пород от коэффициента трения в пределе $\mu = 0{,}8 \div 1$. Сходимость расчетных результатов с экспериментальными данными при внешнем трении $f_S = 0{,}15$ составляет 10,81%, при $f_S = 0{,}25$ - 13,96 %.

Однако следует оговориться, что линейность этих зависимостей при других значениях коэффициентов внутреннего и внешнего трения нарушается, и формы разрушения имеет другие виды: продольного разрушения, пирамид без усечения и спонтанного саморазрушения, что является предметом следующих публикаций.

Список литературы

1. Васильев Л.М. Метод расчета предела прочности при трехосном сжатии образцов горных пород и постоянном значении контактных касательных напряжений. / Л.М. Васильев, Д.Л. Васильев, Р.Н. Наривский, А.А Потапенко // Геотехническая механика. Межвед сб. научн. тр. – Днепропетровск, 2009. – Вып. 82. – С. 9-17.

2. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – 423 с.

3. Васильев Д.Л. Закономерности формирования горизонтальных нормальных напряжений в массиве горных пород / Васильев Д.Л. // Геотехническая механика. Межвед сб. научн. тр. – Днепропетровск, 2001. – Вып. 29. – С. 17-21.

4. Мельников Н.В., Ржевский В.В., Протодьяконов М.М. Справочник (кадастр) физических свойств горных пород. – М., «Недра», 1975. – 279 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Симановичем Г.А.
Надійшла до редакції 05.11.10

УДК 622.271.3

© А.М. Лазников, Б.Е. Собко, В.П. Краснопер

К ВОПРОСУ ВЫБОРА РАЦИОНАЛЬНЫХ ЗЕМЛЕСБЕРЕГАЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СХЕМ РАЗРАБОТКИ РОССЫПНЫХ ТИТАНО-ЦИРКОНИЕВЫХ РУД

В работе предложены рациональные землесберегающие технологические схемы разработки россыпных титано-циркониевых руд.

В роботі запропоновані раціональні землезберігаючі технологічні схеми розробки розсипних титано-цирконієвих руд.

The offered earth-rational technological schemes of development titanium-zirconium alluvial ores are in work saving up.

Открытая разработка россыпных месторождений полезных ископаемых сопровождается отводом значительной земельной территории под строительство и эксплуатацию карьеров, отвалов, хвостохранилищ для отходов обогатительного производства. Незначительное содержание полезных минералов в руде (в среднем 6% по массе) требует значительного вложения затрат на перемещение и складирование отходов обогащения во внешних хвостохранилищах. Объемы накопленных отходов создают условия критического уровня заполнения хвостохранилищ, дальнейшая эксплуатация которых значительно усложняется. Например, общая площадь хвостохранилищ Вольногорского ГМК составляет 770 га в которых размещено более 120 млн. $м^3$ хвостов обогатительного производства. В результате чего ухудшается геоэкологическая ситуация земель, занятых горнодобывающими предприятиями. Поэтому выбор рациональных землесберегающих технологических схем разработки россыпных титано-циркониевых руд является актуальной и своевременной задачей.

В настоящее время для поддержания производственной мощности горных предприятий взамен отработанных месторождений вовлекаются в разработку новые разведанные участки. Показательным в этом плане является деятельность Вольногорского ГМК, где проводятся проектно-конструкторские работы по вовлечению в работу Мотроновского участка Малышевского месторождения титано-циркониевых руд. При этом одной из важных проектно-технологических задач является выбор рациональных технологических схем разработки россыпей.

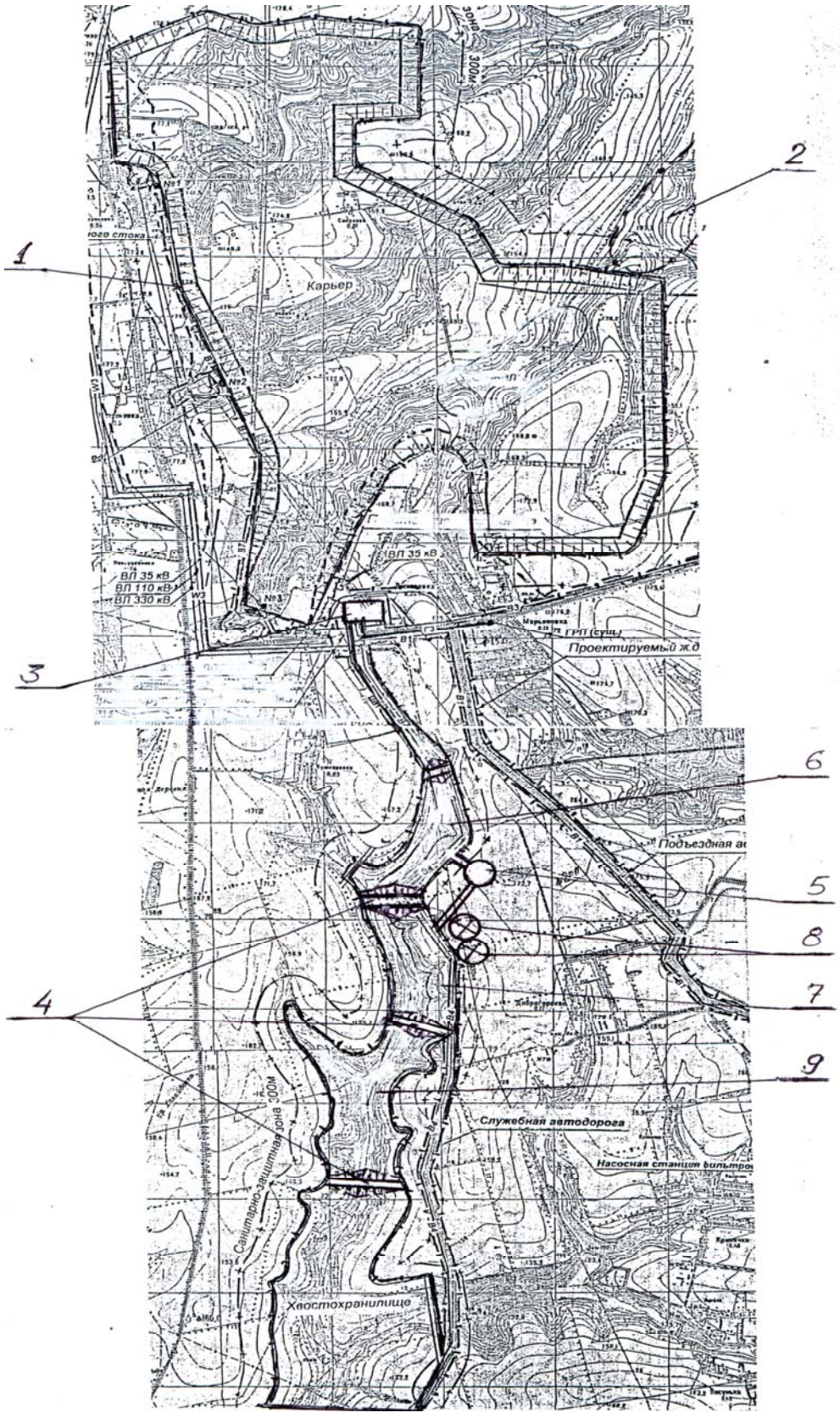
Мотроновский участок предполагается ввести в эксплуатацию в северо-западной части Малышевского россыпного месторождения титановых руд. Для открытой разработки выделено карьерное поле, которое характеризуется весьма большой степенью пересеченности его поверхности. При этом карьерное поле имеет площадь 1531 га. В пределах карьерного поля находится более 112 млн. $м^3$ титановых руд и более 530 млн. $м^3$ вскрышных пород. Вся его площадь пересечена тремя крупными поперечными балками: Дмитровской, Мотроновской и Криничанской. Мощность вскрыши при этом колеблется от 70 до 80 м между тальвегами балок и от 20 до 30 м – по их тальвегу. Такой рельеф поверхности карьерного поля влияет на выбор и эффективность применения той или иной

технологической схемы разработки месторождения. Рудный пласт Мотроновского участка представлен песками полтавской свиты, которые находятся сверху безрудных песков харьковской свиты. Изучение горно-геологических особенностей этого участка месторождения было проведено по цифровой геологической модели [1]. Средняя мощность пласта полезного ископаемого равна 10 м вскрышных пород – 50 м. Распространение минералов по площади карьерного поля месторождения весьма неравномерно. Через каждые 50–100 м распространение и содержание ильменита, рутила, циркона существенно изменяются. Наибольшее содержание этих минералов наблюдается вдоль простирания залежи с юго-востока на северо-запад по середине карьерного поля.

Учитывая такое распределение полезных компонентов титановых руд, наиболее рациональным направлением развития фронта горных работ будет продольное с юго-востока на северо-запад. Вскрытие карьерного поля будет осуществляться разрезной траншеей внутреннего заложения при этом вскрышные породы перемещаются и складируются во внешнем отвале, размещенном в близлежащей балке Дмитровская (рис. 1, поз. 2) с последующим его рекультивацией. Внешнее отвалообразование будет использоваться в период строительства карьера и развития горных работ до образования отработанной емкости карьера для внутреннего отвалообразования вскрышных пород.

Проведенные ранее исследования выбора эффективных технологических схем производства вскрышных работ для условий Мотроновского участка позволили установить, что наиболее экономически выгодными являются схемы комбинированной системы разработки, которые предусматривают использование бестранспортной системы разработки на надрудном вскрышном уступе с применением экскаваторов ЭШ-20/90 и транспортной системы разработки передового вскрышного уступа с применением комплексов машин непрерывного действия: роторных экскаваторов CRs-2000, системы ленточных конвейеров, перегружателей и отвалообразователей [1].

Выбор эффективной технологической схемы добычи рудных песков зависит от плановых объемов добычи руды, гидрогеологических условий залегания руд (глубина залегания и мощность рудных песков, обводненность месторождения), низкой водоотдачи рудных песков, малой эффективности возможных схем осушения. С учетом приведенных факторов для условий Мотроновского участка целесообразно использование на добычных работах технологической схемы с использованием земснарядов. Применение земснарядов позволяет использовать гидрогеологические условия залегания рудных песков, их значительную обводненность. При этом разработка рудных песков земснарядами должна выполняться с помощью опережающих котлованов в связи с внутренним отвалообразованием вскрышных пород. Опережение должно быть таким, чтобы депрессионная кривая фильтрационного потока при окончательном положении работ в котловане пересекалась с нижней бровкой откоса внутреннего отвала. Земснаряды при выемке рудных песков одновременно производят водопонижение уровня грунтовых вод. Применение земснарядов позволяет подавать на обогатительную фабрику (ОФ) рудные пески в пульпе, что исключает процесс предварительного размыва песков с помощью гидромониторов.



1- контур карьера, 2- внешний отвал, 3- обогатительная практика, 4- дамбы обвалования, 5 – установка сгущения хвостов, 6 – хвосты глин, 7- хвосты песков, 8 – гидроциклоны обезвоживания песков, 9 – водохранилище

Рис. 1. Генплан объектов строительства Мотроновского участка Малышевского месторождения

Для выполнения плановых объемов добычи руды – 5 млн.м^3 необходимо использовать на добычных работах три земснаряда (два рабочих, один резервный) с производительностью по воде 4000 м^3/час, что в сравнении с существующей схемой добычных работ, позволяет исключить применение четырех экскаваторов – драглайнов (ЭШ -6/45 – 2 ед. и ЭШ-10/50 – 2 ед.), а также более двадцати автосамосвалов Белаз-7547.

Существующая на Вольногорском ГМК (ВГМК) технология гидроразмыва и подачи полезного ископаемого на фабрику требует использования значительных объемов воды. В 2009 г. на ОФ было подано 9,4 млн. т руды, при этом использовано 25 млн. м^3 воды. Кроме этого на ОФ для всех стадий передела руды и самотечного транспортирования хвостов было подано еще 76,7 млн. м^3 воды, на что потрачено более 32 млн. кВт.ч, или более 14 млн. грн при средней стоимости кВт.ч – 0,45 грн. Такое количество воды подается на ОФ ввиду устаревшей технологии обогащения в котором отсутствует разделение хвостов на глинистую и песчаную составляющую и их сгущение. Необходимо отметить, что в мировой практике при обогащении одного куб.м россыпных руд расходуется один куб.м воды. При этом в 2009 г. после обогащения руд перекачено в хвостохранилища 64 млн. м^3 хвостов, на что потрачено 24,1 млн. кВт.ч, что составляет– 10,84 млн. грн. Количество самотечных хвостов составило – 41 млн. м^3. Таким образом, в 2009 г. объем хвостов обогатительного производства на ВГМК составил 105 млн м^3.

В настоящее время все шире в практике разработки и обогащении полезных ископаемых находят применение технологии сгущения отходов обогатительного производства. Такие технологии широко применяются на рудниках Тимминс, Лангмир в Канаде, в США – на руднике Блю Хиллс, на рудниках ЮАР, при сгущении железорудных хвостов на Лебединском ГОКе КМА. Институт «УкрНИИводоканалпроект» выполнил проект по применению сгустителей с использованием мембранно-поршневых насосов фирмы GEHO для условий Николаевского глиноземного завода.

Применение технологии разделения хвостов на глинистую и песчаную составляющую, а также их сгущение позволяет уменьшить количество отходов горного производства в 4 раза. Например, из поданных на ОФ ВГМК в 2009 г. 9,4 млн. т руды - извлечено 0,56 млн.т (6 %) полезных минералов, из оставшихся 8,84 млн. т – 7,07 млн. т (70 %) песчаная составляющая и 1,77 млн.т (20 %) глиняная. При этом при разделении песчаной и глинистой составляющих в песчаных хвостах находится 70 % воды (16, 5 млн. м^3), а в глинистых при их сгущении - 50 % (1,77 млн. м^3). Таким образом, количество отходов ОФ составит 22,7 млн. м^3, что в более чем четыре раза меньше, чем при существующей технологии. При этом экономия затрат на электроэнергию за счет перекачки отходов в хвостохранилища составит более 7 млн. грн/год, а снижение подачи на ОФ воды для гравитационного обогащения и осветления хвостов позволит снизить затраты на электроэнергию более чем на 13 млн. грн/год.

Проектным институтом «Кривбасспроект» проведены работы по обоснованию земельного отвода с проработкой генплана объектов строительства Мотроновского участка Малышевского месторождения. При этом обогатительная

фабрика располагается в южной части земельного отвода в максимальной близости к Криничанской балке, где будет обустроено хвостохранилище. Предполагаемое хвостохранилище занимает значительную территорию, более 400 га с емкостью – до 100 млн. $м^3$ (рис. 1).

Применение гидродобычи рудных песков Мотроновского участка Малышевского месторождения с использованием плавучих земснарядов, а также технологии разделения хвостов обогащения на глинистую и песчаную составляющую и их сгущение позволяет уменьшить требуемую емкость хвостохранилища в Криничанской балке до 25 млн. м3. При этом хвостохранилище с помощью дамб разбивается на емкости для хвостов глиняной составляющей - 10 % емкости и песчаной - 22 % емкости.

Кроме этого сгущенные хвосты обогащения можно размещать между гребнями конусов внутренних отвалов вскрышных пород. Для этого в основной период эксплуатации карьера с отставанием 120 м от нижнего отвального яруса во внутреннем хвостохранилище возводят дамбы обвалования вышележащих ярусов отходов обогащения. Ширина отсыпаемых дамб 20 м. Угол откоса дамб внешнего обвалования до 19 град. [2].

Для обезвоживания песчаной составляющей хвостов обогащения целесообразно применение гидроциклонов с дальнейшим сбросов воды в водохранилище резервной воды, которое располагается в непосредственной близости от хвостохранилищ и в которую сбрасывается также вода после сгущения глиняных хвостов обогащения (рис. 1, поз. 9). Водохранилище резервной воды оборудуется плавучей насосной станцией, которая подает воду на обогатительную фабрику и оборотную воду для работы земснарядов.

Таким образом, применение землесберегающих технологий открытой разработки россыпных титано-циркониевых месторождений с использованием гидравлической добычи руды, а также технологии разделения хвостов обогащения на глинистую и песчаную, составляющую и их сгущение при плановой производительности Вольногорского ГМК, позволяет уменьшить емкость хвостохранилищ в четыре раза, снизить затраты на использование электроэнергии за счет снижения объемов подачи воды на ОФ и перекачку хвостов обогащения более чем на 20 млн. грн/год.

Необходимо также отметить, что эффективность применения плавучих земснарядов при добычных работах россыпей может быть подтверждена только при практическом применении на опытно-промышленном участке карьера с целью исследования таких негативных явлений при работе земснарядов, как сегрегация, а также влияния гидродобычи на устойчивость внутренних отвалов вскрышных пород в карьере.

Список литературы

1. Собко Б.Ю. Технологія розробки Мотронівської дільниці Вільногірського ГМК / Б.Ю. Собко //Збірник наукових праць НГУ. - 2008. - № 30.- С.56 - 66.

2. Воловик В.П. Обгрунтування параметрів землезберігаючих технологій при відкритій розробці розсипних родовищ титанових руд і бурштину. Авт. дис…. канд.техн. наук: 05.15.03.- Київ. – 2010.- 20 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Симоненком В.І.
Надійшла до редакції 15.11.10

УДК 622.271.3

© В.І. Симоненко Н.І. Ярошик

ОРГАНІЗАЦІЯ ВИЙМАЛЬНО-ТРАНСПОРТУВАЛЬНИХ РОБІТ НА НЕРУДНИХ КАР'ЄРАХ В СУЧАСНИХ УМОВАХ

Розглянута ефективність використання виймально-транспортувального обладнання при добуванні сировини для виготовлення щебеневої продукції з гранітів, базальтів та інших скельних порід. Виконано обґрунтування доцільності використання виймально-навантажувального обладнання, порівняння різних типів кар'єрного обладнання і технологічних схем виконання виймально-навантажувальних робіт за виробничим і економічним критеріями

Рассмотрена эффективность использования выемочно-транспортного оборудования при добыче сырья для изготовления щебёночной продукции из гранитов, базальтов и других скальных пород. Выполнено обоснования целесообразности использования выемочно-погрузочного оборудования, сравнения разных типов карьерного оборудования и технологических схем выполнения выемочно-погрузочных робот по производственным и экономическим критериям.

Efficiency of use dredge-transport equipment at extraction of raw material for manufacturing rubble production from granite, basalts and other rocky breeds. Substantiations of expediency of use of the dredge-loading equipment, comparison of different types of the opan-cast equipment and technological schemes of performance dredge-loading the robot for industrial and economic criteria.

Добування сировини для виготовлення щебеневої продукції з гранітів, базальтів та інших скельних порід протягом останніх років ставить досить гострі питання щодо найбільш ефективного використання виймально-транспортувального обладнання. Перш за все ці питання стосуються використання типу обладнання, доцільності переробки сировини прямо в кар'єрі або на промислових майданчиках до яких гірничу масу переміщують різними засобами транспорту.

За останні декілька десятків років з'явилася велика кількість різноманітного навантажувального обладнання, яке відрізняється між собою за принципом роботи, і за потужністю. На цей час існує значний модельний ряд, який повністю забезпечує потреби та вимоги замовника в таких комплексах. До них можна віднести три види виймально-навантажувального обладнання: гідравлічні екскаватори типу пряма і обернена механічні лопати і фронтальний одноковшовий навантажувач. Це обладнання експлуатується з використанням дизельних двигунів, крім того, відрізняється одне від другого схемами відпрацювання уступів.

Отже головна задача обґрунтування доцільності використання того чи іншого обладнання нині є досить актуальною для кар'єрів будівельних матеріалів. В даних дослідженнях поставлена задача може вирішуватися шляхом порівнянь технологічних та економічних показників (експлуатаційна продуктивність, собівартість 1м^3 виймально-навантажувальних робіт при видобутку корисної копалини) [1].

На території України підприємства, які займаються виробництвом щебеневої продукції працюють на застарілому обладнанні. Постало питання про заміну

застарілого обладнання на більш сучасне. Для проведення дослідження було взяті усереднені параметри гранітних і кам'яних кар'єрів України (табл.1) [1].

Основним завданням даної роботи являється порівняльна характеристика різного типу обладнання та технологічних схем їх роботи на уступі. На даному етапі розвитку техніки, для проведення гірничих робіт все частіше використовують мобільне обладнання з двигунами внутрішнього згоряння (дизельні), що має ряд переваг. До них можна віднести: мобільність обладнання, їх уніфікацію і універсальність, незалежність від електромережі, більш безпечні умови експлуатації. Недоліком даного обладнання є велика вартість паливо-мастильних матеріалів. Враховувалось виймання скельних порід з вибою оберненою та прямою мехлопатами, фронтальними однокошовими навантажувачами із стандартною ємкістю ковша Е=2 - 5,2м^3, різних виробників.

Таблиця 1

Головні усереднені параметри гранітних і кам'яних кар'єрів України

Параметри	Типи кар'єрів			
	Великої площі, глибокі	Середньої площі		Малої площі, середньої глибини
		Глибокі	Середньої глибини	
	I	II	III	IV
Розміри кар'єрного поля, м. – довжина; – ширина; – глибина	1387 800 120/160	767 546 90/209	740 435 75/155	460 250 40/130
Продуктивність, тис.м^3/рік – корисна копалина; – розкривні породи; В том числі: – скельні – м'які	1350 350 95 255	750 400 57 312	550 100 24 107	130 50 7 43
Потужність розкривних порід: – скельного розкриву; – м'якім порід розкриву	25 до 16	18 до 12	11 до 9	12 до 7
Середній геологічний коефіцієнт розкриву, м^3 /м^3	0,52	0,37	0,29	0,41
Термін служби кар'єру, роки	106	33	30	28
Добова продуктивність м^3/добу	5672	3151	2311	1933
Змінна продуктивність, м^3/зміну	1890	1050	770	650

Розглянемо запропоновані види обладнання для виймально-навантажувальних робіт детальніше. Одним з найпоширеніших видів являється пряма механічна лопата, як з гідравлічним так і з електричним приводом. Такі екскаватори були безпосередньо розроблені для умов роботи в досліджуваних кар'єрах. Вони мають непогані технічні характеристик, але в застосуванні дещо обмежені, так як можуть ефективно працювати лише верхнім черпанням (рис. 1). Іншим варіантом обладнання є обернена механічна лопата. До переваг можна віднеси універсальність даного типу екскаватора: має великий перелік навісного обладнання, також може працювати верхнім і нижнім черпанням, що збільшує можливості його використання (рис. 2).

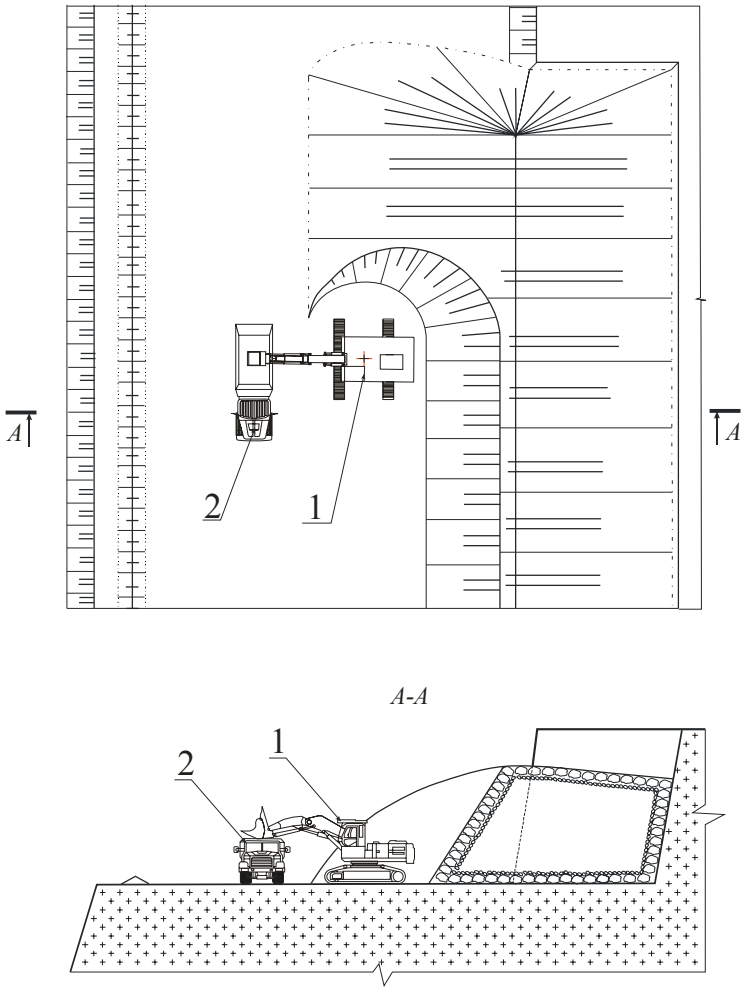


Рис. 1. Схема роботи прямої механічної лопати у вибої скельних порід із завантаженням в автосамоскид: 1 – пряма мехлопата з гідравлічним приводом робочого обладнання; 2 – автосамоскид.

Ще одним видом обладнання, яке відносять до категорії виймально-транспортувального є фронтальний одноковшовий навантажувач. Останнім часом такі навантажувачі досить непогано показали себе при відпрацюванні розпушеної вибухом гірничої маси з навантаженням в автосамоскид або в бункер мобільного дробильно-сортувального комплексу (рис. 3).

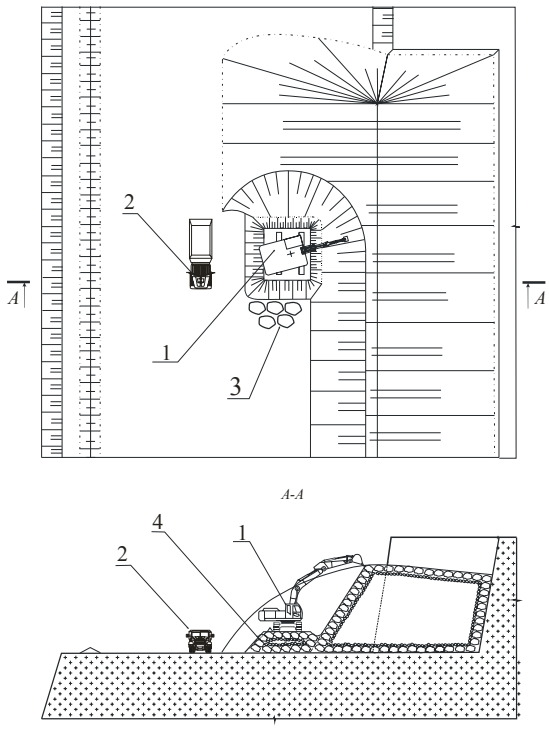


Рис. 2. Схема роботи оберненої мехлопати у вибої при розміщенні на під уступі із завантаженням в автосамоскид: 1 – обернена механічна лопата; 2 – автосамоскид; 3 – місце складування негабариту 4 – під уступ із розпушеної скельної породи.

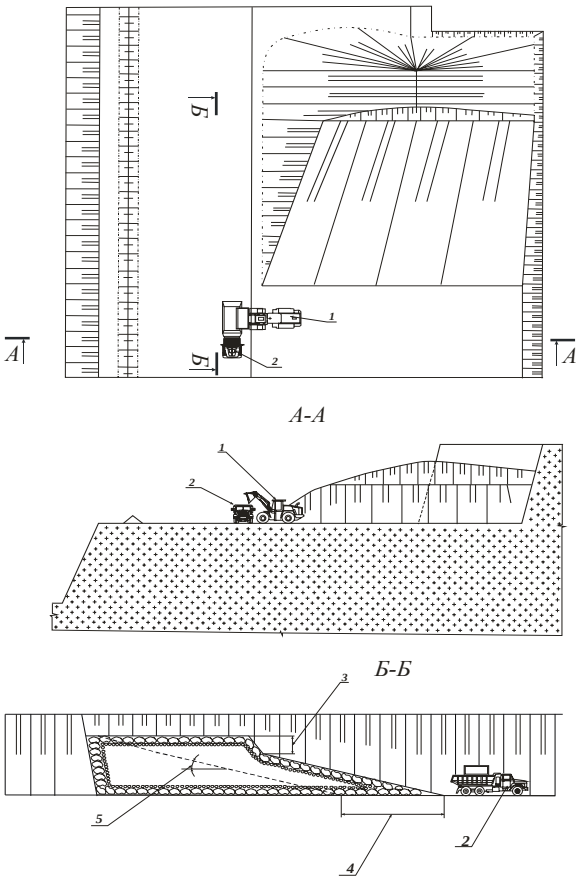


Рис. 3. Схема роботи фронтального навантажувача при відпрацюванні розвалу гірських порід похилими шарами: 1 – фронтальний однокошовий навантажувач; 2 – автосамоскид ; 3 – висота похилого шару; 4 – горизонтальна довжина похилого шару; 5 – кут нахилу похилого шару до горизонтальної площини

В даних дослідженнях розглянуто обладнання різних фірм: CATERPILLAR, HYUNDAI, ОАО "ВЄКС", KOMATSU, LIBHERR, KAWASAKI. За технічними характеристиками та робочими параметрами це обладнання дещо відрізняються один від одного. Тому проведемо порівння їх по величині змінної продуктивності для цього обладнання з врахуванням завантаження гірничої маси в автосамоскид.

Усі результати розрахунків по змінній продуктивності виймально-навантажувального обладнання приведені на графіках (рис.4, 5, 6).

З графіків видно що продуктивність збільшується пропорційно об'єму ковша, також видно різницю в продуктивності між видами обладнання та різницю між обладнанням різних фірм. Пряма і обернена механічні лопати є більш продуктивні ніж фронтальний навантажувач.

Недостатня продуктивність фронтального навантажувача не є перешкодою для його використання на видобувних роботах. Він має ряд переваг на відміну від екскаваторів. Це такі: менша металоємкість при однаковім об'ємі ковша, що веде до меншої вартості; відсутність допоміжного обладнання (бульдозер) в вибої, що знов приводить до зменшення собівартості і простоїв обладнання.

Приймаючи собівартість виймальних робіт основним критерієм для підбору будь якого обладнання, її менша величина буде свідчить про економічну доцільність застосування при певному об'ємі порід, що виймаються [2]. Отже собівартість виймальних робіт по корисній копалині розраховуємо з урахуванням таких витрат: фонду заробітної плати; матеріальних витрат; витрати на утримання і експлуатацію: амортизацію, витрат на сервісне обслуговування); відрахувань в пенсійний фонд; відрахувань з фонду зарплати

Всі розрахунки по собівартості в залежності від типу обладнання та різних фірм виробників його зведені і представлені на графіках (дивись рис. 4, 5, 6).

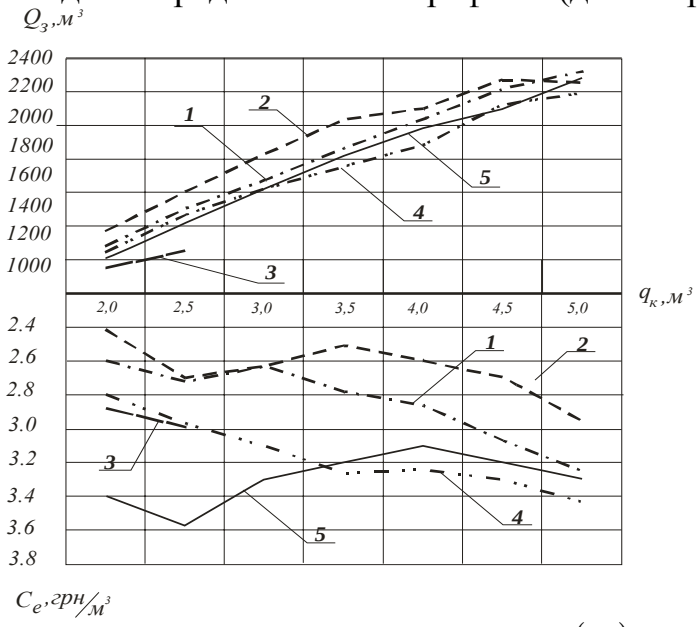


Рис. 4. Монограма залежності змінної продуктивності $(Q_з)$ та собівартості $(C_з)$, від ємкості ковша $(q_к)$ для прямої мехлопати розглянутих фірм виробників: 1 – KOMATSU; 2 – HYUNDAI; 3 – ОАО "ВЕКС"; 4 – LIBHERR; 5 – CATERPILLAR.

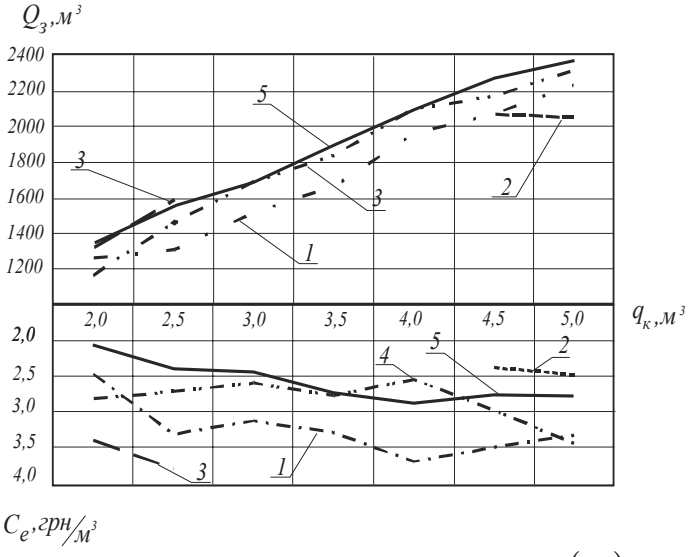


Рис. 5. Монограма залежності змінної продуктивності $(Q_з)$ та собівартості $(C_з)$, від ємкості ковша $(q_к)$ для оберненої мехлопати розглянутих фірм виробників: 1 – KOMATSU; 2 – HYUNDAI; 3 – ОАО "ВЕКС"; 4 – LIBHERR; 5 –CATERPILLAR

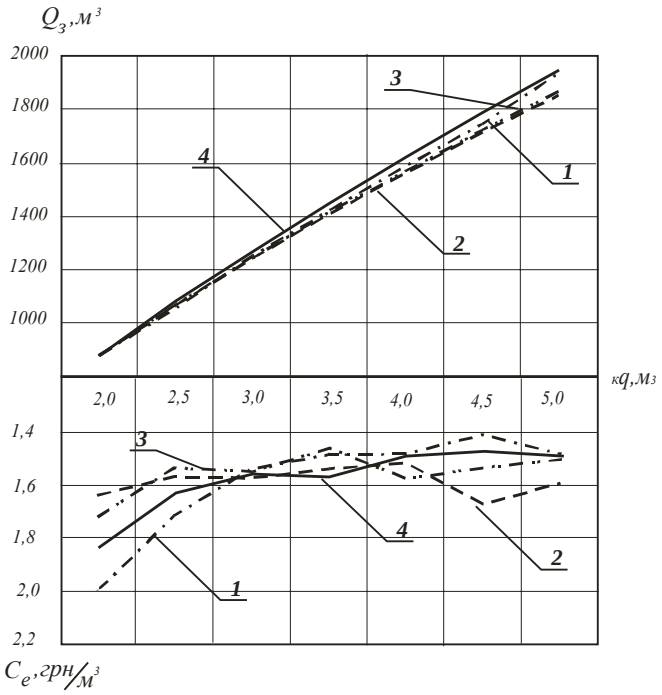


Рис. 6. Монограма залежності змінної продуктивності $(Q_з)$ та собівартості $(C_з)$, від об'єму ковша $(q_к)$ для фронтальних навантажувачів різних фірм: 1 – KOMATSU; 2 – KAWASAKI; 3 – LIBHERR; 4 – CATERPILLAR.

Аналіз розрахунків показав, що найменша собівартість 1 м^3 виймально-навантажувальних робіт становить 1,4 грн. для ковшових навантажувачів фірми KOMATSU (Е=4,5м^3 $Q_в$ =1710 м^3/зміну) та для фірми CATERPILAR (Е=4,5м^3 $Q_в$=1080 м^3/зміну) та 2,05 грн. для обернених мехлопат фірми KOMATSU (Е=2,5м^3 $Н_в$ =1300 м^3/зміну). На 2-5 % від зазначеної собівартість вища в колісних навантажувачах фірми, LIBHERR, KAWASAKI CATERPILAR (Е=3,5-4,5м^3

$Q_в$ =1400-1600 м^3/зміну), та на 20-33% більша в обернених мехлопат цих же виробників і HYUNDAI (E=2,0.3,0-4,0м^3 $Q_в$ =1200 і 1600-2000 м^3/зміну). Собівартість цих робіт для екскаваторів пряма мехлопата вища на 65-67% порівняно з розглянутим обладнанням при однаковій їх продуктивності. Якщо поглянути на капітальні вкладення то вони залежать від металоємкості конструкцій обладнання. У фронтальних навантажувачів фірми CATERPILLAR з об'ємом ковша 4,0 м^3 металоємкість 23,2 тонни, в екскаваторів тієї ж фірми 80,9 т., і 73,3 т. – відповідно обернена і пряма мехлопати. Із збільшенням експлуатаційної маси обладнання вартість теж збільшується. Тому при однакових об'ємах ковша капіталовкладення будуть менші для фронтальних навантажувачів ніж для екскаваторів.

З урахуванням зазначеного можна рекомендувати використовувати виймально-навантажувальні роботи на нерудних кар'єрах фронтальними однокошовими навантажувачами з вказаними параметрами і екскаваторів обернена мехлопата фірм KOMATSU, CATERPILAR. Слід зазначати, що найбільшу долю у собівартість 1 м^3 виймально-навантажувальних робіт вносять матеріальні витрати 62% та амортизація до 24%(рис. 7)

Доцільними в застосуванні на кар'єрах будуть також технологічні схеми виймально-навантажувальних робіт з використанням зазначеного обладнання. Тобто схема роботи оберненої мехлопати верхнім і нижнім черпанням з завантаженням автосамоскидів на нижній площадці уступа (див. рис. 2) та схема відпрацювання уступів фронтальним однокошовим навантажувачем похилими шарами, які формують під кутом 10° – 15° до нижньої площадки (див. рис. 3) уздовж фронту уступа.

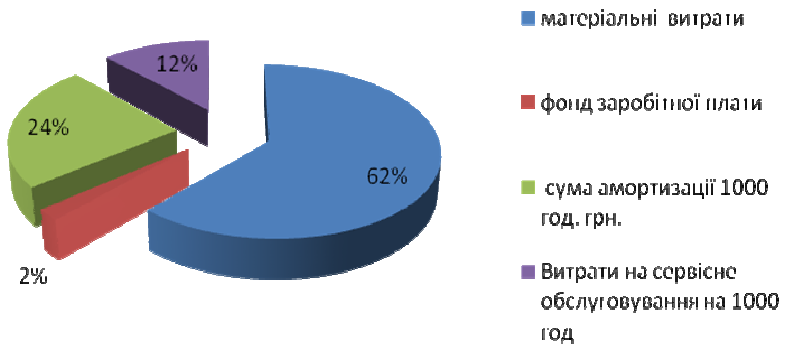


Рис. 6. Схема складу собівартості у процентному відношенні

Висновки.

Найбільш ефективними для впровадження на діючих нерудних кар'єрах є ковшові навантажувачі і гідравлічні обернені мехлопати фірм, LIBHERR, KAWASAKI, CATERPILAR, HYUNDAI з параметрами, геометричний об'єм ковша 2,5-4,5 м^3 та 2,0-4,0 м^3; змінна продуктивність 1080-1300 м^3/зміну і 1400-1600 м^3/зміну – відповідно навантажувачі, обернені мехлопати.

При терміні експлуатації навантажувачів і обернених мехлопат біля 20 років найменші капітальні вкладення, з врахуванням їх загальної металоємкості, будуть властиві обладнанню фірм зазначених виробників, а термін окупності цих капіталовкладень не перевищить 5-5,5 років.

На нерудних кар'єрах будівельних матеріалів впровадження виймально-навантажувальних робіт доцільно виконувати по технологічних схемах:застосування обернених мехлопат з відпрацюванням уступів верхнім і нижнім черпанням та завантаженням автосамоскидів на нижній площадці; фронтальних колісних навантажувачів – з відпрацюванням вибоїв похилими шарами , що формуються під кутом $10^o – 15^o$ до нижньої площадки уступу уздовж його фронту.

Список літератури

1. В.И. Симоненко, А.В. Черняев, А.В. Мостика, Систематизація гранитных и каменных карьеров для исследования ресурсосберегающей технологии их разработки // Зб. наук. праць НГУ.-Дніпропетровськ: РВК НГУ , 2007. – №27. – С. 47-51

2. В.И. Симоненко, А.В. Мостика, В.Д. Кірнос Обґрунтування критеріїв визначення ефективності технологічної схеми застосування дробильно-сортувальних комплексів на кар'єрах будівельних матеріалів // Зб. наук. праць НГУ. - Дніпропетровськ: РВК НГУ, 2008. – №31. – С. 69-75.

3. Журнал "Горная техника каталог-справочник 2007" – Санкт-Петербург, ООО "Славутич". – С. 50-60.

4. Комплексы мобильного оборудования на открытых горных работах К.Н. Трубецкой – М. Недра 1990

5. Технико-эксплутационые характеристики машин фирмы CATERPILLAR: Справочник. – Отпечатано в США 1996 г.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Дриженком А.Ю.
Надійшла до редакції 22.10.10

УДК 622.002.56-52

© С.К. Мещанинов

ИССЛЕДОВАНИЕ НАДЕЖНОСТИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ОЧИСТНОГО ЗАБОЯ КАК СЛОЖНОЙ ТЕХНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Рассмотрены вопросы выбора рациональных режимов эксплуатации очистного забоя как сложной технической системы на основе использования задачи о максимуме произведения. Получены аналитические выражения для выбора рациональных соотношений режимов эксплуатации очистного забоя с точки зрения максимально возможных эффективности и безопасности его работы.

Розглянуті питання вибору раціональних режимів експлуатації очисного вибою як складної технічної системи на основі використання завдання про максимум множини. Отримані аналітичні вирази для вибору раціональних співвідношень режимів експлуатації очисного вибою з точки зору максимально можливої ефективності і безпеки його роботи.

The questions of rational modes choice of the exploitation of extractive working as the difficult technical system are considered on the basis of the use of task about a maximum of work. Analytical expressions are got for the rational correlations choice of the exploitation modes of extractive working from the point of view of maximally possible efficiency and safety of its work.

Введение. Очистной забой (ОЗ) современной угольной шахты является сложной технической системой, состоящей из последовательно соединенных элементов. С технико-экономической точки зрения он является основной про-

изводственной единицей угледобывающего предприятия, от надежности функционирования которого зависит эффективность работы шахты в целом. Надежность и безотказность такой системы зависит от большого числа внутренних и внешних факторов, учесть влияние и взаимовлияние которых представляет собой весьма сложную задачу.

Постановка задачи исследований. Анализ работы современных сложных технических систем любого типа целесообразно осуществлять с использованием задачи о максимуме произведения. В соответствии с работой [1], задача о максимуме произведения формулируется следующим образом: необходимо найти N неотрицательных чисел, сумма которых не превосходит заданного числа $a > 0$ и которые имеют при этом максимальное произведение.

Для ОЗ эта задача может быть сформулирована следующим образом:

Пусть: $0 < a \le 1$ – суммарная вероятность безаварийной работы;

$P_1 \cdot P_2 \cdot .... \cdot P_n$ произведение вероятностей безаварийной работы подсистем ОЗ, n – число подсистем ОЗ.

Тогда должно выполняться условие:

$$\begin{cases} 0 < \sum\limits_{i=1}^{n} P_i \le 1 \\ \prod\limits_{i=1}^{n} P_i \to \max \end{cases} \qquad (1)$$

Величины $\sum\limits_{i=1}^{n} P_i$ и $\prod\limits_{i=1}^{n} P_i$ являются фазовыми координатами, а совокупность величин $P_1 \cdot P_2 \cdot .... \cdot P_n$ – управляющими параметрами.

Если выполняется условие (1), то соотношение между надежностью и эффективностью функционирования ОЗ оптимально.

Таким образом, целью настоящей работы является исследование надежности и эффективности функционирования ОЗ как сложной технической системы на основе использования задачи о максимуме произведения.

Основная часть. Для оптимального режима функционирования ОЗ должны выполняться следующие условия:

$$\begin{cases} P_{i\,\text{доп}} \le P_i(t) \le 1 - P_i(t-1), \\ P_i(t) \in [P_{i\,\text{доп}}; 1] = \Omega \end{cases} \qquad (2)$$

где Ω – область управления.

Если в каждый момент времени выполняется соотношение (2), то управление считается допустимым.

Изменение уровня надежности функционирования ОЗ целесообразно рассматривать как аддитивный случайный процесс изменения вероятности безаварийной работы:

$$P(t) = P'(t) + P''(t), \qquad (3)$$

где $P'(t)$ – стационарная составляющая вероятности безаварийной работы; $P''(t)$ – стохастическая составляющая вероятности безаварийной работы.

В работе [2] было показано, что ОЗ как сложная техническая система может быть условно разделен на 4 подсистемы, функционирование которых происходит одновременно, причем они соединены последовательно.

Будем считать, что время t может принимать лишь дискретное множество значений: $t = 0;1,...,N$, причем N – время отработки ОЗ.

Тогда управление может быть выражено с помощью следующего соотношения:

$$\{P_1(t), P_2(t), P_3(t), P_4(t)\} \tag{4}$$

В каждый момент времени t состояние ОЗ характеризуется в соответствии с [2] 4-мя фазовыми координатами: x_1, x_2, x_3, x_4, то есть точкой X пространства E^4. Таким образом, каждый момент времени t фазовое состояние $X(t)$ имеет 4 координаты.

Применительно к подсистемам ОЗ, их состояние характеризуется наборами фазовых координат:

- подсистема «Атмосфера ОЗ»: $a_1, a_2,...,a_l$;
- подсистема «Приконтурная область»: $b_1, b_2,...,b_k$;
- подсистема «Технологическое оборудование»: $c_1, c_2,...,c_m$;
- подсистема «Обслуживающий персонал»: $d_1, d_2,...,d_q$.

Таким образом, в каждый момент времени t состояние каждой из подсистем ОЗ характеризуется соответственно наборами l,k,m,q координат (параметров).

Тогда, окончательно, для любого момента времени фазовые состояния подсистем ОЗ могут быть аналитически описаны следующим образом:

$$\begin{aligned} &P_1(t) = f_1\{a(t)\} = \{a_1(t), a_2(t),...,a_l(t)\}; \; P_2(t) = f_2\{b(t)\} = \{b_1(t), b_2(t),...,b_k(t)\}, \\ &P_3(t) = f_3\{c(t)\} = \{c_1(t), c_2(t),...,c_m(t)\}; \; P_4(t) = f_4\{d(t)\} = \{d_1(t), d_2(t),...,d_q(t)\}, \end{aligned} \tag{5}$$

где $f_1,....,f_4$ – некоторые функции; $a_i(t),....,d_i(t)$ – функции изменения параметров состояния подсистем ОЗ (например, концентрация метана в шахтной атмосфере или давление эмульсии в стойках механизированной крепи).

Для каждой из подсистем ОЗ последовательность $\{a(0), a(1),...,a(t),...;b(0), b(1),...b(t),...;c(0),c(1),...c(t),...;d(0),d(1),...,d(t),...;\}$ является траекторией ее движения. Начальное состояние $\{a(0);b(0);c(0);d(0)\}$ должно быть задано. Это состояние ОЗ – до начала отработки лавы, после проведения разрезной печи, установки и монтажа механизированного комплекса и всего остального технологического оборудования.

Выражение (5) с учетом условия (1) может быть переписано в ином виде:

$$\begin{cases} 0 < P_1(t) = \{a(t)\} = f_1\{a_1(t), a_2(t), ..., a_l(t)\} \le 1, \\ 0 < P_2(t) = \{b(t)\} = f_2\{b_1(t), b_2(t), ..., b_k(t)\} \le 1, \\ 0 < P_3(t) = \{c(t)\} = f_3\{c_1(t), c_2(t), ..., c_m(t)\} \le 1, \\ 0 < P_4(t) = \{d(t)\} = f_4\{d_1(t), d_2(t), ..., d_q(t)\} \le 1 \end{cases} \quad (6)$$

Дальнейшее развитие (эволюция) ОЗ однозначно определено, если существует управление $P_1(t),...,P_4(t)$, задаваемое с помощью соотношений:

$$P_1(t) = f_{1t}[P_1(t-1), P_1(t)]; \; P_2(t) = f_{2t}[P_2(t-1), P_2(t)], \quad (7)$$
$$P_3(t) = f_{3t}[P_3(t-1), P_3(t)]; \; P_4(t) = f_{4t}[P_4(t-1), P_4(t)].$$

$$J = \sum_{i=1}^{4} P_i(t) \quad (8)$$

где f_{it} – вектор-функция. Таким образом, задача оптимального управления ОЗ заключается в том, чтобы зная его начальное состояние $\{P_1(0), P_2(0), P_3(0), P_4(0)\}$, выбрать такое допустимое управление $\{P_1(t), P_2(t), P_3(t), P_4(t)\}$, которое придаст функционалу (8) максимальное значение.

Более корректно, соотношение (8) имеет следующий вид:

$$\begin{cases} J_1 = \sum_{i=1}^{l} a_i(t), \\ J_2 = \sum_{j=1}^{k} b_j(t), \\ J_3 = \sum_{g=1}^{m} c_g(t), \\ J_4 = \sum_{h=1}^{q} d_h(t). \end{cases} \quad (9)$$

Рассмотрим стационарный процесс, который, пользуясь результатами работы [3], который разобьем на $n = \dfrac{t}{\Delta t}$ интервалов, где t продолжительность процесса; Δt – длительность интервала. Обозначим P_1 – вероятность не превышения процессом уровня x за время Δt. Тогда можно записать следующее приближенное выражение:

$$P_x(t) \approx P_1^n;$$

Для оценки вероятности P_1 используем оценку [4]:

$$P_x(t) \ge P_0 - N_x(t), \text{ при } t \le P_0[N_x(t)]^{-1}, \quad (10)$$

где P_0 – вероятность не превышения заданного уровня в начальный момент времени.

$$N_x(t) = \int_0^t n_x(\tau) d\tau,$$

где $n_x(\tau)$ – среднее число выбросов в единицу времени за уровень x.

Тогда:

$$P_x(t) = \left(F_x - n_x \Delta t\right)^{t/\Delta t};$$

где F_x – функция распределения величины x.

Положив $\Delta t = 1$, получим:

$$P_x(t) = \left(F_x - n_x \Delta t\right)^t. \qquad (11)$$

Для стационарного процесса выражение (11) может быть переписано в виде:

$$P_x(t) = \exp\left[t \ln\left(F_x - n_x\right)\right]. \qquad (12)$$

Для нестационарного процесса:

$$P_x(t) = \exp\left\{\int_0^t \ln\left[F_x(\tau) - n_x(\tau)\right] d\tau\right\}; \qquad (13)$$

При обосновании этих зависимостей не делалось никаких предположений о законе распределения ординаты процесса и его длительности. Поэтому выражение (13) можно использовать для произвольного процесса любой длительности, что удовлетворяет условиям функционирования ОЗ.

Таким образом, условия (1) и (6) являются условиями оптимального соотношения между надежностью и эффективностью функционирования ОЗ.

Вывод. Получены аналитические выражения, позволяющие выбирать оптимальное соотношение между безопасным и наиболее эффективным режимами эксплуатации ОЗ.

Список литературы

1. Поцелуев А.В. Статистический анализ и синтез сложных динамических систем / Поцелуев А.В. – М.: Машиностроение, 1984. – 208 с.

2. Мещанинов С.К. Научные основы обеспечения надежности функционирования очистных забоев шахт Украины: [монография] / Мещанинов С.К. – Днепропетровск: РИК НГУ, 2005. – 230 с.

3. Червоный А.А. Надежность сложных систем / Червоный А.А., Лукъященко В.И. – [2-е изд, перераб. и доп.] – М.: Машиностроение, 1976. – 288 с.

4. Переверзев Е.С. Модели накопления повреждений в задачах долговечности / Переверзев Е.С. – К.: Наук. думка, 1995. – 360 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Роєнком А.М.
Надійшла до редакції 28.10.10

УДК 622.625.5

© А.В. Денищенко, П.А. Дьячков, О.О. Юрченко,
О.В. Аксенова, А.Г. Васюк

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ШАХТНЫХ КАНАТНЫХ ДОРОГ НА ШАХТЕ “ ПАВЛОГРАДСКАЯ ”

Узагальнений досвід експлуатації канатних надґрунтових доріг на шахті “Павлоградська” і перспективи їх подальшого застосування для транспорту гірничої маси, матеріалів і людей при проведенні гірничих виробок. Визначені чинники, що впливають на довговічність тягових канатів і канатоведучих шківів, запропоновані технічні рішення, що дозволяють істотно підвищити їх надійність в складних гірничо-геологічних умовах.

Обобщен опыт эксплуатации канатных напочвенных дорог на шахте “Павлоградская” и перспективы их дальнейшего применения для транспорта горной массы, материалов и людей при проведении горных выработок. Определены факторы, влияющие на долговечность тяговых канатов и канатоведущих шкивов, предложены технические решения, позволяющие существенно повысить их надежность в сложных горно-геологических условиях.

Experience of exploitation of rope roads is generalized on the “Pavlogradskaya mine” and prospects of their further application for the transport of mass, materials and people during conducting of the making. Factors influencing on longevity of hauling ropes and pulleys are certain, technical solutions allowing substantially to promote their reliability in difficult geological terms are offered.

С точки зрения экономической целесообразности одним из основных, требований к горнопроходческим транспортным установкам [1] является соблюдение полной преемственности транспорта горной массы и вспомогательного транспорта при проходке и последующей эксплуатации выработки, то есть использование при проходке таких видов транспортных средств, которые в дальнейшем остаются в выработке на весь срок ее службы.

Вторым, не менее важным, требованием является совмещение в одной установке функций транспорта горной массы, вспомогательных материалов и людей.

Широко применяемая в нашей стране погоризонтная подготовка шахтного поля и система разработки длинными столбами по восстанию и падению создают необходимость проведения большого количества подготовительных выработок по пластам. Угол наклона выработок при этом находится в пределах ± 10˚, причем он может изменять знак в пределах одной выработки. Длина проводимых выработок обусловлена условиями проветривания, достигнутым уровнем транспортных систем, размерами шахтных полей по падению и другими причинами и составляет 1500...2000 м.

Внедрение на шахте “ Павлоградская ” канатных напочвенных дорог (далее ДКН) в качестве единого транспортного средства, совмещающего транспорт горной массы и материалов, позволило существенно повысить скорость проведения выработок и безопасность работ на транспорте [2]. Здесь продолжается эксплуатация дороги ДКНП – 1,6, имеющей сложную трассу в плане и профиле протяженностью 3360 метров [3].

В настоящее время на шахте работают 16 дорог, общая длина которых достигла 37 тыс. метров, и для их качественного обслуживания создан специальный участок.

Канатные дороги типа ДКНУ1 и ДКН2, установленные в восточном откаточном квершлаге пластов C_5 – C_8 и наклонном вентиляционном квершлаге, также отличаются сложной трассой в плане (рис.1) и значительным грузопотоком, а угол наклона этих выработок достигает 12^0 и 8^0, соответственно. При их эксплуатации были выявлены некоторые недостатки, основным из которых является малый срок службы тягового каната и стальной футеровки канатоведущего шкива (два и шесть месяцев соответственно). Частая их замена влечет за собой снижение производительности и увеличение расходов на транспортирование.

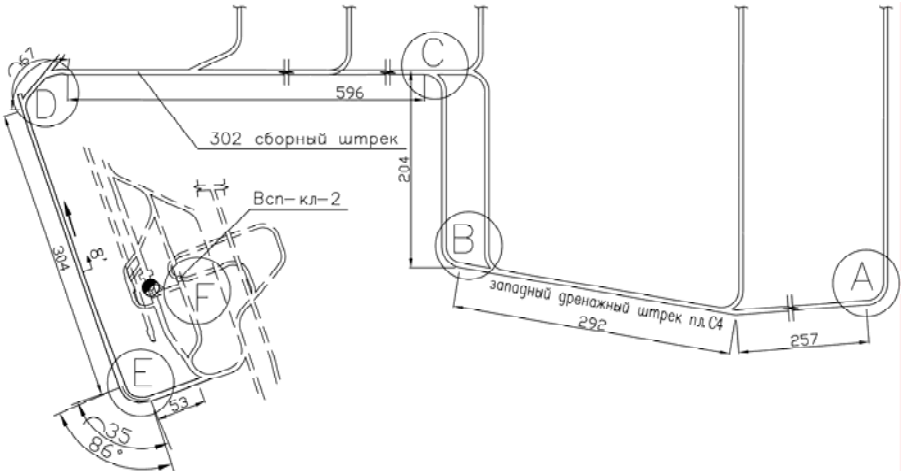


Рис.1. План трассы канатной напочвенной дороги(A,B,C,D,E – поворотные пункты)

Долговечность каната зависит от целого ряда факторов[4], к основным из которых относятся: тип свивки каната, частота и направление перегибов, отношение диаметра блока к диаметру каната, усилие натяжения каната, угол обхвата блока канатом.

Низкий срок службы тяговых канатов ДКН и канатоведущих шкивов обусловлен помимо высоких контактных и изгибных напряжений повышенным износом вследствие межвиткового трения на параболическом шкиве трения.

Цель работы – повышение долговечности тяговых канатов ДКН путем уменьшения изгибных и контактных напряжений в них, а также исключения межвиткового трения на приводном шкиве.

В конкретных горно-геологических условиях эксплуатации дороги затруднительно, а часто и невозможно уменьшить частоту и направление перегибов каната, а также отношение диаметра блока к диаметру каната, поэтому более перспективными, на наш взгляд, следует считать снижение усилий натяжения каната и угла обхвата им блока.

Усилие натяжения каната складывается из сил сопротивления движению его по роликам и блокам, сил сопротивления движению подвижного состава по рельсовым направляющим и составляющей силы тяжести натяжного груза.

Поскольку, снижение массы состава ведет к уменьшению производительности установки этот путь снижения сил сопротивления движению нельзя считать перспективным. Вопросам исследования сил сопротивления движению каната и буксировочной тележки ДКН посвящены работы [5,6], в которых приведены значения коэффициентов сопротивления движению, определенные экспериментально в условиях эксплуатации. Однако существенно уменьшить эти силы из-за конструктивных особенностей узлов и влияния внешних факторов не представляется возможным.

Сейчас масса натяжного груза ДКН согласно инструкции по эксплуатации определяется по графикам, учитывающим угол наклона выработки (наибольший и средневзвешенный), массу состава, коэффициент трения и угол обхвата каната на шкиве. Такой подход дает близкий к реальному значению результат при относительно" спокойной " трассе, когда угол ее наклона изменяется незначительно. В противном случае масса натяжного груза оказывается завышенной, что приводит к неоправданному увеличению статических и динамических усилий в канате и снижению его долговечности. Выход из этой ситуации видится нами в расчете каждой кокретной ДКН со своей трассой по специальной компьютерной прогамме. Такой подход позволил в случае с шахтой " Павлоградская " существенно (до $30^{0}/_{0}$) снизить усилия в канате и повысить его долговечность.

В литературных источниках [7,8] приводятся различные значения критического угла перегиба каната на ролике, ниже которого изгибные напряжения в нем не оказывают влияния на долговечность. Эти значения, в среднем, составляют $3^0 \ldots 5^0$, однако в условиях шахты выдержать их часто затруднительно (рис.2).

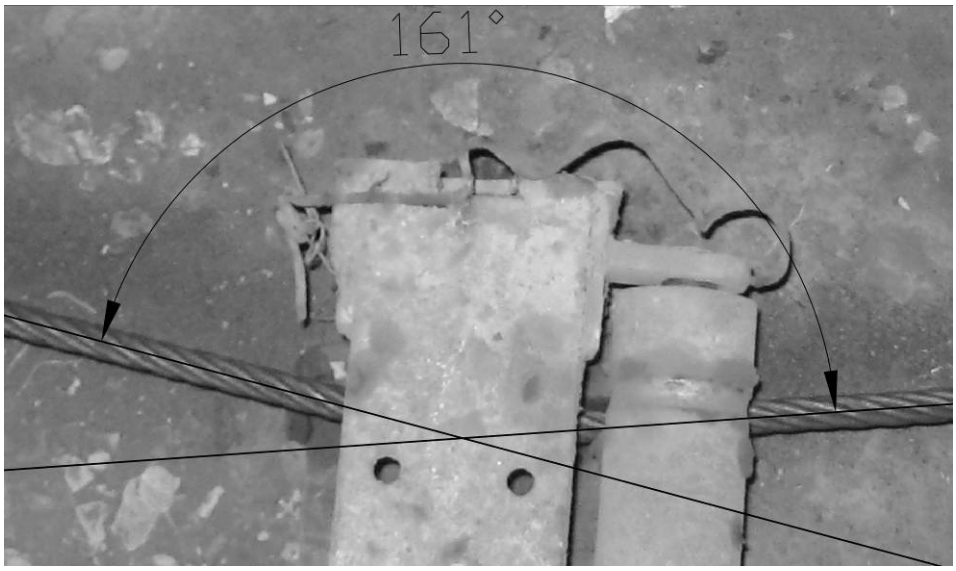


Рис.2. Изгиб тягового каната на ролике

Тем не менее в каждом конкретном случае необходимо стремиться, чтобы угол перегиба каната на ролике (блоке) был как можно меньше.

На рис.3 представлена рекомендованная НГУ схема расположения направляющих устройств в восточном откаточном квершлаге пластов C_5 – C_8. При такой конфигурации выработки и параметрах дороги угол перегиба каната не превысил 6^0.

Эффективным способом повышения долговечности каната и приводного шкива представляется использование однообхватного желобчатого шкива со сменной футеровкой, имеющей высокий коэффициент трения.

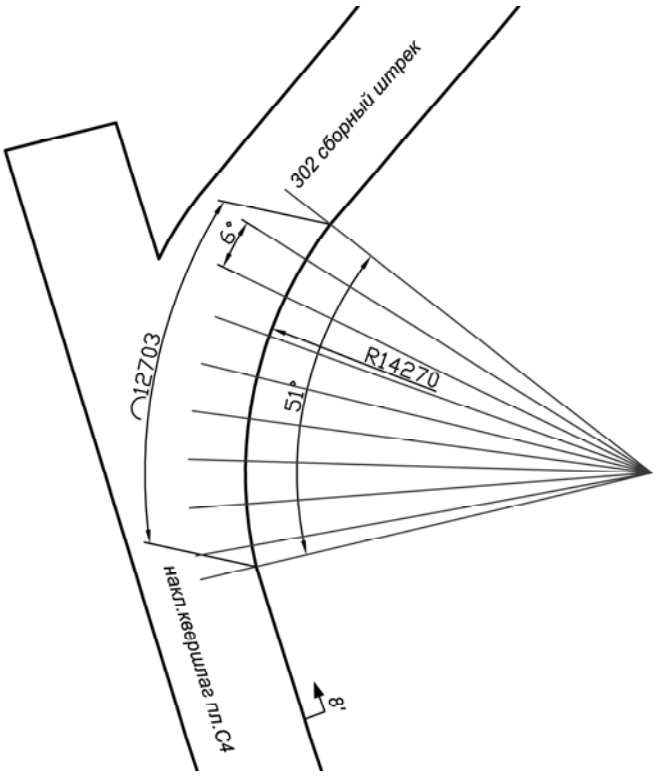


Рис.3. Схема расстановки направляющих устройств на поворотном пункте

Для футеровки канатоведущих и направляющих шкивов используется резина, полиуретаны и композиты. Наряду с высокой износоустойчивостью полиуретаны, обладая способностью сохранять высокую эластичность при высоких значениях модуля упругости и твердости до 99 единиц по Шору, могут выдерживать нагрузки, существенно выше допустимых для резин. Однако, стоимость полиуретанов в 2-3 раза выше по сравнению с резиной, что сдерживает их широкое применение. В последние годы на подъемных машинах со шкивами трения используется фрикционная футеровка Бекорит со следующими параметрами: минимальный коэффициент трения – 0,25; допустимое давление – 3мПа; твердость по Шору – 55 единиц. Расчеты показывают, что ее можно использовать в конструкциях канатных напочвенных дорог с тяговым усилием до 40 кН.

На кафедре транспортных систем и технологий НГУ разработаны, изготовлены и испытаны конструкции футеровки приводного шкива трения канат-

ной напочвенной дороги [9], представляющие собой разъемные конструкции со сменными вкладышами (рис.4).

а б

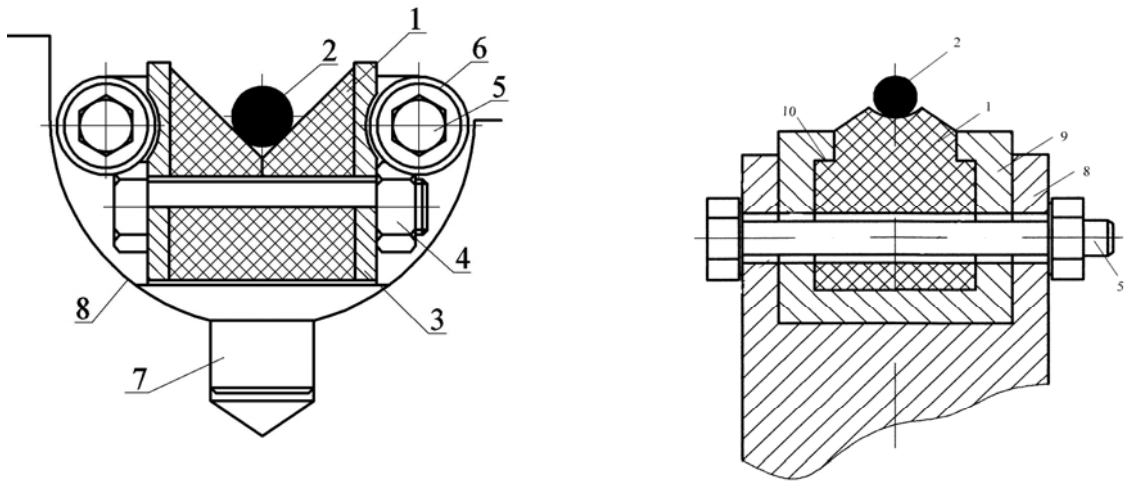


Рис.4. Приводной шкив трения с футеровкой(а – из резины; б – из материала Бекорит):1 - футеровка; 2 - канат; 3 - боковина; 4 - гайка; 5 - болт; 6 – проушина; 7 - шпонка; 8 – шкив; 9 – обойма; 10 – буртик

Варьирование усилия предварительного сжатия резиновой футеровки с целью изменения ее напряженного состояния обеспечивается стяжными болтами. Футеровка изготовлена из протекторной резины (ДСТУ 5513-75). Для взаимодействия с канатом предназначена поверхность беговой дорожки протектора. Величина деформации от предварительного бокового сжатия составляет 20 мм. В результате выполненных экспериментальных исследований получены следующие значения коэффициента трения для резиновой футеровки(в скобках указаны минимальные значения):смазанный канат– 0,388 ± 0,036 (0,352); сухой канат – 0,444 ± 0,026 (0,418); канат в породной грязи – 0,381 ± 0,024 (0,357).

На основании анализа полученных результатов можно сделать следующие выводы:

- применение в качестве футеровочного материала резины позволяет существенно повысить коэффициент трения пары “канат-шкив” и сохранить тяговый фактор приводного многообхватного шкива при его замене на футерованный однообхватный;
- создание в материале футеровки предварительного напряженного состояния сжатия препятствует ее разрушению и позволяет производить замену футеровки через 1,5-2 месяца эксплуатации;
- отказ от многообхватного параболического шкива трения существенно улучшает условия работы каната за счет исключения межвиткового трения, поперечного сползания каната и снижения контактных напряжений, что в комплексе с другими решениями ведет к увеличению его долговечности.

Таким образом, повышение долговечности тяговых канатов ДКН в условиях эксплуатации возможно, прежде всего, за счет рационального выбора массы натяжного груза путем расчета по компьютерной программе и места уста-

новки направляющих устройств по трассе дороги. Реализация этих решений на шахте “ Павлоградская ” позволила без дополнительных финансовых затрат увеличить срок службы канатов в 2,5 раза и сэкономить более 300 тыс. гривень в год.

Дальнейшие исследования планируется проводить в направлении опытной эксплуатации однообхватных приводных шкивов, оснащенных сменной футеровкой из современных фрикционных материалов.

Список литературы

1. Основные положения по проектированию подземного транспорта для новых и действующих шахт. – М.: ИГД им. А.А.Скочинского, 1986. – 355 с.

2. Денищенко А.В. Технология горнопроходческих работ с использованием канатных напочвенных дорог / А.В.Денищенко, С.В.Федоренко, Г.П. Сидоренко // Уголь Украины. – 1991. – №7. – С.44-46.– библиогр.: с. 46.

3. Ширин Л.Н.. Канатные напочвенные дороги при отработке засбросовой части шахты «Павлоградская» / Л.Н. Ширин, А.В. Денищенко , П.П. Корж , А.В. Мухин //Уголь Украины. – 2006. – №1. – С.18-21.– библиогр.: с. 21.

4. Колосов Л.В. Прогнозируемая долговечность шахтных подъемных канатов при больших глубинах подъема / Л.В. Колосов , В.Е.Артюхова , В.В. Джур // Горный журнал. Известия вузов. – 1990. – №7. – С. 26-30.– библиогр.: с. 30.

5. Денищенко А.В.Определение коэффициентов сопротивления движению подвижного состава и каната напочвенной дороги / А.В. Денищенко //Подъемно-транспортная техника. – 2007. – №4. – с. 65 – 72. – библиогр.: с. 72.

6. Денищенко А.В.Сопротивление движению буксировочной тележки напочвенной дороги / А.В.Денищенко // Збірник наукових праць Національного гірничого університету. – 2007. – № 29. – с.79 – 83.–библиогр.: с. 83.

7.Дукельский А.И. Подвесные канатные дороги и кабельные краны/ А.И. Дукельский.– М.: Машиностроение, 1966. – 397с. – библиогр.: с. 395-396.

8. Бекерский В.И. Применение канатов на судах и в портах./ В.И. Бекерский.–М.: Транспорт, 1986. – 152 с. – библиогр.: с.150-151.

9. Денищенко О.В.Патент України на корисну модель № 31089. Шків тертя. Автори: О.В.Денищенко, О.М.Коптовець. Заявлено 27.11.2007. Опубліковано 25.03.2008.Заявник і патентовласник – Національний гірничий університет. – 4с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Самусею В.І.
Надійшла до редакції 20.10.2010

УДК 622.271

© А.М. Маевский, В.В. Летучий

ЭКОЛОГО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА СПОСОБОВ ВСКРЫТИЯ ПОЛОГИХ МЕСТОРОЖДЕНИЙ

Изложено решение важной научно-технической проблемы, заключающейся в разработке методических принципов эколого-технологической и экономической оценки способов вскрытия пологих месторождений.

Викладено рішення важливої науково-технічної проблеми, яка полягає в розробці методичних принципів еколого-технологічної й економічної оцінки способів розкриття пологих родовищ.

The decision of the important scientific and technical problem consisting in working out of methodical principles of an ekological-technological and economic estimation of flat deposits opening ways is stated.

Введение. Общеизвестным является факт, что разработка месторождений полезных ископаемых негативно влияет на окружающую среду (ОС). Традиционно экология и технология открытых горных работ (ОГР) рассматриваются как отдельные науки. При этом оценка воздействий на ОС со стороны ОГР обычно производится непосредственно в период активной эксплуатации карьера или после окончания горных работ [1].

Оценка последствий производства ОГР при эксплуатации месторождения, а также после его отработки, безусловно, необходимы. Однако более важным является разработка методических принципов количественной и качественной оценки технологии ОГР на стадии проектирования или реконструкции карьеров, что позволило бы прогнозировать воздействие ОГР на ОС и учитывать его при экономической оценке различных вариантов технологических схем открытой разработки месторождений.

Постановка задачи. В качестве главных параметров вскрытия месторождения, определяющих выбор той или иной технологической схемы приняты:

1) объем горно-капитальных работ по проходке вскрывающих выработок ($V_{гкр}$);

2) средневзвешенное расстояние транспортирования полезного ископаемого от добычного горизонта до ПП ($l_{тр}$);

3) коэффициент экологичности технологической схемы вскрытия месторождения ($К_{с.в}$).

Основной проблемой в эколого-технологической оценке технологических схем вскрытия пологих месторождений является выбор и определения их экологичности по указанному коэффициенту.

Ранее выполненными исследованиями [2] обосновано и рекомендовано определять показатель $К_{с.в}$ по формуле:

$$К_{с.в.} = \left(К^{к}_{с.в.} + К^{р}_{с.в.} + К^{в}_{с.в.}\right) \cdot 100 \text{ , \%} \qquad (1)$$

где $К_{с.в}{}^{к}$, $К_{с.в}{}^{р}$, $К_{с.в}{}^{в}$ – соответственно, экологический показатель технологической схемы проведения капитальной, разрезной и выездной траншеи.

Как показал анализ горнотехнической литературы [1], большинство исследований при экологической оценке нарушений ОС в качестве причинного фактора используют такие обширные понятия как «открытые горные работы», «технология ОГР» или «открытый способ разработки». При этом не раскрывается более глубокая причинная взаимосвязь между отдельными составляющими (компонентами) технологии открытых горных работ и объектами на которые они воздействуют, а также происходящими нарушениями ОС.

Качественная оценка степени влияния технологии ОГР на окружающую среду [2] свидетельствует, что технологию ОГР следует разделять на отдельные ее составляющие, что позволяет более четко определить влияние каждой из них. Так способ вскрытия месторождения включает ряд технологических схем,

которые отличаются параметрами капитальной, выездной (горизонтальной) и остаточной разрезной траншей.

Выбор рациональной технологической схемы вскрытия месторождения с определенной степенью экологических последствий может быть произведен по соответствующему критерию – показателю экологичности.

Для сравнительной оценки степени нарушений земной поверхности непосредственно открытыми горными выработками предлагается следующий подход.

Как известно, основным объектом ОГР является месторождение полезного ископаемого (карьерное поле), для разработки которого выделяется горный отвод. Степень первоначальной, так и остаточной (после отработки месторождения) нарушенности земной поверхности, заключенной в горном отводе определяется прежде всего способом вскрытия месторождения, технологической схемой подготовки карьерного поля и направлением развития фронта горных работ. Это объясняется расположением и, соответственно, параметрами первоначальной и остаточной разрезных траншей, а также выездной горизонтальной траншеи. Таким образом основным экологическим показателем или степенью экологичности схем подготовки карьерного поля и направления развития фронта горных работ следует считать соотношение общей площади остаточных выработанных пространств и площади горного отвода.

При сравнении или экологическом обосновании различных технологических схем вскрытия месторождения следует раздельно оценивать схемы проведения капитальной, разрезной и выездной горизонтальной траншей, поскольку они отличаются своими параметрами, их различной зависимостью от горно-геологических факторов. Кроме того, площадь земной поверхности, занимаемая капитальной траншеей, относится к земельному отводу, а площадь двух других траншей – к горному отводу.

Результаты работы. Результаты выполненных исследований по экологической оценке технологических схем вскрытия горизонтальных месторождений показывают, что с увеличением мощности вскрыши может быть целесообразным применение способа вскрытия наклонными внутренними общими траншеями (съездами). С целью подтверждения такого вывода выполнена сравнительная эколого-экономическая оценка следующих технологических схем вскрытия:

I - внешними общими траншеями (базовый вариант);

II - внутренними общими стационарными траншеями (съездами):

а) перегрузочный пункт (ПП) расположен вблизи устья внешней капитальной траншеи;

б) ПП расположен по середине между устьями внутреннего наклонного съезда (l_n) и внешней траншеи (схема I).

III - внутренними общими полустационарными траншеями (съездами):

а) ПП расположен стационарно с левого фланга карьерного поля, а съезды переустраиваются по мере продвигания фронта горных работ;

б) ПП переносится соответственно с переустройством съездов.

Расчеты производились, для всех указанных схем вскрытия. В качестве примера для схемы IIа приведены в табл. 1 и на рис 1, 2, 3.

Таблица 1

Объемы горно-капитальных работ при вскрытии месторождения (схема IIа)

$H_в$, м	Форма трассы на нерабочем борту карьера											
	Простая форма трассы (ПФТ)						Сложная форма трассы (СФТ)					
	$l_д$, м	$S_{в.т}$, м^2	$l_{п.к}^{ср}$, млн. м^3	$V_{п.к}$, млн. м^3	$V_{р.б}$, млн. м^3	$V_{гкр}$, млн. м^3	$l_д$, м	$S_{в.т}$, м^2	$l_{п.к}^{ср}$, млн. м^3	$V_{п.к}$, млн. м^3	$V_{р.б}$, млн. м^3	$V_{гкр}$, млн. м^3
35	550	2170	592	1,29	0,23	1,50	684	2170	642	1,39	0,22	1,61
70	1050	8295	1143	9,94	0,86	10,40	786	8295	693	5,75	0,99	6,74
105	1550	18640	1695	31,70	1,87	33,60	890	18640	745	13,89	1,85	15,74
140	2050	31200	2246	70,20	3,28	73,50	992	31200	796	24,84	2,81	27,65

где $l_д$ – длина первоначального котлована, м;

$S_{в.т}$, - площадь сечения выездной траншеи, м^2;

$l_{п.к}^{ср}$ – средняя длина первоначального котлована, м;

$V_{п.к}$ – объем первоначального котлована, м^3;

$V_{р.б.}$ – объем вскрышных пород, извлекаемых при строительстве съездов, м^3;

$V_{гкр}$ – объем горно-капитальных работ, м^3.

Как видно из табл. 1, с увеличением мощности вскрыши $H_в$ величина $V_{гкр}$ резко возрастает. Так при увеличении $H_в$ в 2 раза (с 35 м до 70 м) объем горно-капитальных работ увеличивается в 3 и 4 раза, соответственно для схем вскрытия внешними стационарными траншеями.

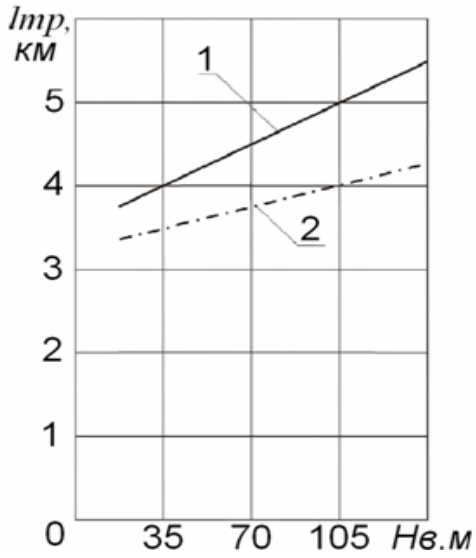


Рис. 1. Зависимость внутрикарьерного расстояния транспортирования полезного ископаемого от мощности вскрыши.
1 - схема I; 2 - схема IIа

Наименьшие объемы $V_{гкр}$ соответствуют схеме вскрытия месторождения внешними траншеями, наибольшее – при вскрытии внутренними траншеями с простой формой трассы движения транспортных средств, что объясняется значительно большими размерами первоначального котлована (см. табл. 1).

Как уже было сказано ранее, вторым важным технологическим параметром, определяющим выбор рациональной схемы вскрытия, является средневзвешенное расстояние транспортирования полезного ископаемого. Результаты выполненных расчетов по установлению этого параметра приведены на рис.1.

Как видно из рис. 1 технологические схемы вскрытия внутренними траншеями имеют преимущество по сравнению со вскрытием внешними траншеями за счет значительно меньшего расстояния транспортирования полезного ископаемого. С увеличением мощности вскрыши внутрикарьерное расстояние транспортирования $l_{тр}$ возрастает за счет подъема по борту выездной (горизонтальной) траншеи, т.е. за счет наклонного участка трассы.

На рис. 2 приведены графики зависимостей показателя экологичности способов вскрытия от мощности вскрыши $K_{с.в.}$=f($H_в$) для рассматриваемых схем.

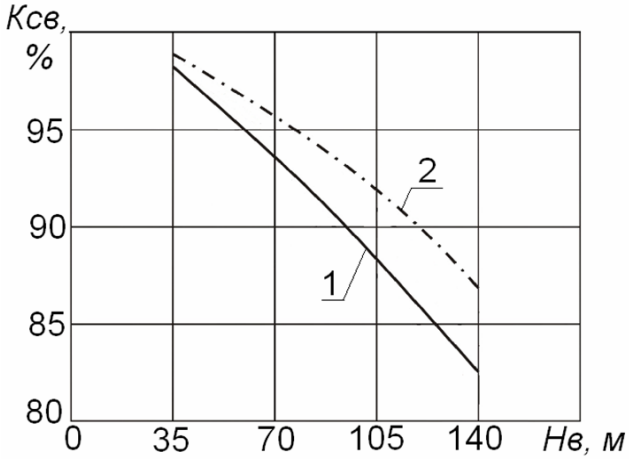


Рис. 2. Графики зависимости показателя экологичности схем вскрытия месторождения от мощности вскрыши.
1 - схема I; 2 - схема IIа.

Как видно из рис. 2 способ вскрытия внутренними стационарными траншеями (сх. IIа) характеризуется большим показателем экологичности по сравнению со вскрытием внешними траншеями.

Таким образом сравнительная оценка схем вскрытия месторождения по технологическим ($V_{гкр}$ и $l_{тр}$) и экологическому ($K_{с.в}$) параметрам показывает, что при вскрытии внутренними траншеями (съездами) достигается меньшее внутрикарьерное расстояние транспортирования полезного ископаемого и меньшая величина ущерба от нарушения ОГР земной поверхности. Вместе с тем, объем горнокапитальных работ при этом способе вскрытия значительно больше, чем при вскрытии внешними траншеями. Следовательно, кроме технологической оценки схем вскрытия месторождения, необходимо произвести и экономическую оценку. В качестве обобщающего показателя, определяющего выбор той или иной технологической схемы вскрытия месторождения приняты суммарные эксплуатационные затраты на вскрытие месторождения, включающие затраты на производство горно-капитальных работ, транспортирование полезного ископаемого от забоев до перегрузочного пункта, а также величину ущерба от нарушения земной поверхности, т.е.:

$$\sum З_{с.в} = З_{гкр} + З_{тр} + У \text{, грн/год,} \quad (2)$$

где

$$З_{гкр} = C_{гкр}\left(V_{р.б} + V_{п.к} \cdot K_{гкр}\right)/T_{э} \text{, грн/год,} \quad (3)$$

$$З_{тр} = C_{тр} \cdot l_{тр} \cdot Q_{к} \text{, грн/год,} \quad (4)$$

где $З_{с.в}$ – суммарные эксплуатационные затраты на вскрытие месторождения, грн/год;

$З_{гкр}$ – затраты на производство горно-капитальных работ, грн/год;

$З_{тр}$ – затраты на транспортирование полезного ископаемого от забоев до перегрузочного пункта, грн/год;

$У$ – ущерб от нарушения земной поверхности, грн/год;

$C_{гкр}$ – стоимость 1 м^3 производства горно-капитальных работ при вскрытии месторождения, грн/м^3;

$K_{гкр}$ – коэффициент, учитывающий увеличение стоимости производства горно-капитальных работ при поведении вскрывающих выработок, $K_{гкр}$=0,2-0,25 [3].

$C_{тр}$ – стоимость транспортирования 1 т полезного ископаемого, грн/км;

На рис. На рис. 3 приведены графики зависимости $\sum З_{с.в}$=f($H_в$) для технологических схем I и IIа (соответственно сплошная и штрихпунктирная линии) при условии, что ПП расположен вблизи устья выездной капитальной траншеи. Как видно из приведенных графиков способ вскрытия внутренними траншеями эффективен с определенной величины мощности вскрыши $H_в$.

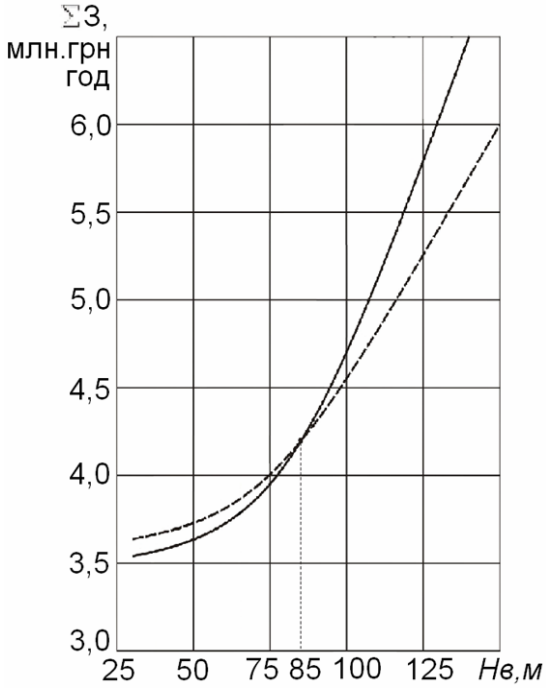


Рис. 3. Графики зависимости суммарных эксплуатационных затрат на вскрытие месторождения от мощности вскрыши при вскрытии месторождения внешними (сплошная линия) и внутренними (штриховая линия) стационарными траншеями

Выводы. Результаты выполненных исследований по эколого-технологической и экономической оценке способов вскрытия пологих месторождений показывают, что с увеличением мощности вскрыши и, соответственно, глубины карьера эффективным является применение технологических схем вскрытия наклонными внутренними общими траншеями (съездами) как стационарными, так и полустационарными.

Такую оценку следует производить на стадии проектирования карьеров, при их реконструкции, а также при доработке месторождений, что позволит производить выбор технологических схем вскрытия месторождения, схем подготовки карьерного поля, а также выбора направления развития фронта горных работ, обеспечивающих снижение степени техногенного воздействия на окружающую среду.

Список литературы

1. Барсуков М.И. Барсуков И.М. Охрана земель при открытой разработке месторождений. – Киев: Техніка, 1987. – 150 с.

2. Гуменик І.Л., Панасенко А.И., Летучий В.В. Выбор и обоснование экологических показателей оценки технологических схем подготовки и вскрытия карьерного поля. г. Кременчуг, КТУ апрель 2006 г.

3. Барсуков М.И. Повышение эффективности поточной технологии на карьерах с мягкими породами. – Киев: Наукова думка, 1984. – 232 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Собком Б.Ю.
Надійшла до редакції 01.10.10

УДК 622.831.312: 622.268.6

© И.Н. Слащев

ПРОГНОЗ УСТОЙЧИВОСТИ СИСТЕМ КОМБИНИРОВАННОГО ПОДДЕРЖАНИЯ ПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ ВЫРАБОТОК В СЛОЖНЫХ ГОРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ ГЛУБОКИХ ШАХТ

В статье представлены методологические аспекты прогноза устойчивости систем комбинированного поддержания подготовительных выработок на основе установленных закономерностей изменения напряженно-деформированного состояния породного массива при поэтапном вовлечении элементов данной системы в охранную конструкцию.

В статті представлені методологічні аспекти прогнозу стійкості систем комбінованого підтримання підготовчих виробок на основі встановлених закономірностей зміни напружено-деформованого стану породного масиву при поетапному залученні елементів даної системи в охоронну конструкцію.

The article presents the methodological aspects of prediction of stability of systems combined support of development workings on the basis of the obtained regularities of stress-strain state of rock massif at stage-by-stage involving of elements of this system in the support construction.

Актуальность. За последние десять лет средняя скорость подвигания очистных забоев выросла в 1,7 раза, объемы проведения подготовительных выработок, напротив, сократились более чем в 1,5 раза, при этом 30 % из них еже-

годно перекрепляется. На шахтах поддерживается более 700 км горных выработок, 70 % из которых находятся в условиях неустойчивых пород и больших глубин разработки. В качестве основных средств поддержания традиционно используются металлоемкие дорогостоящие податливые рамные крепи, несущая способность которых исчерпала свои возможности. Несмотря на определенные успехи в области разработки и внедрения новых видов крепей и методов механики горных пород, затраты средств, труда и материалов на крепление и поддержание горных выработок не уменьшились. Это связано, прежде всего, с повышением интенсивности горных работ и глубины разработки до 1000 м и более. Горнодобывающие предприятия столкнулись с дополнительными проблемами, вызванными увеличением проявлений горного давления в очистных и подготовительных выработках в условиях залегания угольных пластов в структурно-неоднородных породах средней и слабой прочности, разрушающихся впереди очистных и подготовительных забоев. По технологическим причинам подавляющее большинство подготовительных выработок приходится поддерживать в обстановке высокого горного и газового давлений, что требует новых подходов к обеспечению их устойчивости системами комбинированного поддержания. Рост технико-экономических показателей в области крепления и поддержания сдерживается сложностью и изменчивостью горно-геологических условий, нарушением технологии изготовления крепи и крепления, недостаточным вниманием к вопросам обеспечения геомеханического мониторинга и прогноза устойчивости горных выработок.

Цель исследований. Повысить эффективность и безопасность горных работ в сложных горно-геологических условиях отработки угольных пластов путем совершенствования методологии прогноза устойчивости системы «крепь-породный массив» под влиянием очистных работ при поддержании горных выработок комбинированными системами крепления и охраны в газонасыщенном сложно-структурном слоистом породном массиве.

Институт геотехнической механики НАН Украины с целью методического и технического обеспечения «Стратегии развития топливно-энергетического комплекса Украины до 2030 года» и программы «Украинский уголь» осуществляет научно-техническую поддержку предприятий угольной промышленности, которая заключается в разработке, техническом и технологическом сопровождении на производстве ряда фундаментальных и прикладных научных программ, в частности касающихся: внедрения геофизического и инструментального мониторинга свойств и состояния породного массива; анкерных и комбинированных систем поддержания горных выработок. Разработан ряд методических, технологических и технических рекомендаций по безопасному и эффективному поддержанию подготовительных выработок в сложных горно-геологических условиях [1, 2]. Вместе с тем, разработка новых способов комбинированного поддержания подготовительных выработок, технических и технологических решений обеспечения их устойчивости под влиянием очистных работ требуют более детального изучения взаимодействий в системе охранных конструкций с трещиноватыми структурно-неоднородными породами, создания адекватных геомеханических моделей и программно-технических средств, учи-

тывающих многообразие специфичных для больших глубин факторов, пренебрежение которыми приводит к ошибкам при определении проявлений горного давления и неизбежным экономическим потерям.

Для прогноза напряженно-деформированного состояния (НДС) породного массива и определения параметров эффективного применения техники и технологии добычи угля на больших глубинах предложена математическая модель, позволяющая на основе расчета возможных направлений площадок скольжения и разрыва связей в элементах модели определять ориентацию систем доминирующей техногенной трещиноватости с учетом естественных структурных дефектов, слоистости, изменения прочностных свойств пород, влияния очистных работ и тектонических напряжений. На базе математической модели разработан современный вычислительный комплекс «ГЕО-РС» (версии 1-6), обеспечивающий геомеханические расчеты с учетом разупрочнения и скольжения слоев пород. Он состоит из специализированных компьютерных программ, которые включают обширную базу данных физико-механических свойств горных пород для различных горно-геологических условий отработки угольных пластов и позволяют значительно повысить качество решений широкого спектра геомеханических задач. Данное программное обеспечение соответствует, а в некоторых аспектах превышает лучшие мировые аналоги, и реализует широко апробированный экспериментально-аналитический метод [3] в основу которого положены комплексные экспериментальные исследования физико-механических свойств пород, в том числе при объемном сжатии [4], с учетом особенностей деформационных процессов в трещиноватом газонасыщенном породном массиве. Метод оценки устойчивости подземных сооружений базируется на результатах дискретных аналитических расчетов НДС массива имитационным моделированием предельных и запредельных состояний горных пород методом конечных элементов (МКЭ) с применением технологии компьютерного анализа модифицированным методом Ньютона-Рафсона, установлении взаимосвязи результатов с данными оперативного шахтного геофизического мониторинга (рис. 1). Такой подход позволяет оценить напряженное состояние породного массива в упругопластической постановке задачи с учетом остаточной прочности горных пород, что наиболее точно соответствует их фактическому деформированию.

Как известно, комбинированные системы поддержания включают: современные средства рамно-анкерного крепления; штрековые крепи усиления; литые полосы из быстротвердеющих материалов и другие средства сдерживания смещений консоли основной кровли (обрезные и управляемо деформируемые конструкции), обладающие различной несущей способностью и режимами работы при нагружении.

Сущность предложенной концепции эффективного поддержания подготовительных выработок в условиях применения систем комбинированного поддержания состоит в снижении разрушающего действия горного давления на крепь путем использования эффекта поэтапного вовлечения породного массива в охранную конструкцию, несущая способность и режим работы которой, благодаря применению элементов крепления с различными параметрами нагруже-

ния и деформирования, соответствуют ожидаемым смещениям и нагрузкам на различных временных этапах взаимодействия системы «крепь-породный массив». При этом основополагающей задачей является определение достоверных параметров геомеханического поля напряжений и деформаций в окрестности горных выработок, на базе которых отрабатываются параметры систем поддержания горных выработок.

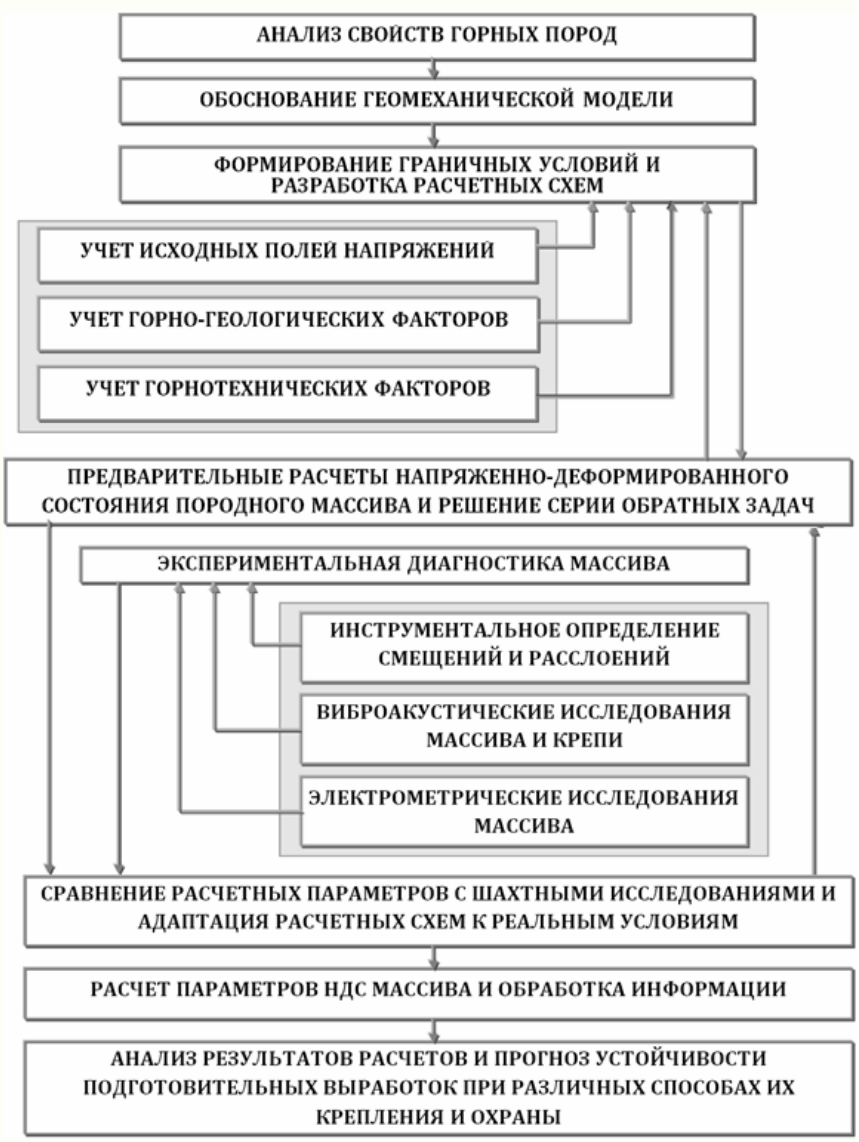


Рис. 1. Структурная схема определения параметров напряженно-деформированного состояния структурно-неоднородного породного массива

Важным компонентом обеспечения функциональной надежности способов управления состоянием газонасыщенного массива является соответствие силовых воздействий массива и деформационных характеристик элементов охранных конструкций на всех этапах эксплуатации выработки. Следует отдельно остановиться на адаптации результатов численного анализа к реальным условиям деформирования, которая проводится за счет схематизации и внедрения в геомеханическую модель большинства параметров, определяемых эксперимен-

тальными исследованиями и присущими конкретному массиву. Эти параметры могут быть получены инструментальными и геофизическими измерениями проявлений горного давления в горных выработках с привлечением данных экспериментов по: геодинамической активности породного массива, расширению трещиноватых зон во времени, определению расположения границ зон дезинтеграции массива, смещениям контура обнажений, конвергенциям кровли-почвы и боков выработок. Важно подчеркнуть, что при рассмотрении деформационных процессов определяются изменения НДС породного массива во времени и учитывается фактор его избыточной газонасыщенности. В результате аналитических расчетов определяются значения и ориентация векторов главных напряжений, узловые смещения и силы. Эти параметры являются базовыми, так как они непосредственно рассчитываются имитационными процедурами МКЭ и лежат в основе получения интегральных характеристик породного массива, основанных на законах механики горных пород (табл. 1).

Исследования состояния выработок и окружающего массива проводились учеными ИГТМ НАН Украины в течение ряда лет в условиях комбинированного рамно-анкерного поддержания подготовительных выработок на АП «Шахта им. А.Ф. Засядько» [5]. Выполнен комплекс исследований инструментальными, лабораторными и аналитическими методами. В состав шахтных экспериментов были включены: визуальные обследования выработок с выявлением участков повышенных деформаций, определение смещений кровли-почвы контурными реперами и засечками на рамах арочной крепи по длине выработок, исследования трещиноватости массива глубинными реперными станциями, виброакустический контроль пучения пород почвы выработок и нагрузок на крепь. Лабораторными методами определялись упругие и прочностные свойства пород.

Очевидно, что одним из управляемых факторов, влияющих на устойчивость подготовительных выработок, является прочность пород, которая может быть увеличена техническими способами (возведением анкерной крепи, замораживанием, силикатизацией, цементацией, тампонажем закрепного пространства, глубинным упрочнением и др.), многие из которых в настоящее время активно применяются в горной промышленности как самостоятельно, так и в комбинации с другими видами крепей. При использовании таких способов повышения устойчивости предусматривается создание вокруг выработки породной зоны повышенной прочности, которая полностью или частично воспринимает нагрузку от сил горного давления. Это приводит к изменению общей картины напряжений и напряжений в зоне упрочнения.

Рассмотрим изменения НДС породного массива в системе комбинированного поддержания штреков на горизонтах 1100-1300 м. Подготовительные выработки на границе с выработанным пространством ранее отработанной лавы крепятся рамными и рамно-анкерными системами поддержания, в том числе в комбинации с литой полосой из быстротвердеющих материалов. Литая полоса различных типов устанавливается на разных участках выработок с комбинацией отдельных блоков $^{1,5\times1,5}$ м и клетей из отходов спецпрофиля через 3 м по длине выработки и заливкой вяжущим раствором свободных полостей.

Таблица 1

Систематизация информативных параметров оценки НДС массива

Информативный параметр	Обозначение	Практическое использование параметров и оценок напряженно-деформированного состояния массива
Максимальные главные напряжения	σ_1	Количественная оценка напряженности и разгрузки массива. Определение дислокаций повышенных нагрузок и их изменение во времени и пространстве.
Изменения значений σ_1	$\sigma_1^{j+1} - \sigma_1^j$	Оценка технических и технологических решений. Оценка изменения напряжений во времени.
Интенсивность изменения σ_1	$\frac{\partial \sigma_1}{\partial t}$	Оценка скорости нарастания (убывания) напряжений. Определение потенциально опасных областей массива
Минимальные главные напряжения	σ_3	Численная оценка минимального напряжения. Определение расположения зон разгрузки.
Девиаторная часть тензора напряжений	$\sigma_1 - \sigma_3$	Оценка нарушенности массива по критерию Сен-Венана и технических решений.
Направление σ_1	α_{xy}	Оценка направлений максимального горного давления.
Интенсивность изменения направлений σ_1	$\frac{\partial \alpha_{xy}}{\partial t}$	Оценка степени воздействия горных работ на породный массив. Оценка принятых технических решений.
Касательное напряжение	τ_{xy}	Численные значения тангенциальных напряжений. Оценка по критерию Кулона-Мора.
Угол наклона площадок сдвига	$\beta_{1,2}$	Оценка ориентации площадок сдвига и магистральных трещин с учетом естественных структурных дефектов.
Деформация по осям x, y	ε_x, ε_y	Оценка деформаций участков породного массива.
Наклон вектора максимальных деформаций	γ_ε	Определение направлений наибольшего растяжения и сжатия.
Смещения узлов по осям x, y	u_x, u_y	Оценка смещений контура выработок и исследуемых участков массива.
Полные смещения	u	Оценка смещений и конвергенции контура выработок.
Узловые силы по осям x, y	F_x, F_y	Оценка сил, действующих в массиве, средствах крепления и охраны выработок.
Тип разрушения	ps	Оценка объемов ненарушенного массива, зон неупругих деформаций (ЗНД), разрывных нарушений.
Площадь ЗНД	$S_{знд}$	Оценка разрушений массива и устойчивости выработок
Изменения $S_{знд}$	$S_{знд}^{j+1} - S_{знд}^j$	Оценка разрушений массива за промежуток времени.
Площадь разрывных нарушений	S_p	Оценка величины зон обрушения и степени разрыхления пород в массиве.
Изменение площадей элементов	$\Delta S_{эл}$	Оценка степени сжатия (растяжения) участков массива, изменения порового пространства и трещиноватости.
Энергия деформирования	$E_{деф}$	Оценка энергетического баланса массива и степени его опасности к внезапным проявлениям горного давления.

Роль анкерования в данной системе поддержания оценена путем сравнения деформационных процессов вокруг выработки, зон неупругих деформаций (ЗНД) и смещений ее контура. Сначала проанализировано НДС вокруг выработки, закрепленной только податливой арочной крепью и та же выработка с комбинированным рамно-анкерным креплением. Расчетами установлено, что

влияние анкерования на устойчивость кровли выработки заключается в функции упрочнения ближней от контура зоны породного массива. Без анкерования ЗНД распространяется на контур выработки, вызывая отделение крупных блоков со значительными смещениями кровли. Вместе с тем, в случае установки анкеров непосредственно в подготовительном забое, ЗНД в кровле образуется только локально, ее разрушения не происходит. Это связано с тем, что упрочненные породы воспринимают на себя часть нагрузки, при этом состояние почвы выработки улучшается.

С целью исследования влияния параметров литой полосы на устойчивость выработок, проведен анализ НДС массива после установки литой полосы и ее постепенного нагружения при длительном установившемся деформационном процессе. Моделирование проведено для условий возведения литой полосы с максимально допустимыми смещениями кровли в месте ее установки. Исследованы податливые и жесткие литые полосы с прочностью от 10 МПа до 60 МПа.

Перед установкой литой полосы в предварительно разгруженной части массива происходит разуплотнение пород. Это вызывает оседание породной консоли и развитие ЗНД в кровле над выработкой, величина которой зависит от времени установки литой полосы после обнажения. Технологический процесс возведения литой полосы активизирует смещения кровли породного массива. Поэтому возведение литой полосы следует проводить с минимальным интервалом времени после обнажения, а технология ее возведения должна предусматривать создание предварительного распора после извлечения угля, исключение динамических воздействий в местах сопряжения со штреками, обязательного контакта литой полосы с кровлей, параллельного контроля установленного в выработке анкерного крепления.

После возведения литой полосы напряжения в кровле постепенно восстанавливаются. В зоне опорного давления величина напряжений увеличивается до 140 МПа. Перераспределение напряжений приводит к передаче части нагрузки на арочную и анкерные крепи. В результате чего нагрузка на крепь становится более равномерной по длине выработки. Суммарные смещения кровли и почвы хорошо согласуются с величиной измеренной в шахте конвергенции.
Максимальные концентрации главных сжимающих напряжений наблюдаются в боку и кровле выработки со стороны угольного пласта, в кровле над блоками литой полосы (рис. 2). Максимумы главных напряжений расположены на расстояниях до 3-5 м от контура выработки с неравномерными локализациями по ее периметру. При наборе прочности литой полосы до 30 МПа, действующие в материале полосы напряжения возрастают до 50 МПа, что приводит к частичному разрушению ее краевой части, прилегающей к выработке.

Применение жестких охранных конструкций (рис. 2, б) приводит к увеличению максимальных главных напряжений в кровле над ними, которые при глубине разработки 1100-1300 м достигают 130-170 МПа. Передача нагрузки через жесткие охранные конструкции отрицательно сказывается на устойчивости почвы, которая даже при незначительной потере прочности, например при увлажнении, может интенсивно деформироваться в выработку. Разрушение почвы происходит на глубину до 4 м, что приводит к вовлечению дополнительного объема пород в процесс пучения, которое преобладает со стороны отработанной лавы.

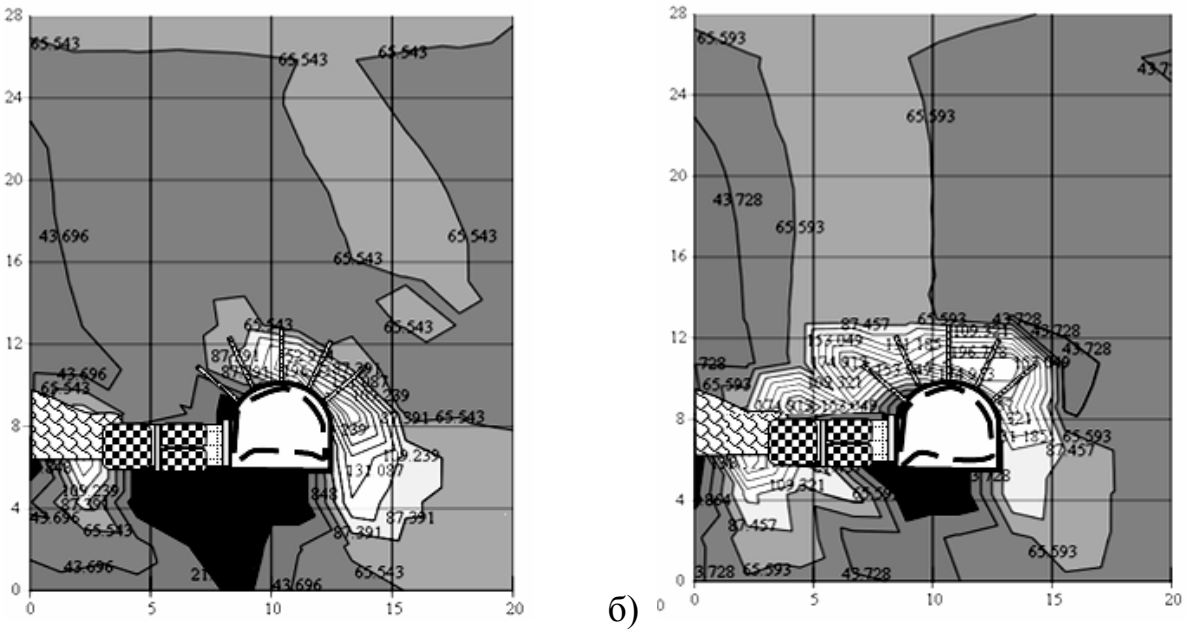


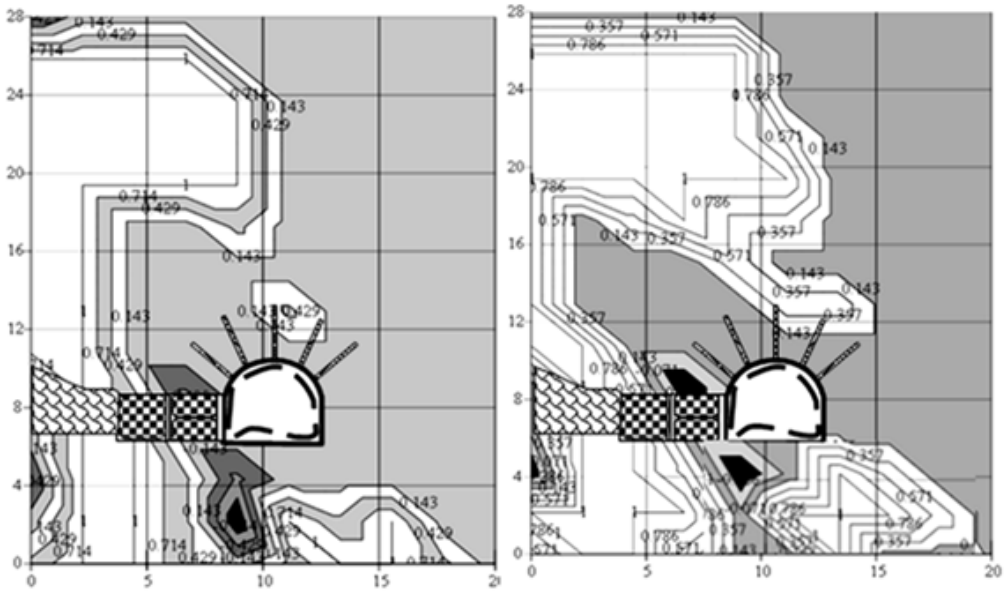
Рис. 2. Влияние элементов комбинированного способа поддержания на распределение главных сжимающих напряжений в массиве: а – с податливой литой полосой; б – с жестким отпором литой полосы.

Интенсивность разрушений определена по площади зон разрывных нарушений (8-16 %) и зон неупругих деформаций (18-30 %, рис. 3), а также смещениям контура выработки. В активной стадии деформирования, когда литая полоса воспринимает до 80 % нагрузки, ЗНД развивается в кровле и расширяется в сторону выработки. Сдвижения консоли основной кровли над выработанным пространством происходят от края литой полосы. Деформации почвы выработки претерпевают качественные изменения. Если до установки литой полосы пучение преобладает со стороны отработанной лавы, то после ее установки, разрушения охватывают и противоположную часть штрека, зоны повышенной трещиноватости углубляются.

Из анализа результатов исследований следует, что интенсивность развития и распространенность ЗНД зависит от способности литой полосы воспринимать нагрузку зависающей консоли основной кровли в активной стадии деформационного процесса, поэтому устойчивость выработки в значительной мере определяется прочностью и скоростью схватывания материала литой полосы.

Данные численных экспериментов сопоставлялись с результатами определения границ зон повышенной трещиноватости виброакустическим профилированием и расслоений кровли подготовительных выработок глубинными реперными станциями.

Интерпретация данных виброакустики проведена по критическим значениям резонансных частот однородных нормальных волн, возникающих при ударном воздействии на массив с использованием прибора ИСК-1Ш. Установлено, что глубина границы повышенной трещиноватости в почве штреков находится на глубинах 0,3-1,5 м, реже – до 2,5 м, что хорошо соответствует параметрам ЗНД определенным по данным моделирования.



а) б)

Рис. 3. Развитие зоны неупругих деформаций после возведения литой полосы: а – до 30-60 суток; б – до 200 суток, при 80% нагрузке литой полосы

Обобщены данные по расслоениям пород кровли пласта m_3, которые получены на 12 глубинных реперных станциях, установленных в 15 восточным вентиляционном и конвейерном штреках, 17 западном конвейерном штреке, 14 вспомогательном уклоне, вентиляционном ходке 17 западной лавы. Контролировалась трещиноватость кровли выработок, поддерживаемых рамно-анкерными системами крепления, на глубинах до 6-8 м.

Установлено, что после проведения выработки деформирование массива характеризуется периодами активных и установившихся сдвижений. В период активных сдвижений средняя скорость расширения трещин в кровле составляет 5-9 мм/сут, тогда как в период установившихся сдвижений 0,01 – 0,03 мм/сут. То есть за 50-60 суток происходит качественное изменение работы системы «крепь-массив». Зоны повышенной трещиноватости имеют выраженный блочный характер с изменяющейся величиной участков дезинтеграции, связанный со сложными структурными изменениями приконтурной заанкерованной на глубину до 2,4 м и более удаленной от контура выработки частей массива. Основное отличие деформаций в зоне анкерования от деформаций вышележащих пород заключается в том, что активный рост трещин в прилегающем к выработке массиве приостанавливается через один-два месяца и затем активизируется по границе закрепления анкеров. Рост трещин в вышележащем массиве замедляется. Такой эффект характерен при восприятии анкерами нагрузки от сил горного давления и формировании упрочненной породной конструкции. Величина расширения трещин в зоне анкерования в три-пять раз ниже, чем в вышележащих породах кровли. Установлена логарифмическая регрессионная модель изменения расширения трещин во времени для условий кровли пласта m_3 на глубинах 1100-1300 м (рис. 4), которая имеет вид:

$$\Delta u = 23{,}4 \ln t + 48{,}7 \text{, мм,} \quad [0 \div 240 \text{ дней; } R^2 = 0{,}66], \qquad (1)$$

где Δu – расширение трещин в приконтурной зоне массива, мм; t – время от обнажения кровли подготовительной выработки.

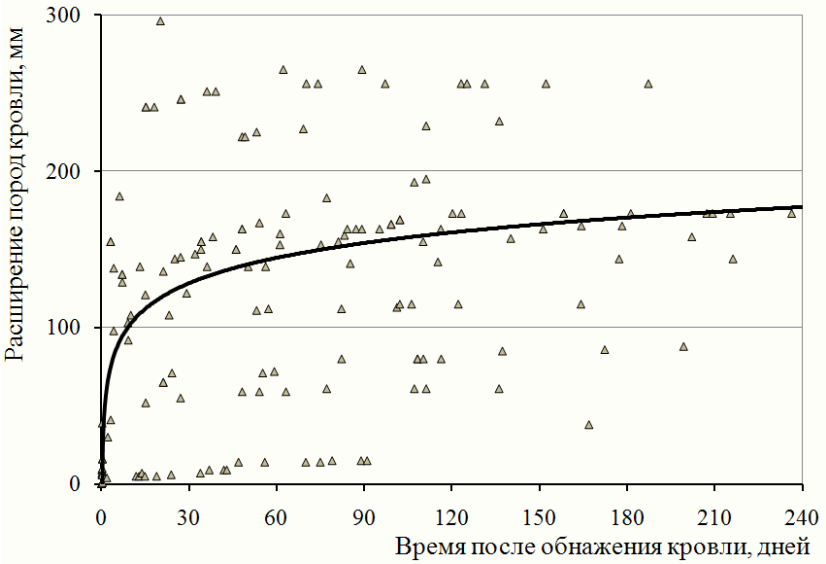


Рис. 4. Логарифмическая регрессионная модель роста трещин в кровле штреков пласта m_3 во времени по данным глубинных реперных станций

Инструментальные замеры показали, что проявления горного давления непостоянны по длине выработки и характеризуются незначительной зональностью. Общая тенденция увеличения конвергенции кровли-почвы прослеживается по мере удаления от проходческого забоя.

В связи с тем, что выработка представляет собой нагруженную систему, которая постоянно изменяется во времени за счет тесно связанных между собой технологических процессов сооружения, поддержания и эксплуатации, ЗНД в геомеханической модели совмещены с результирующими данными реперных станций на различных временных этапах деформационного процесса. Общая ширина зоны повышенной трещиноватости по экспериментальным графикам хорошо согласуется с результатами моделирования. Лучше всего согласуются параметры в боках и почве выработок, где формируется зона разрушения от сжимающих напряжений, а технологические факторы сказываются в меньшей степени.

Таким образом, экспериментальные и аналитические исследования позволили: раскрыть механизм разрушения приконтурного породного массива и установить закономерности изменения его напряженно-деформированного состояния при применении систем комбинированного поддержания подготовительных выработок в сложных горно-геологических условиях глубоких горизонтов угольной шахты, оценить взаимовлияние каждого из элементов данной системы при их поэтапном вовлечении в охранную конструкцию, обосновать необходимость осуществления текущего контроля напряженно-деформированного состояния породного массива на всех этапах деформационного процесса.

Список литературы

1. Булат, А. Ф. Управление геомеханическими процессами при отработке угольных пластов [Текст] / А. Ф. Булат, А. Т. Курносов. – К.: Наук. думка, 1987. – 200 с.

2. Анциферов, А.В. Геомеханічний моніторинг підземних геотехнічних систем : монографія [Текст] / А.В. Анциферов, С.І. Скіпочка, А.О. Яланський та ін. – Донецьк : Вид-во «Ноулідж», 2010. – 253 с.

3. Экспериментально-аналитический метод прогноза направлений и интенсивности газовых потоков [Текст] / А. Ф. Булат, С. А. Курносов, И. Н. Слащев и др. // Геотехническая механика. – Днепропетровск : ИГТМ НАНУ, 2005. – Вып. 59. – С. 10-21.

4. Виноградов, В.В. Геомеханика управления состоянием массива вблизи горных выработок [Текст] / В.В. Виноградов. – К.: Наук. думка, 1989. – 192 с.

5. Практический опыт повышения эффективности угледобычи и безопасности труда в сложных горно-геологических условиях [Текст] / И.Н. Слащев, С.А. Курносов, Е.А. Слащева и др. // Науковий вісник НГУ. – Дніпропетровськ: РВК НГУ, 2009. – № 11. – С. 20-25.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Голиньком В.І.
Надійшла до редакції 02.10.10

УДК 622.013.364.3

© В.О. Калініченко, О.Я. Хівренко, М.В. Перетятько

ПРОГНОЗУВАННЯ РІВНЯ ПОКАЗНИКІВ ВИЛУЧЕННЯ РУДИ МЕТОДОМ «МОНТЕ-КАРЛО»

В дослідженнях розглянута методика прогнозування рівня втрат та засмічення руди, обумовлених неточністю формування стелини-цілика над доставочними виробками, при розробці покладів системами підповерхового обвалення з торцевим випуском руди плоским похилим потоком, використовуючи метод «Монте-Карло».

В исследованиях рассмотрена методика прогнозирования уровня потерь и засорения руды, обусловленных неточностью формирования целика-потолочины над доставочными выработками, при разработке месторождений системами подэтажного обрушения с торцевым выпуском руды плоским наклонным потоком, используя метод «Монте-Карло».

The article is devoted to prediction technique «Monte Carlo» of ore losses and dilution, caused by inaccuracy of production drifts overhead pillar forming, under large-scale sublevel caving and ore drawing by flat inclined stream.

Вступ. Підприємство у сучасній ринковій економіці, функціонуючи як відкрита система, стає перед проблемою визначення впливу чинників зовнішнього середовища та адекватного впорядкування своє діяльності. Важливою передумовою ефективного використання обмежених виробничих ресурсів і досягнення високих кінцевих результатів є планування діяльності підприємства.

Одним з важливих розділів маркетингу гірничовидобувного підприємства є планування якості видобуваємої корисної копалини. Це дозволяє оперативно реагувати на динамічність і мінливість галузевої конкуренції, прогнозувати показники фінансової ефективності роботи підприємства та строки повернення кредитів, упевнено почувати себе на олігополістичному ринку мінеральної сировини.

Стан питання. Перехід від раніш використовуємих пасивних функцій контролю якості руди, виконуємого часто по принципу її придатності чи непридатності, до управління якістю, що включає активні функції встановлення, забезпечення і підтримки оптимального його рівня, можливий лише на базі вірогідно-статистичних методів роботи з вихідною, поточною і плануємою інформацією.

Математичні методи протягом десятиріч успішно застосовуються в фізиці, механіці, астрономії і інших науках. Вони широко розповсюджені, зокрема, в геології, гірничій справі і збагаченні, де доводиться мати справу з гігантськими потоками інформації. Однак використання цих методів стримувалося відсутністю ефективних засобів їх реалізації. З розвитком сучасних ЕВМ і персональних комп'ютерів з'являються широкі можливості застосування вірогідно-статистичних методів при управлінні якістю руди.

Мета роботи — розробити алгоритм прогнозування погіршення показників вилучення при системах підповерхового обвалення з торцевим випуском плоским похилим потоком, обумовлених неточністю формування відставання відробки цілика-стелини над доставочними виробками, використовуючи метод «Монте-Карло».

Основна частина. Конструкція системи розробки підповерхового обвалення з торцевим випуском руди плоским похилим потоком представлена на рис. 1.

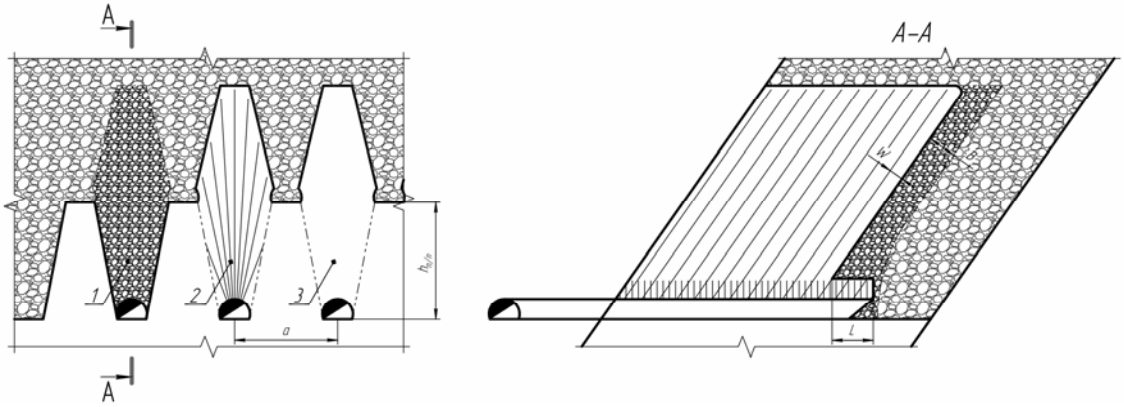


Рис. 1. Система підповерхового обвалення з відбійкою на затиснене середовище та випуском руди плоским похилим потоком:

1 – панель, що знаходиться на стадії відбійки, випуску та доставки корисної копалини;

2 – панель, що знаходиться на стадії бурових робіт;

3 – панель, що знаходиться на стадії підготовки

Технологічні операції ведуться у наступній послідовності. На початку відпрацювання панелі проводиться її відрізка від масиву порід лежачого боку будь-яким зі стандартних способів. Відбита руда випускається, формується затиснене середовище. Подальше відпрацювання панелі здійснюється на затиснене середовище у напрямку від лежачого до висячого боку, похилими шарами (з кутом нахилу рівним кутові падіння покладу), товщиною по 5–7 м (кратними лінії найменшого опору), шляхом підривання віял глибоких свердловин, вибурених з буро-доставочних ортів. При цьому, для приведення у відповідність то-

вщини похилого потоку, що створюється, товщині відбиваємого шару руди, шляхом підриванням штангових шпурів, вибурених з доставочних ортів на етапі їх проведення, регулюють відставання цілика-стелини над доставочними виробками на величину L, яка пов'язана з товщиною відбиваємого шару наступним виразом

$$B = \sqrt{1{,}466 \cdot L^2 \cdot \mathrm{tg}^2\alpha \cdot \left(1 - \varepsilon^2\right)} \cdot \sin\alpha \qquad (1)$$

де B – нормальна товщина відбиваємого шару, м;

L – величина відставання відробки стелини-цілика над доставочними виробками, м;

α – кут падіння відбиваємих шарів (кут падіння покладу), град.;

ε – ексцентриситет фігури випуску, дол. од.

Ексцентриситет може бути знайдений за виразом

$$\varepsilon = 0{,}000007 \cdot \left(\frac{L \cdot \mathrm{tg}\alpha}{m}\right)^3 - 0{,}00085 \cdot \left(\frac{L \cdot \mathrm{tg}\alpha}{m}\right)^2 + 0{,}029 \cdot \frac{L \cdot \mathrm{tg}\alpha}{m} + 0{,}6022 \qquad (2)$$

де m – глибина занурення робочого органу навантажувальної машини, м.

Як уже згадувалося, відставання відробки стелини-цілика над доставочними виробками регулюється за допомогою буровибухового способу, який не є досить точним. Цілком очевидно, що при утворенні фактичної величини відставання відробки стелини-цілика більше за розрахункову, товщина похилого потоку буде більшою за товщину відбитого шару руди і буде захоплювати частину пустої породи, що призведе до деякого підвищення рівня засмічення руди. В протилежному випадку, при утворенні фактичної величини відставання відробки стелини-цілика меншої за розрахункову, товщина похилого потоку буде меншою за товщину відбитого шару руди і спостерігатиметься деяке підвищення рівня втрат корисної копалини.

На величину похибки формування відставання відробки стелини-цілика впливає безліч випадкових і слабко залежних факторів, кожен з яких грає в загальному підсумку незначну роль (відсутні домінуючі фактори), тому можна припустити, що ця величина цієї похибки підпорядковується нормальному закону розподілення Гаусса-Лапласа (рис. 2)

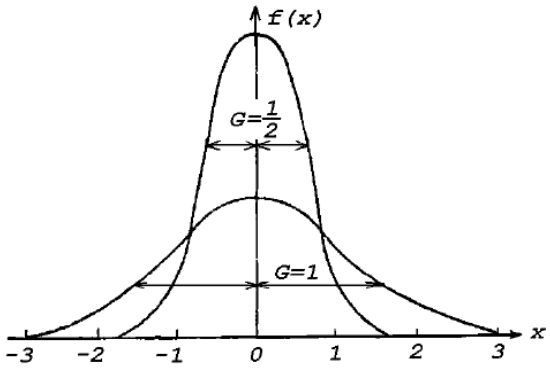


Рис. 2. Графіки щільності розподілення вірогідностей при різних значеннях ексцесу для нормального розподілення безперервної випадкової величини

$$f(x)=\frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}}e^{-\frac{[x-M(x)]^2}{2\sigma^2}}$$

де x – випадкова величина;

M(x) – математичне очікування або середнє арифметичне;

σ – середньоквадратичне відхилення.

Функція розподілення в цьому випадку визначиться як інтеграл щільності розподілення вірогідностей

$$F(x)=\frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}}\int_{-\infty}^{x}e^{-\frac{[x-M(x)]^2}{2\sigma^2}}dx$$

Очевидно, що похибка формування величини відставання відробки стелини-цілика знаходиться в межах лінії найменшого опору штангових шпурів, що використовуються для регулювання величини цього відставання, відповідно рівень ексцесу кривої розподілення вірогідності становитиме G=⅓ (величина похибки знаходиться в межах ЛНО шпурів з вірогідністю 99,73%).

Тоді використовуючи метод «Монте-Карло» за допомогою програмного пакету MathCAD змоделюємо погіршення показників вилучення руди в результаті похибки формування величини відставання відробки стелини-цілика (розрахунок ЛНО проводиться за методикою проф. Капленка Ю.П.) рис. 3.

Вихідні дані:

Коефіцієнт міцності руди за шкалою проф. Протод'яконова $f := 6$

Коефіцієнт неоднорідності масиву $k := 1$

Кут падіння покладу, град. $a := 55$

Діаметр глибоких свердловин, мм $d1 := 115$

Діаметр штангових шпурів, мм $d2 := 55$

Кількість відбиваємих віял свердловин за один вибух $n := 2$

Глибина занурення робочого органу навантажувальної машини, м $m := 1$

Розрахунок:

Коефіцієнт підриваємості гірської породи $C0 := 20 + 56\cdot\exp(-0.2\cdot f)$ $C0 = 36.867$

Лінія найменшого опору для свердловин, м $W1 := k\cdot C0\cdot\frac{d1}{1000}$ $W1 = 4.24$

Лінія найменшого опору для шпурів, м $W2 := k\cdot C0\cdot\frac{d2}{1000}$ $W2 = 2.028$

Товщина відбиваємого шару руди, м $Bp := W1\cdot n$ $Bp = 8.479$

Математичне очикування величини відставання відробки цілика-стелини, м

$L := 1$

$$L := \text{root}\left[-Bp + \sqrt{1.5\cdot L^2\cdot(\tan(a\cdot\text{deg}))^2}\cdot\left[1-\left[\left[\left[0.000007\cdot\left(\frac{L\cdot\tan(a\cdot\text{deg})}{m}\right)^3 \ldots + -0.00085\cdot\left(\frac{L\cdot\tan(a\cdot\text{deg})}{m}\right)^2 \ldots + 0.029\cdot\frac{L\cdot\tan(a\cdot\text{deg})}{m} + 0.6022\right]\right]\right]^2\right]\cdot\sin(a\cdot\text{deg}), L\right]$$

$L = 13.186$

Рис. 3. Програмний код виконання програми в MathCAD

Програма генерації середньоквадратичного відхилення відставання відробки цілика-стелини

$$\text{LNorm}(Z) := \left| \begin{array}{l} x \leftarrow 0 \\ \text{for } i \in 1..12 \\ \quad x \leftarrow x + \text{rnd}(1) \\ x \leftarrow x - 6 \\ \text{return } \frac{x}{3} \end{array} \right.$$

Середньовиважене відхилення відставання відробки цілика стелини, м

$$\text{Lf}(Z2) := W2 \cdot \text{LNorm}(Z2)$$

$$\text{Lss} := \left| \begin{array}{l} s \leftarrow 0 \\ \text{Count} \leftarrow 10^6 \\ \text{for } i \in 1..\text{Count} \\ \quad s \leftarrow s + \left|\text{Lf}(i)\right| \\ \text{return } \frac{s}{\text{Count}} \end{array} \right. \qquad \text{Lss} = 0.542$$

Середньовиважене відставання відробки цілика стелини, м

$$\text{LsZ} := L + \text{Lss} \qquad \text{LsZ} = 13.728$$

$$\text{LsV} := L - \text{Lss} \qquad \text{LsV} = 12.645$$

Середньовиважена товщина похилого потоку, м

$$\text{BsZ} := \sqrt{1.5 \cdot \text{LsZ}^2 \cdot (\tan(a \cdot \text{deg}))^2 \cdot \left[1 - \left[\left[0.000007 \cdot \left(\frac{\text{LsZ} \cdot \tan(a \cdot \text{deg})}{m}\right)^3 \ldots + -0.00085 \cdot \left(\frac{\text{LsZ} \cdot \tan(a \cdot \text{deg})}{m}\right)^2 \ldots + 0.029 \cdot \frac{\text{LsZ} \cdot \tan(a \cdot \text{deg})}{m} + 0.6022\right]\right]^2\right]} \cdot \sin(a \cdot \text{deg})$$

$$\text{BsZ} = 8.703$$

$$\text{BsV} := \sqrt{1.5 \cdot \text{LsV}^2 \cdot (\tan(a \cdot \text{deg}))^2 \cdot \left[1 - \left[\left[0.000007 \cdot \left(\frac{\text{LsV} \cdot \tan(a \cdot \text{deg})}{m}\right)^3 \ldots + -0.00085 \cdot \left(\frac{\text{LsV} \cdot \tan(a \cdot \text{deg})}{m}\right)^2 \ldots + 0.029 \cdot \frac{\text{LsV} \cdot \tan(a \cdot \text{deg})}{m} + 0.6022\right]\right]^2\right]} \cdot \sin(a \cdot \text{deg})$$

$$\text{BsV} = 8.263$$

Погіршення показників вилучення корисної копалини в окремих блоках, %

$$\text{VtratiB} := \left(1 - \frac{\text{BsV}}{\text{Bp}}\right) \cdot 100 \qquad \text{ZasmichennyaB} := \left(\frac{\text{BsZ} - \text{Bp}}{\text{BsZ}}\right) \cdot 100$$

$$\text{VtratiB} = 2.548 \qquad \text{ZasmichennyaB} = 2.567$$

Погіршення показників вилучення корисної копалини по руднику, %

$$\text{VtratiR} := \frac{\text{VtratiB}}{2} \qquad \text{ZasmichennyaR} := \frac{\text{ZasmichennyaB}}{2}$$

$$\text{VtratiR} = 1.274 \qquad \text{ZasmichennyaR} = 1.284$$

Продовження рис. 3.

Провівши аналогічні розрахунки для варіанту з відбійкою по одному віялу за вибух, погіршення показників вилучення по руднику склало: втрати — 4,852%, засмічення — 4,179%. Це пояснюється тим, що абсолютна величина похибки залежить лише від точності виконання БВР по формуванню величини відставання відробки стелини-цілика, а її відносна величина, при зменшенні товщини відбиваємого шару за один вибух, зростає, що і призводить до збільшення рівня втрат та засмічення.

Таким чином розроблений алгоритм дає змогу оперативно проводити планування виробництва, будувати середньо та короткострокові прогнози показників якості видобуваємої корисної копалини.

Список літератури

1. Планування діяльності підприємства: Навч. посіб. / За заг. ред. В.Є. Москалюка. – К.: КНЕУ, 2005. – 384 с.

2. Богуславский Э.И. Управление качеством руды: Учеб. пособие. – СПб: Санкт-Петербургский государственный горный институт (технический университет), 2002. – 78 с.

3. Смолич С.В., Смолич К.С. Решение горно-геологических задач методом «Монте-Карло»: Учеб. пособие. – Чита: ЧитГУ, 2004. – 103 с.

4. Кирьянов Д. Mathcad 13. – СПб: БХВ-Петербург, 2006. – 608 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Ширіним Л.Н.
Надійшла до редакції 15.10.10

УДК 622.625.28

© В.В. Процiв

ПЕРЕВІРКА АДЕКВАТНОСТІ ДИНАМІЧНОЇ МОДЕЛІ ПОЛОЖЕННЯМ КЛАСИЧНОЇ МЕХАНІКИ

Разработано систему из 10 тестов, позволяющих выполнить проверку динамической модели движения шахтного поезда, построенной на основе уравнений Лагранжа второго рода, на адекватность основным положениям классической механики. Проведено тестирование и представлены его результаты для модели тяжелого шарнирно-сочлененного локомотива Э10 в различных условиях торможения.

Розроблено систему із 10 тестів, що дозволяють виконати перевірку динамічної моделі руху шахтного потягу, побудованої на основі рівнянь Лагранжа другого роду, на адекватність основним положенням класичної механіки. Проведено тестування і представлені його результати для моделі важкого шарнірно-зчленованого локомотива Е10 в різних умовах гальмування.

The system is developed from 10 tests, allowing to execute verification of the dynamic model of motion of mine train, built on the basis of La Grange's equalization, on adequacy to the substantive provisions of classic mechanics. Testing is conducted and its results are represented for the model of the heavy joint-joined locomotive of E10 under various conditions braking.

Вступ. Використання шахтних важких шарнірно-зчленованих локомотивів вимагає ретельного аналізу їх можливостей при використанні на ділянках з важким профілем колії (до 50 ‰). Представляє інтерес прогнозування їх тягових і особливо гальмівних характеристик. Для точного урахування всіх можли-

вих чинників (колії та локомотива) складають динамічні моделі, побудовані найчастіше на основі рівнянь Лагранжа другого роду, що описують механічні системи з параметрами, що змінюються у просторі та часі [1, 2]. Проте, достовірної методики оцінки адекватності таких моделей поки не вироблено.

Метою цієї роботи є розробка методики перевірки подовжньої динамічної моделі шахтного локомотива, що рухається в режимі гальмування, на відповідність результатів її рішення положенням класичної механіки і створення для цього системи об'єктивних тестів.

Завданням роботи є перевірка адекватності подовжньої динамічної моделі (системи рівнянь Лагранжа другого роду, початкових умов і числових початкових даних) шарнірно-зчленованого локомотива Е10 основним законам класичної механіки (передусім законам Ньютона), оскільки будь-яка математична модель шахтного потягу (локомотив із вагонами на рейковій колії) повинна пройти тестування, що полягає в порівнянні результатів її розв'язання з результатами рішення рівнянь класичної механіки.

Виклад матеріалів дослідження. Порівнювати рішення рівнянь Лагранжа потрібно, наприклад, з рішенням векторних рівнянь другого закону Ньютона з урахуванням зміни швидкості руху потягу, що приймається у вигляді матеріальної точки. У загальному випадку така модель може бути представлена у вигляді вантажу, що рухається по похилій площині з кутом, тангенс якого дорівнює подовжньому ухилу колії, як це видно на рис. 1.

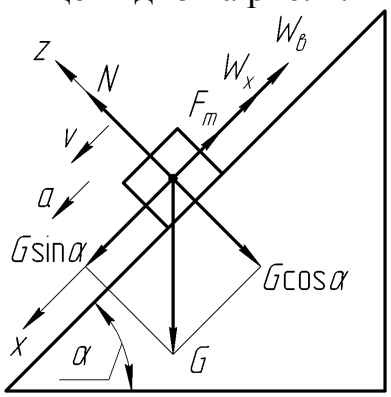


Рис. 1. Розрахункова схема руху потягу в режимі гальмування з позицій класичної механіки (як матеріальної точки)

Спроектувавши на осі z та x сили, що прикладені до потягу, який рухається вниз зі швидкістю v та прискоренням a, можна записати наступні рівняння

$$N - G\cos\alpha = 0; \quad G\sin\alpha - F_m - W_x - W_в = ma = \frac{G}{g_0}a,$$

де N – реакція рейки від сили тяжіння потягу, Н, визначається як сума нормальних реакцій рейок під локомотивом $N_л$ і складом вагонеток $N_в$, тобто

$$N = N_л + N_в \text{ оскільки } G = G_л + G_в;$$

$G,\ m$ – сила тяжіння і маса потягу, Н та кг;

$G_л,\ G_в$ – сила тяжіння локомотива і вагонеток відповідно, Н;

$F_m = f_0 N_л$ – гальмівні сили, що виникають в точках контакту доріжок катання рейок і коліс локомотива, Н;

f_0 – коефіцієнт тертя ковзання стали по сталі;

$W_x = f_л N_л$ – сила подовжнього пружного ковзання коліс локомотива в точці контакту з рейками, Н;

$f_л$ – коефіцієнт пружного ковзання коліс локомотива;

$W_в = w_в n_в = f_в N_в$ – сила подовжнього опору руху коліс вагонеток в точці контакту з рейками, Н;

$w_в$ – питомий опір руху коліс вагонетки, Н;

$n_в$ – кількість вагонеток в потягу, шт;

$f_в$ – коефіцієнт пружного ковзання коліс вагонеток;

g_0 – прискорення вільного падіння на рівні моря на широті України. Тому

$$a = \frac{g_0\left(G\sin\alpha - F - W_x - W_в\right)}{G} = \frac{g_0\left(G\sin\alpha - f_0 G_л\cos\alpha - f_л G_л\cos\alpha - f_в G_в\cos\alpha\ \right)}{G}.$$

Тоді умови прискореного руху можна записати як

$$G\sin\alpha - f_0 G_л\cos\alpha - f_л G_л\cos\alpha - f_в G_в\cos\alpha > 0,$$

або з деяким допущенням $\operatorname{tg}\alpha > f_0 + f_л + f_в$.

Але $\operatorname{tg}\alpha = i_p$, а $f_0 + f_л + f_в = \psi_п$, де $\psi_п$ – приведений коефіцієнт зчеплення коліс потягу з рейками.

Тобто, потяг рухатиметься по ухилу вниз з прискоренням тільки в тому випадку, якщо $i_p > \psi_п$ (величина ухилу більше значення приведеного коефіцієнта зчеплення потягу).

При цьому слід враховувати, що в класичній механіці сили діють з постійною величиною і направленням, тому такий режим можна вважати стаціонарним. У динамічних же моделях сили можуть змінюватися в значних межах і по величині, і по знаку, тому для тестування потрібно вибирати режими рухи, найбільш наближені до стаціонарних. Часто слід відсікати (не враховувати) періоди часу, коли в динамічній моделі відбуваються перехідні процеси, наприклад, при початку руху потягу або при його зупинці, а також при переході з рівномірного руху (з постійною швидкістю) в прискорений або сповільнений. Перехідні процеси виникають ще й тому, що додаток гальмівного моменту до коліс не відбувається миттєво, а розтягнуто в часі з-за наявності холостого ходу гальмівних пристроїв і трансмісії локомотива. Для підвищення точності обчислень шлях, що проходе поїзд в режимі, наближеному до стаціонарного, повинен

бути, по можливості, довше (не менше 10 м), а час руху якнайтриваліше (більше 20 с).

Тому прикладаючи гальмівний момент, що не призводить до заклинювання коліс, слід вибирати максимально низьке можливе його значення, оскільки амплітуда збурених коливань при цьому мінімальна. І навпаки, вибираючи гальмівний момент, який заблокує колеса локомотива, потрібно призначати максимальний (природно, реально можливий) момент. В цьому випадку коливання системи з накладеними зв'язками в гальмівних пристроях матимуть найменшу амплітуду. Для гальмівних задач звичайно визначають гальмівний шлях s при зупинці або уповільненні потягу, що рухається з початкової v_0 до кінцевої швидкості v (при зупинці вона дорівнює нулю), який знаходять з виразу

$$s = \frac{v^2 - v_0^2}{2g_0\left(\sin(-\alpha) - \psi_{\text{п}} \cos\alpha\right)}.$$

Тут знак плюс кута нахилу ділянки колії до горизонталі α відповідає підйому, а мінус – спуску. Приведений коефіцієнт зчеплення потягу [3] знаходять як

$$\psi_{\text{п}} = \frac{F_m + W_x + W_в}{\text{G}_л + G_в}.$$

У цій формулі використовуються гальмуючі сили (сума гальмівних сил на колесах локомотива і суми сил опору руху коліс локомотива і вагонеток), які беруть з рішення системи рівнянь динамічної моделі.

Враховуючи вищевикладене, можна сформулювати наступні основні тести для перевірки адекватності динамічної моделі руху потягу в режимі гальмування законам класичної механіки.

1. Рух в режимі збігу по ідеально прямій горизонтальній ділянці колії (без прикладання гальмівного моменту).

Потяг повинен зупинитися (уповільнення).

2. Рух в режимі гальмування по ідеально прямій горизонтальній ділянці колії (без блокування коліс).

Потяг повинен зупинитися (уповільнення).

3. Рух в режимі гальмування по ідеально прямій горизонтальній ділянці колії при гальмівному моменті, що перевищує максимально допустимий (з блокуванням коліс).

Потяг повинен зупинитися (уповільнення).

4. Рух вгору в режимі гальмування по ідеально прямій похилій ділянці колії (без блокування коліс).

Потяг повинен зупинитися (уповільнення).

5. Рух вгору в режимі гальмування по ідеально прямій похилій ділянці колії з прикладенням гальмівного моменту, що перевищує максимально допустимий (з блокуванням коліс).

Потяг повинен зупинитися (уповільнення).

6. Рух вниз в режимі гальмування по ідеально прямій похилій ділянці колії з ухилом меншим, ніж приведений коефіцієнт зчеплення потягу (без блокування коліс).

Потяг повинен зупинитися (уповільнення).

7. Рух вниз в режимі гальмування по ідеально прямій похилій ділянці колії з ухилом менше, ніж приведений коефіцієнт зчеплення потягу з прикладанням гальмівного моменту, що перевищує максимально допустимий (з повним або частковим блокуванням коліс).

Потяг повинен зупинитися (уповільнення).

8. Рух вниз в режимі гальмування по ідеально прямій похилій ділянці колії з ухилом більше, ніж приведений коефіцієнт зчеплення потягу (без блокування коліс).

Потяг не повинен зупинитися (прискорення)..

9. Рух вниз в режимі гальмування по ідеально прямій похилій ділянці колії з ухилом більше, ніж приведений коефіцієнт зчеплення потягу з прикладанням гальмівного моменту, що перевищує максимально допустимий (з блокуванням коліс).

Потяг не повинен зупинитися (прискорення).

10. Рух вниз в режимі гальмування по ідеально прямій похилій ділянці колії з ухилом, що дорівнює по модулю приведеному коефіцієнту зчеплення потягу з прикладанням гальмівного моменту, що створює рівність рушійних (сила скочення) та гальмуючих сил (гальмівні сили локомотива, сили опору руху локомотива і вагонеток) (без блокування коліс).

Потяг не повинен зупинитися (рівномірний рух). Збіг результатів не перевіряється.

Якщо з рухом по горизонталі або вгору все достатньо зрозуміло (потяг повинен обов'язково зупинитися на розрахунковому шляху), то при русі вниз в режимі гальмування можливі наступні варіанти (рис. 2).

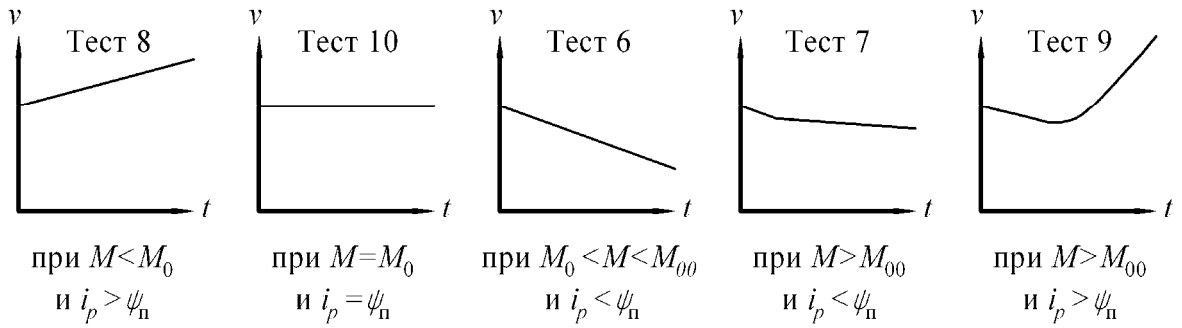


Рис. 2. Графіки залежності швидкості потягу від часу в тестах для руху вниз

Коли прикладений до коліс локомотива гальмівний момент M менший за деякий момент M_0 (моменту рівних рушійних і гальмуючих сил), та при цьому ухил колії буде більше приведеного коефіцієнта зчеплення потягу ($i_p>\psi_n$), то

швидкість потягу зростатиме і зупинки не відбудеться. Це відповідає результату, що отримано в тесті 8.

У випадку, якщо прикладений гальмівний момент дорівнює M_0 й $i_p>\psi_n$, то швидкість потягу залишиться постійною і зупинки не відбудеться. Такий результат відповідає одержуваному в тесті 10.

Якщо ж гальмівний момент буде більший, але менше максимально допустимого, вище за який настає часткове або повне блокування коліс локомотива, і при цьому ухил колії менше приведеного коефіцієнта зчеплення потягу ($i_p>\psi_n$), то швидкість потягу знижуватиметься аж до повної його зупинки (тест 6).

При перевищенні прикладеним гальмівним моментом величини, відповідної M_{00}, виникне часткове або повне блокування коліс, але через те, що ухил колії менше приведеного коефіцієнта зчеплення потягу ($i_p<\psi_n$), функція $\nu(t)$ зменшить кут нахилу (у момент часу, коли M зростаючи порівняється з M_{00}). Так поводиться залежність швидкості локомотива від часу в тесті 7. Потяг зупинитися, але на значно більшому гальмівному шляху, чим це буде в тесті 6.

У тесті 9, при перевищенні гальмівним моментом величини максимально допустимого ($M>M_{00}$) та $i_p>\psi_n$ виникне блокування коліс, яке приведе до зростання швидкості потягу, тому його зупинка не можлива.

Результати тестування динамічної моделі [1] шарнірно-зчленованого локомотива Е10 наведені табл. 1. Для прикладу на рис. 3 представлені характеристичні графіки шахтного потягу, що складається з локомотива та чотирьох вагонеток ВГ3,3, що рухаються вниз з початковою швидкістю 1 м/с по прямій ділянці колії з ухилом 30 ‰.

Таблиця 1

Тесты для проверки адекватности динамической модели положениям классической механики

Номер теста	Наименование	Коэффициент сцепления локомотива	Начальная скорость движения, м/с	Тормозной момент, Нм	Сила тяжести локомотива, Н	Сила тяжести вагонетки типа ВГ3,3, Н	Количество вагонеток, шт.	Приведенный коэффициент сцепления поезда	Сравнение коэффициента сцепления и уклона, заключение о возможности остановки при движении вниз	Уклон пути ("+" это подъем)	Тормозной путь из решения динамических уравнений, м	Тормозной путь из решения уравнений классической механики, м	Относительное расхождение (сходимость)	Расхождение, %
№		ψ_c	v_0	M	$G_л$	$G_в$	$n_в$	$\psi_п$	"возможна" >	i_p	$s_{динам}$	$s_{класс}$	$\frac{s_{динам}}{s_{класс}}$	Δ
1	Горизонтальный выбег	0,17	2,50	0	98 826	58 860	7	0,0056	>	0,0000	46,9469	47,0785	0,9972	0,28
2	Горизонтальное торможение без блокировки	0,17	5,00	1 200	98 826	58 860	7	0,0397	>	0,0000	14,.4012	14,4983	0,9933	0,67
3	Горизонтальное торможение с блокировкой	0,17	3,50	1 500	98 826	58 860	7	0,0242	>	0,0000	12,1162	12,1803	0,9947	0,53
4	Ввсрх торможснис бсз блокировки	0,17	5,00	1 100	98 826	58 860	7	0,3530	>	0,0300	3,9344	3,9908	0,9859	1,41
5	Вверх торможение с блокировкой	0,17	5,00	1 500	98 826	58 860	7	0,0242	<	0,0300	6,3812	6,4990	0,9819	1,81
6	Вниз торможение без блокировки при $i<\psi$	0,17	2,50	1 174	98 826	58 860	7	0,0402	>	-0,0300	22,3025	22,3505	0,9979	0,21
7	Вниз торможение с блокировкой при $i<\psi$	0,17	1,00	1 300	98 826	58 860	4	0,0332	>	-0,0300	9,7217	9,4548	1,0282	-2,82
8	Вниз торможение без блокировки при $i>\psi$	0,17	2,00	700	98 826	58 860	7	0,0000	<	-0,0300	ускорен.	ускорен.	1,0055	-0,55
9	Вниз торможснис с блокировкой при $i>\psi$	0,17	2,00	1 500	98 826	58 860	7	0,0242	<	-0,0300	ускорсн.	ускорсн.	1,0142	-1,42
10	Вниз равномерное движение при $i=\psi$	0,17	2,00	820	98 826	58 860	7	0,0300	=	-0,0300	равномерно			

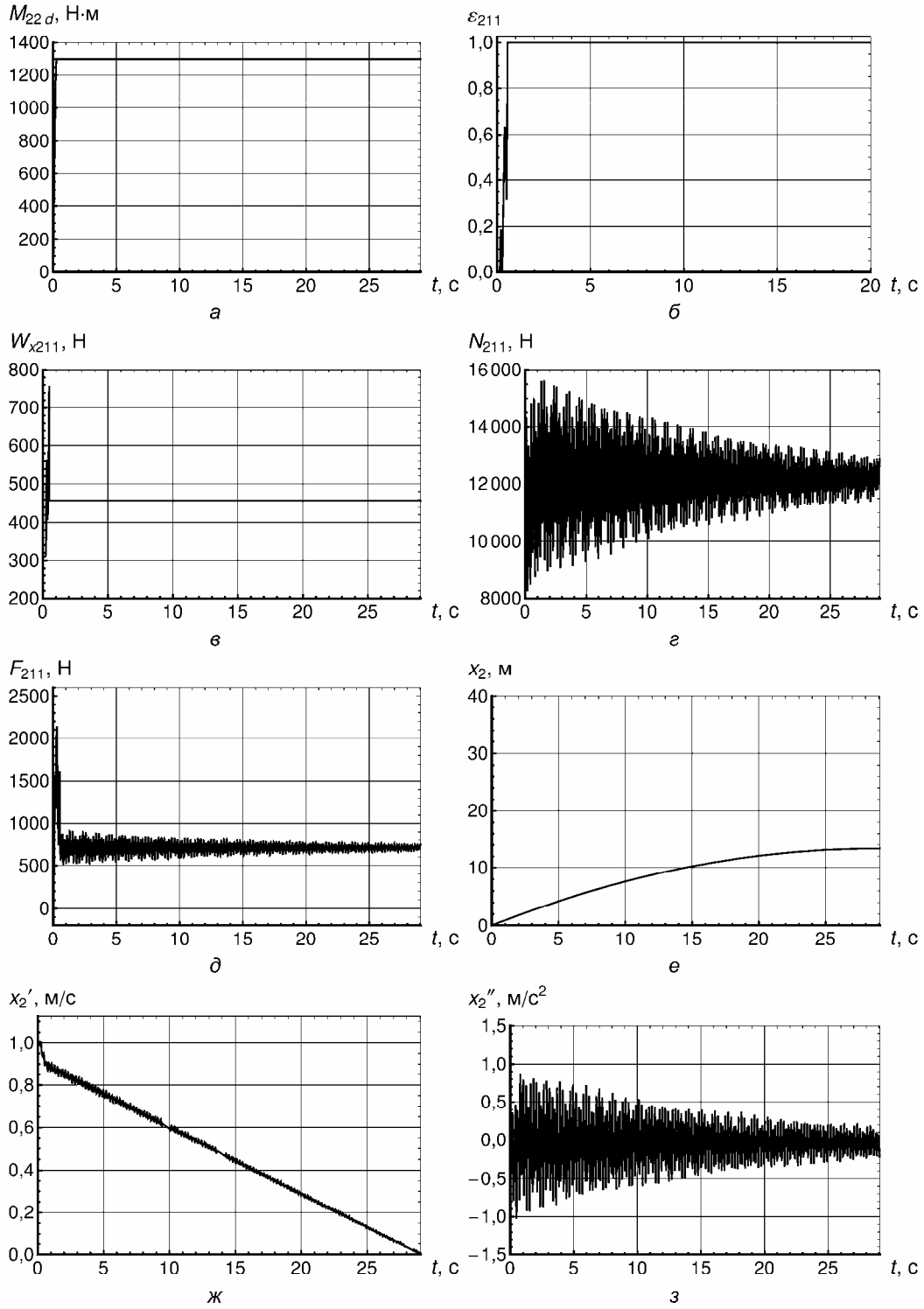


Рис. 3. Графіки параметрів гальмування від часу в тесті 7:

а – гальмівний момент;
б – відносне ковзання;
в – сила опору руху;
г – реакція рейки під колесом;
д – гальмівна сила на колесі;
е – переміщення тягової секції;
ж – швидкість тягової секції;
з – прискорення тягової секції

Гальмування здійснюється дисковими осьовими гальмами, до яких прикладають момент, рівний 1300 Н·м (рис. 3, а). Таке співвідношення початкових даних для вирішення динамічної моделі відповідає тесту 7. Приблизно протя-

гом однієї секунди (рис. 3, б) питоме ковзання ε_{211} на колесі (всі представлені на рис. 3 параметри надані для лівого колеса першої по ходу руху колісної пари другої тягової секції, тобто нижній індекс 211, або для рами другої тягової секції, – нижній індекс 2) зросло до одиниці, оскільки гальмівний момент виявився занадто великим, що привело до блокування коліс. Подовжній опір руху W_{x211} на колесі локомотива (рис. 3, в) злетів до величини в 760 Н, а потім впав і встановився на відмітці 460 Н. Після перерозподілу навантажень на колеса локомотива (від сили на зчепленні і подовжнього прискорення при гальмуванні) середнє значення реакції рейки під відповідним колесом N_{211} стало рівним 1375 Н (рис. 3, г). Гальмівна сила F_{211} на вказаному колесі протягом секунди зросла вище 2500 Н, а потім впала до значення 800 Н (рис. 3, д). За 28,7945 с руху до повної зупинки гальмівний шлях x_2 рами другої тягової секції склав 13,106 м (рис. 3, е), а швидкість $\dot{x}_2$ впала до нуля (рис. 3, ж). Прискорення тягової секції $\ddot{x}_2$ в першу секунду руху складало близько 0,3 м/с2, проте після блокування коліс знизилося до 0,1 м/с^2 (рис. 3, з), що збільшило гальмівний шлях.

Великі осциляції нормальної реакції, гальмівної сили, швидкості й прискорення свідчать про протікання перехідних процесів, що відбуваються в системі, тому для її ототожнення із стаціонарною системою при визначенні збіжності довелося відкинути перші 4 с (Δt) перехідних процесів гальмування, які не враховувалися в розрахунках збіжності. Усікати частину процесу перед зупинкою в даному випадку не знадобилося (Δtt=0). Фрагмент листингу визначення збіжності результатів рішення динамічної моделі та класичних рівнянь механіки, виконаний в програмному комплексі Wolfram Mathematica 7, наведеного нижче.

```
(*Тестирование на сходимость результатов решения
 динамической модели с результатами классической механики*)
Table[iF_M[i,n,j] = FunctionInterpolation[F_M[i,n,j][t] /. sol, {t, 0, te}],
 {i, 2}, {n, 2}, {j, 2}]
Table[iW_M[x,i,n,j] = FunctionInterpolation[W_M[x,i,n,j][t] /. sol, {t, 0, te}],
 {i, 2}, {n, 2}, {j, 2}]

Δt = 4,
Δtt = 0,
Finj = (Σ_{i=1}^{2} Σ_{n=1}^{2} Σ_{j=1}^{2} ∫_{Δt+tm+txx}^{te-Δtt} iF_M[i,n,j][t] dt) / ((te - Δtt) - (tm + txx + Δt))
Wx = (Σ_{i=1}^{2} Σ_{n=1}^{2} Σ_{j=1}^{2} ∫_{Δt+tm+txx}^{te-Δtt} iW_M[x,i,n,j][t] dt) / ((te - Δtt) - (tm + txx + Δt))
m_c w_B
m_loc
m_c
x_1'[tm + txx + Δt] /. sol
x_1'[te - Δtt] /. sol
Sin[ArcTan[i_p1[t]]] /. sol
(x_1[te - Δtt] - x_1[tm + txx + Δt]) /. sol
ψ_п = (Finj + Wx + m_c w_B) / (g_0 (m_loc + m_c))
s_klass = ((x_1'[te - Δtt])^2 - (x_1'[tm + txx + Δt])^2) / (2 g_0 (Sin[ArcTan[-i_p1[t]]] - ψ_п Cos[ArcTan[-i_p1[t]]])) /. sol
shodimost = (x_1[te - Δtt] - x_1[tm + txx + Δt]) / s_klass /. sol
```

Тут сумарна гальмівна сила локомотива визначається як сума гальмівних сил (на листингу позначена iF_{inj}) на всіх його колесах, визначених інтеграцією одержаних в результаті розв'язання динамічної системи функцій зміни гальмівних сил від часу у міру руху локомотива. Аналогічно визначають і силу опору руху коліс локомотива (на листингу позначена iW_{inj}).

Проте якщо на тій же ділянці колії та з тією ж швидкістю локомотив транспортуватиме вже сім навантажених вагонеток, і буде прикладений той же гальмівний момент, то приведений коефіцієнт зчеплення потягу зменшиться (0,0241809) і стане менше ухилу колії. Тоді рух потягу стане прискореним, що відповідає результату по тесту 9. На рис. 4 представлені характеристичні графіки такого варіанту гальмування, де прийняті ті ж позначення, що і на попередньому рисунку.

Хоча ні величина гальмівних сил, ні сил опору руху локомотива істотно не змінилися, але потяг вже не зміг зупинитися. Природно, неконтрольоване підвищення швидкості приведе до катастрофи, матеріальних збитків і, можливо, до людських жертв, тому такий сценарій гальмування украй не бажаний.

Висновки. При тестуванні динамічної моделі на її адекватність положенням класичної механіки слід не враховувати періоди часу, коли в динамічній моделі відбуваються перехідні процеси. Для підвищення точності обчислень колія, що проходить поїзд в режимі, наближеному до стаціонарного, повинен бути, по можливості, довше (не менше 10 м), а час руху якнайтриваліше (більше 20 с).

Прикладаючи гальмівний момент, що не призводить до заклинювання коліс, слід вибирати максимально низьке можливе його значення, та навпаки, вибираючи гальмівний момент, який заблокує колеса локомотива, потрібно призначати максимальний реально можливий момент.

Тестирование продольной динамической модели шахтного локомотива или поезда в режиме торможения позволяет определить ее адекватность положениям классической механики и избежать грубых ошибок в математической модели и числовом материале исходных данных.

Вперше запропоновані 10 тестів, що дозволяють всесторонньо апробовувати динамічну модель в режимі гальмування шахтного потягу на ухилах до 50 ‰.

При русі шахтного потягу вниз по ухилу гірничого вироблення із заблокованими колесами в режимі гальмування пристроями, що реалізовують гальмівну силу в точці контакту колеса та рейки, рух з прискоренням можливий лише в тому випадку, якщо значення ухилу більше величини приведеного коефіцієнта зчеплення потягу, а прикладений гальмівний момент перевищує максимально допустимий.

Розбіжності Δ в результатах довжини гальмівного шляху, одержаних з рішення динамічної моделі та на підставі рівнянь класичної механіки не можуть відрізнятися більш ніж на 5 %, і завжди повинні пояснюватися особливостями динамічної моделі.

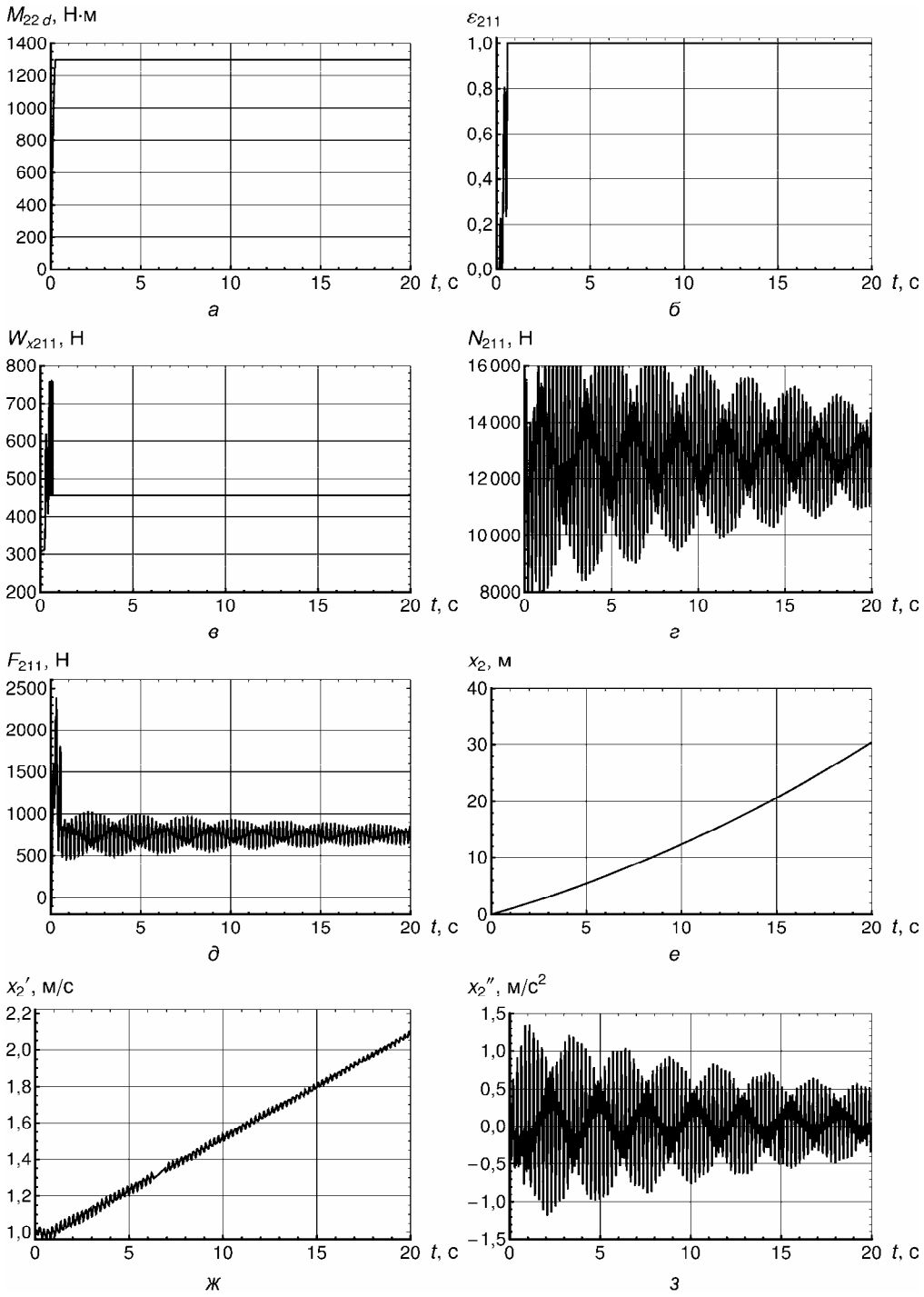


Рис. 4. Графіки параметрів гальмування в тесті 9 (див. позначення на рис. 3)

Список літератури

1. Процiв В.В., Гончар О.Є. Динамічна модель гальмівних систем, що реалізовують гальмівну силу в контакті колеса та рейки // Зб. наук. праць – Дніпропетровськ: РВК НГУ, 2010. – № 34. т. 2 – С. 160-171.

2. Моня А.Г. Выбор рациональных параметров дискового тормоза шахтного локомотива с многосекторным тормозным диском // Гірнича електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб. – Дніпропетровськ: НГУ, 2003. – Вип. 71. – С. 75-82.

3. Коптовец А.Н., Шибалов С.Ф., Новицкий А.В. Исследование тормозной эффективности шахтных поездов. // Гірнича електромеханіка та автоматика: Наук.-техн. зб.-2004.-Вып. 203.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Блохіним С.Є.
Надійшла до редакції 22.10.10

УДК [622.271.33:624.131.537].001.57

©А.С. Ковров

МОДЕЛИРОВАНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ БОРТА КАРЬЕРА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ КРИТЕРИЯ ДРУКЕРА-ПРАГЕРА

Выполнено моделирование устойчивости борта карьера с использованием критерия Друкера-Прагера. Определены зависимости коэффициента запаса устойчивости от геометрических характеристик откоса и физических свойств пород.

Виконано моделювання стійкості борту кар'єру з використанням критерію Друкера-Прагера. Визначено залежність коефіцієнту запасу стійкості від геометричних характеристик укосу та фізичних властивостей порід.

Modeling of the open-cast slope stability by Drucker-Prager failure criterion has been carried out. The dependencies of Safety Factor on geometrical characteristics and physical properties of rock mass have been defined.

Введение. При ведении открытых горных работ одной из основных является проблема оценки устойчивости бортов карьеров и откосов отвалов. Она связана, с одной стороны, с обеспечением безопасности работающих, а с другой – с экономической эффективностью добычи полезного ископаемого. При увеличении крутизны откоса происходит рост тангенциальных (сдвигающих) напряжений и при достижении ими величин, превышающих предел сопротивления пород сдвигу, равновесие откоса теряется и происходит его деформирование (оползание) по некоторой поверхности сдвижения.

Для сохранения устойчивости уступа при увеличении его высоты уменьшают угол наклона откоса. Кроме геометрических параметров на устойчивость уступов влияют прочность пород, их трещиноватость и слоистость, режим грунтовых вод и технологические факторы [1].

Поэтому, для оценки устойчивости техногенных откосов необходимо выполнить определенный объем инженерно-геологических изысканий с использованием численных методов моделирования.

Постановка задачи. Вольногорский горнометаллургический комбинат (ВГМК) разрабатывает Малышевское циркон-рутил-ильменитовое месторождение. Технологической особенностью данного месторождения является сложный и изменчивый характер горно-геологических условий разработки, а с учетом гидрогеологических условий возникает повышенная опасность образования сдвигов пород вскрыши. Так, в карьере №7 ВГМК в период 1993-2000 годов имели место 10 оползней (сдвигов) пород вскрыши, общим объемом больше 500 тыс. $м^3$.

Вскрышные породы месторождения представлены пестрыми сарматскими зеленовато-серыми глинами и четвертичными красно-бурыми глинами, красно-бурыми и лессовидными суглинками. Общая мощность этих пород составляет: в балках 2-10 м, 60-65 м на водоразделах [2].

Согласно исследованиям, представленным в работе [3] рекомендуемые углы устойчивых и необводненных откосов для Мотроновско-Анновского участка Малышевского месторождения не должны превышать 37º, а результаты

физического моделирования на эквивалентных материалах доказывают, что процессы дестабилизации откосов и инициация сдвига начинается при угле откоса 55º [4].

Учитывая противоречивость полученных результатов, оценка устойчивости откосов с использованием методов численного моделирования представляет практический интерес для оптимизации технологии разработки месторождения.

Цель работы – определение коэффициента запаса устойчивости при различных геометрических параметрах откоса и вариации физико-механических характеристик породного массива для условий Мотроновско-Анновского участка Малышевского месторождения методом конечных элементов.

Для достижения цели поставлены следующие задачи:

1. Определить целесообразные геометрические параметры устойчивого откоса методом конечных элементов с использованием критерия Друкера-Прагера в программе Phase2;
2. Определить зависимость коэффициента запаса устойчивости откоса от физико-механических характеристик породного массива.

Для оценки устойчивости массива горных пород и описания их поведения при статических и динамических внешних нагрузках применяют различные методические подходы, одним из которых является критерий Друкера-Прагера.

Для вычисления прочностных параметров по этому критерию пользуются следующими формулами:

- для ассоциированного потока

$$q = \frac{\sin\varphi}{\sqrt{1+\frac{1}{3}\sin^2\varphi}}; \quad (1)$$

$$k = \frac{c\cos\varphi}{\sqrt{1+\frac{1}{3}\sin^2\varphi}}; \quad (2)$$

- для неассоциированного потока

$$q = \sin\varphi; \quad (3)$$

$$k = c\cos\varphi, \quad (4)$$

где φ – угол внутреннего трения, градус; с – сцепление, МПа.

В качестве инструмента моделирования устойчивости откосов и бортов карьеров использована специализированная программа конечно-элементного анализа Phase2 версии 7.0. Программа позволяет выполнять анализ устойчивости откосов методом конечных элементов, анализируя процесс снижения предела прочности на сдвиг (Shear Strength Reduction Method) в породном массиве. Функция снижения прочности на сдвиг (Shear Strength Reduction) в Phase2 позволяет автоматически выполнять конечно-элементный анализ и вычислять критический коэффициент снижения прочности КСП (SRF, Strength Reduction Factor) для выбранной модели, который по своему смыслу является эквивалентным коэффициенту запаса устойчивости откоса [5]. Алгоритм расчета ко-

эффициента устойчивости массива включает итерационное вычисление прочностных характеристик во всех элементах массива посредством поэтапной нагрузки модели, в результате чего напряжения в откосе достигают предела прочности на сдвиг и возникает сдвижение пород (оползень). Процесс вычислений КСП повторяется до момента потери откосом устойчивого состояния и графически выражается в виде наиболее вероятной линии скольжения, по которой происходит сдвижение массива. Если КСП>1, то откос находится в устойчивом состоянии, а при КСП<1 возникает сдвижение пород откоса.

В рамках данной работы представляет интерес оценить устойчивость откосов для Мотроновско-Анновского участка Малышевского месторождения посредством численного моделирования в Phase2 с использованием критерия Друкера-Прагера.

Результаты работы.

Рассмотрим однородный откос, сложенный суглинком. Задаем граничные условия модели: 60м от нижней бровки и 60 м от верхней бровки до горизонтальных границ модели; расстояние от верхней бровки до нижней границы – 90м (рис. 1).

В ходе моделирования переменными геометрическими параметрами являются высота уступа (от 15 до 40м) и угол откоса (от 30 до 70º).

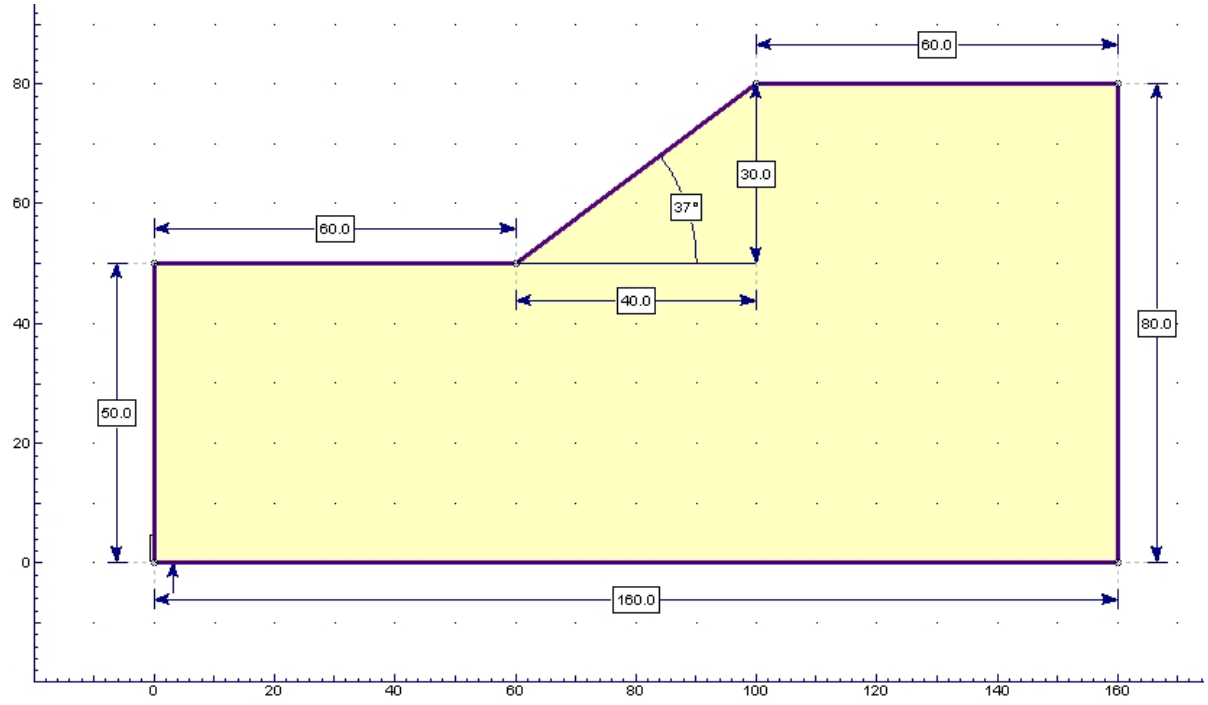


Рис. 1. Геометрические параметры откоса

Разбиваем область геометрической модели откоса на конечные элементы и задаем следующие физико-механические характеристики вскрышных пород: коэффициент Пуассона - 0,35; модуль Юнга - 20 МПа; предел прочности на одноосное растяжение - 0,04 МПа; плотность пород - 0,01764 МН/м^3. Для рассматриваемого участка месторождения сцепление пород варьирует в диапазоне от 0,01 до 0,11 МПа, а угол внутреннего трения колеблется от 19º до 28º.

Поскольку при обосновании технологии открытой разработки месторождений с мягкими вскрышными породами геометрические параметры откосов имеют первостепенное значение, была выполнена оценка устойчивости откоса при вариациях высоты уступа и угла откоса. В табл. 1 сведены результаты расчетов КСП откоса при различных геометрических параметрах с использованием различных критериев. При заданных физико-механических характеристиках породного массива можно определить наиболее целесообразные геометрические параметры откоса, варьируя значениями высоты откоса и угла наклона для обеспечения безопасности технологии открытых горных работ. На рис. 2 показано, что при высоте уступа до 20м в широком диапазоне углов обеспечивается достаточная устойчивость откоса.

Таблица 1

Зависимость КСП от геометрических параметров

Высота уступа (Н, м)	Зависимость КСП от угла откоса, градусы								
	30	35	40	45	50	55	60	65	70
15	[1]2,18	2,02	1,87	1,78	1,66	1,59	1,52	1,47	1,37
	[2]2,09	1,81	1,59	1,52	1,31	1,23	1,17	1,01	0,90
	[3]1,96	1,82	1,67	1,61	1,52	1,44	1,37	1,33	1,23
20	1,86	1,71	1,59	1,45	1,42	1,32	1,22	1,13	1,05
	1,86	1,66	1,48	1,34	1,19	1,08	0,96	0,90	0,83
	1,66	1,54	1,44	1,33	1,25	1,19	1,13	1,06	1,00
25	1,67	1,52	1,41	1,30	1,20	1,13	1,05	0,99	0,96
	1,69	1,53	1,39	1,19	1,08	0,96	0,90	0,84	0,71
	1,47	1,39	1,27	1,19	1,11	1,04	0,98	0,92	0,88
30	1,55	1,40	1,28	1,19	1,07	1,00	0,95	0,87	0,82
	1,51	1,42	1,25	1,12	1,01	0,93	0,88	0,81	0,67
	1,42	1,28	1,17	1,08	1,00	0,94	0,88	0,82	0,79
35	1,43	1,29	1,17	1,07	0,98	0,91	0,85	0,78	0,72
	1,46	1,35	1,21	1,08	0,97	0,88	0,78	0,72	0,62
	1,31	1,20	1,07	1,00	0,94	0,87	0,82	0,76	0,74
40	1,34	1,20	1,09	1,00	0,93	0,84	0,78	0,72	0,67
	1,45	1,28	1,14	1,01	0,90	0,81	0,73	0,66	0,58
	1,23	1,13	1,04	0,94	0,88	0,82	0,77	0,74	0,67

Критерии прочности: [1]Мора-Кулона, [2]Хоека-Брауна, [3]Друкера-Прагера

В критерии Друкера-Прагера угол внутреннего трения и сцепление являются основными параметрами, которые учитываются для оценки устойчивости откосов и выражаются в виде параметров q и k. Угол внутреннего трения для горных пород представляет собой сложную и во многом противоречивую характеристику. Неоднозначность толкования физической природы этой величины и несовершенство методики испытаний приводят к тому, что эта величина очень нестабильна даже для одной литологической разности. Для оценки влияния угла внутреннего трения на устойчивость откоса принимаем обоснованную ранее высоту Н=20м, угол откоса α=30…70º и среднее значение сцепления пород с=0,04МПа. Для мягких пород предел прочности на одноосное растяжение принимается равным сцеплению.

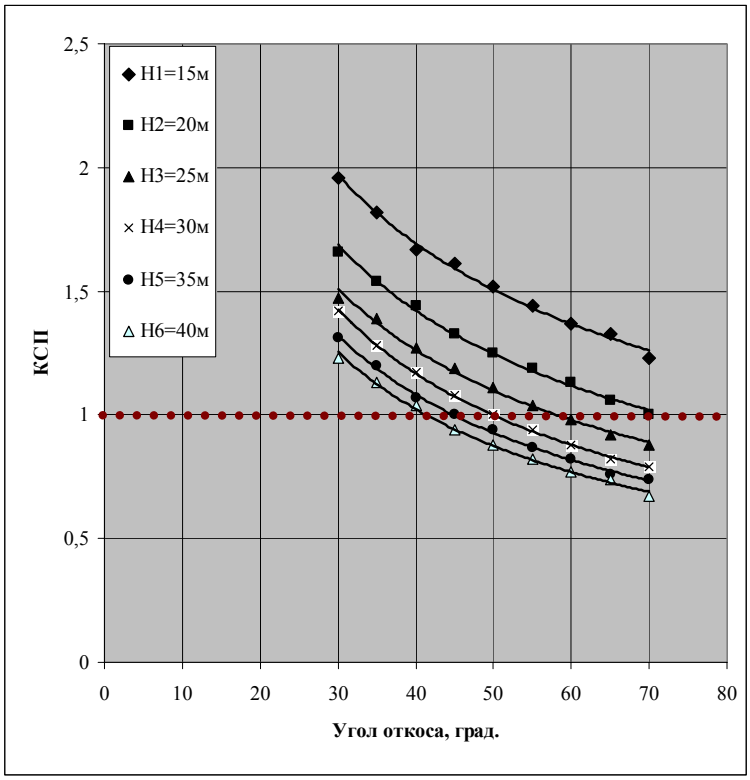


Рис. 2. Зависимость устойчивости откоса от геометрических параметров

Результаты расчетов коэффициента снижения прочности откоса высотой 20м при различных значениях угла внутреннего трения представлены на рис. 3.

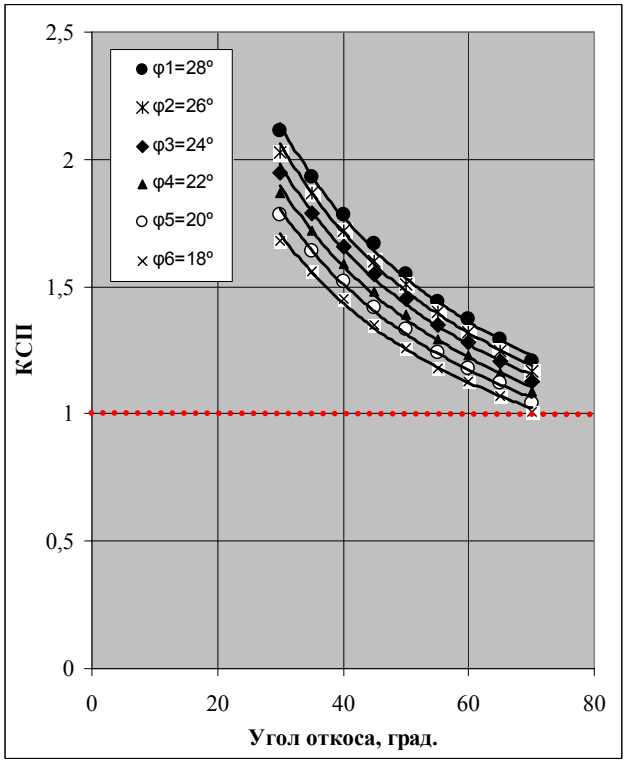


Рис. 3. Зависимость устойчивости откоса от угла внутреннего трения φ

Результаты данного этапа моделирования дают основание утверждать, что величина угла внутреннего трения φ при целесообразных геометрических параметрах откоса практически не влияет на его устойчивость.

Поскольку высота уступа до 20м в широком диапазоне углов от 30º до 70º обеспечивает достаточную устойчивость откоса, принимаем это значение для дальнейших расчетов зависимости КСП от предела прочности на одноосное сжатие. Этот фактор можно рассматривать равным сцеплению пород в массиве, которое варьирует в диапазоне от 0,01 до 0,11 МПа (рис. 4).

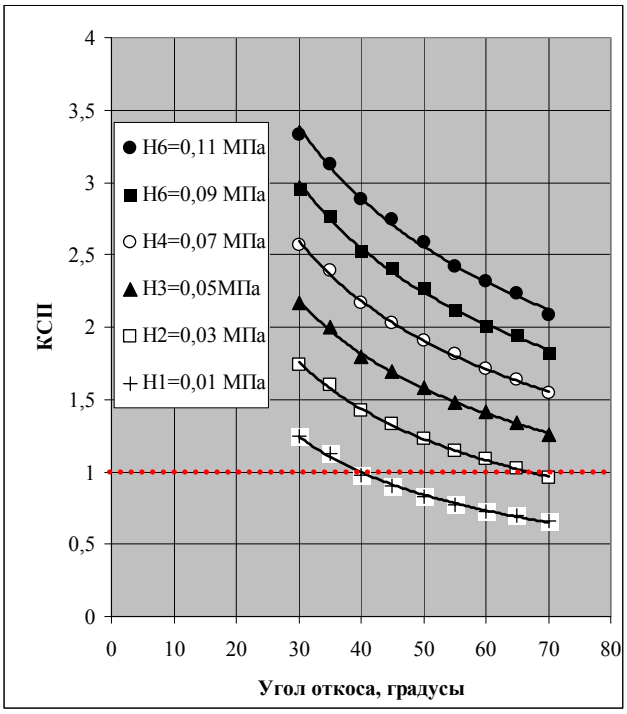


Рис. 4. Зависимость устойчивости откоса от предела прочности на растяжение

При значении предела прочности пород на сжатие более 0,03 МПа откос находится в устойчивом состоянии. Однако, согласно лабораторным данным, сцепление пород в образцах, отобранных в пределах одного участка месторождения, значительно варьирует, что снижает достоверность результатов расчета устойчивости откосов. Поэтому, при использовании в расчетных схемах фактора сцепления необходимо учитывать структурные особенности, водонасыщение массива и другие факторы.

Выводы.

1. Применение метода конечных элементов с использованием программного пакета Phase2 позволило проанализировать геомеханические процессы, происходящие в откосе при сдвижении массива пород, и установить закономерности нарушения его устойчивости. Для вскрышных пород наиболее устойчивым является откос с высотой уступа до 20 м в рассматриваемом диапазоне углов откоса от 30º до 70º. Анализируя рис. 2, можно определить также оптимальные параметры для уступов высотой более 20м. Так, устойчивость откоса обеспечивается при следующих значениях высоты уступа Н и угла откоса α: Н=25м и α≤55º; Н=30м и α≤50º; Н=35м и α≤45º; Н=40м и α≤40º. При необходи-

мости можно получить ряд значений КСП для конкретных геометрических параметров уступа.

2 Угол внутреннего трения φ при заданных геометрических параметрах и физико-механических характеристиках пород практически не влияет на устойчивость откоса.

3. Сцепление пород наряду с геометрическими параметрами является ключевым фактором устойчивости откоса. Однако, значения этого параметра даже в рамках одного участка месторождения могут варьировать в широком диапазоне и зависят от других факторов, определяющих прочность массива (водонасыщенность, трещиноватость, слоистость и др.), что снижает достоверность результатов оценки устойчивости откосов. Для более точных расчетов рекомендуется выполнять параллельную оценку, например с использованием критериев Мора-Кулона, Хоека-Брауна и т.д.

Список литературы.

1. Шашенко А.Н., Пустовойтенко В.П., Хозяйкина Н.В. Механика грунтов: Учбовий посібник. – К.: Новий друк, 2008. – 128 с. іл.

2. Собко Б.Ю. Удосконалення технології відкритої розробки розсипних титано-цирконієвих руд: Монографія. - Д. Національний гірничий університет, 2008. -167 с.- Рос. мовою.

3. Определение параметров устойчивости внутреннего отвалообразования при разработке Мотроновско-Анновского участка, а также разработка рекомендаций по обеспечению устойчивости внутренних отвалов. - Кривой Рог: КТУ. - К.: УкрНИИПроект, 2004. -С. 115-116.

4. Ковров А.С. Моделирование явления потери устойчивости породных уступов на эквивалентных материалах // Науковий вісник НГУ, 2009, №9.

5. Tutorials for Phase 2D elasto-plastic finite element program for slope and excavation stability analyses.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Сдвіжковою О.А.
Надійшла до редакції 28.08.10

УДК 622.672.1

© К.С. Заболотный, М. А. Рутковський

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ТОРМОЖЕНИЯ МНОГОКАНАТНОЙ ШАХТНОЙ ПОДЪЕМНОЙ УСТАНОВКИ СО ШКИВОМ ТРЕНИЯ

Предложена модель для исследования процесса торможения многоканатной шахтной подъемной установки, которая дает возможность определения рациональных параметров дискового тормоза, позволяющих обеспечить требования Правил безопасности

Запропонована модель для дослідження процесу гальмування багатоканатної шахтної підйомної установки, яка дає можливість визначення раціональних параметрів дискового гальма, що дозволяють забезпечити вимоги Правил безпеки.

The model for studying the process of braking the drum shaft hoisting plant, which makes it possible to determine the rational parameters of disk brakes, allowing for the requirements of safety rules.

Состояние вопроса. Подъемные машины являются важнейшими технологическими объектами угольных и рудных шахт. С ростом производительности горных предприятий и глубины разрабатываемых месторождений увеличивается масса поднимаемых грузов и растет коэффициент массивности подъемных установок. Эти факторы приводят к повышению требований, предъявляемых к тормозным системам подъемных машин. Применяемые в настоящее время на подъемных машинах тормозные системы радиального типа настраиваются на создание определенного тормозного усилия, неизменяемого от величины и знака концевой нагрузки, и в ряде случаев оказываются не в состоянии обеспечить интервал величин замедлений предохранительного торможения в пределах, нормируемых Правилами безопасности.

На смену традиционно выпускаемых подъемных машин с радиальными тормозными устройствами зарубежными машиностроительными компаниями (ABB, ASEA, GHH, SIEMAG и др.) освоен выпуск и производство подъемных машин с дисковыми тормозами, имеющими по сравнению с радиальными ряд преимуществ: малую величину холостого хода, равномерное распределение давления на тормозную колодку, отсутствие силовой рычажной системы, компактность и малую металлоемкость.

Использование дисковых тормозов позволяет осуществлять ступенчатое приложение тормозного усилия по определенному алгоритму, что обеспечивает гибкую настройку тормоза под конкретную подъемную установку. Таким образом, техническое совершенствование подъемных установок, идущее по пути снижения их металлоемкости и повышения производительности, управляемости и безопасности, не возможно без замены радиальных тормозных систем на дисковые. Применение дисковых тормозных устройств существенно повышает технический уровень машин, делает их более конкурентоспособными и является объективным результатом развития современных подъемных машин.

Однако отечественная промышленность пока не выпускает подъемные машины, оборудованные дисковыми тормозами, что в первую очередь связано с недостаточной изученностью процесса торможения подъемной установки при использовании многомодульных дисковых тормозов. Для обоснованного выбора параметров дисковых тормозных устройств, работающих в сложной динамической системе подъемной установки, необходимо провести исследования динамических явлений, протекающих во взаимосвязанных элементах: подъемных канатах, тормозной системе, упругих звеньях машины.

Разработкой конструкции и определением рациональных параметров дисковых тормозных устройств занимались Белобров В.И., Степанов А.Г., Траубе Е.С. Но выбор параметров дисковых тормозов проводился без учета динамических явлений в подъемных канатах и без проверки соблюдения требований Правил безопасности по величинам допустимых ускорений.

Димашко А.Д. [1] выбор параметров тормозной системы многоканатной подъемной установки производил на основе моделирования подъемной установки как абсолютно твердого тела, при этом предусматривая следующие допущения:

- тормозной момент имеет постоянную величину, неизменную во времени;

- не учитывается влияние колебательных процессов в подвесных канатах на уменьшение силы сцепления их со шкивом трения;

- не учитывается время холостого хода тормозного устройства.

В реальных подъемных установках величина тормозного момента переменна во времени, колебательные процессы в подвесных канатах влияют на усилия прижатия их к поверхности шкивов трения, поэтому неучет этих факторов приводит к ошибкам при определении параметров дисковой тормозной системы.

Одной из последних работ по исследованию многомодульных дисковых тормозов является работа Трибухина В.А. [2]. Им было предложено ввести в математическую модель подъемной установки нулевую массу, соединяющую ветви в нижней части многоканатной подъемной установки, однако, данное допущение приводит к возможности передачи усилий между ветвями через петлю канатов, что неверно. Кроме того, при анализе динамики подъемной установки в режиме торможения не учитывалось влияние демпфирующих свойств каната, и не был проведен анализ отсутствия проскальзывания каната по шкиву трения.

Таким образом, обоснование параметров дисковых тормозных устройств на основе исследования процесса торможения многоканатной шахтной подъемной установки является актуальной научной задачей.

Цель работы. Разработать рекомендации по выбору параметров дисковых тормозных устройств для многоканатной шахтной подъемной установки со шкивом трения.

Основная часть. В соответствии с работой [3], одномерная континуальная система многоканатной подъемной установки со шкивами трения может быть заменена дискретным динамическим аналогом, состоящим из небольшого количества масс, соединенных между собой невесомыми пружинами и демпферами. Используя данную методику, расчетная схема шахтной подъемной установки может быть представлена в следующем виде (см. рис.1).

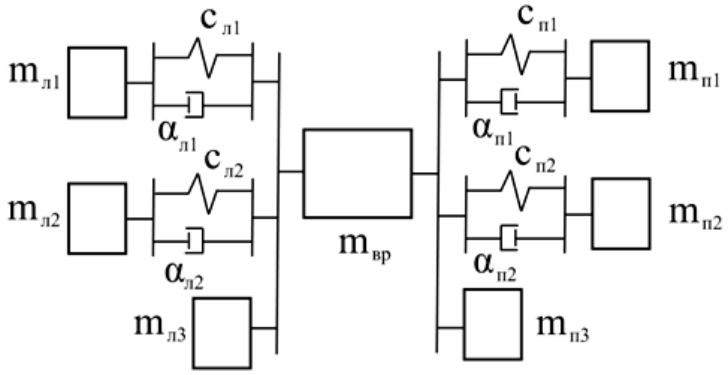


Рис.1. Расчетная схема динамического аналога подъемной установки

На схеме (см. рис.1) обозначено:

$m_{вр}$ – масса вращающихся частей подъемной машины;

$m_{л1}$, $m_{л2,}$ – массы осцилляторов левой ветви;

$c_{л1}$, $c_{л2}$ – коэффициенты жесткости осцилляторов левой ветви;

$\alpha_{л1}$, $\alpha_{л1}$ – коэффициенты демпфирования осцилляторов левой ветви;

$m_{л3}$ - жесткая масса левой ветви;

$m_{л1}$, $m_{л2}$, $m_{л3}$, $c_{л1}$, $c_{л2}$, $\alpha_{л1}$, $\alpha_{л1}$ – соответствующие параметры правой ветви.

Массы осцилляторов определяются по формулам:

$$m_{л\,f} = k_л \cdot m_p \cdot \frac{2 \cdot \alpha_{г.л.}}{\lambda_{л\,f}^{\,2} \cdot \left(1 + \frac{\sin^2 \lambda_{л\,f}}{\alpha_{г.л.}} + \frac{\rho_y}{\rho_г} \cdot \frac{\frac{l_{y.л}}{l_{г.л}} \cdot \sin^2 \lambda_{л\,f}}{\cos\left(\frac{a_г}{a_y} \cdot \beta_л \cdot \lambda_{л\,f} \right)} \right)}, \tag{1}$$

$$m_{п\,f} = k_п \cdot m_p \cdot \frac{2 \cdot \alpha_{г.п.}}{\lambda_{п\,f}^{\,2} \cdot \left(1 + \frac{\sin^2 \lambda_{п\,f}}{\alpha_{г.п.}} + \frac{\rho_y}{\rho_г} \cdot \frac{\frac{l_{y.п}}{l_{г.п}} \cdot \sin^2 \lambda_{п\,f}}{\cos\left(\frac{a_п}{a_y} \cdot \beta_п \cdot \lambda_{п\,f} \right)} \right)}, \tag{2}$$

где $m_p = m_c + m_{гр}$ – расчетная масса, равная массе подъемного сосуда и наибольшей массе поднимаемого груза;

$k_л$, $k_п$ – безразмерные параметры, характеризующие отношения масс концевых грузов соответственно левой и правой ветвей к массе расчетного груза;

$\alpha_г$, α_y – скорости пробега волны упругой деформации соответственно в головном и уравновешивающем канатах;

$\rho_г$, ρ_y – погонные массы соответственно головного и уравновешивающего канатов;

$l_{у.л}$, $l_{у.п}$ - длина уравновешивающего каната для левой и правой ветви;

$l_{г.л}$, $l_{г.п}$ - длина головного каната для левой и правой ветви;

$\lambda_{л\,f}$, $\lambda_{п\,f}$ - собственные числа частот колебаний левой и правой ветвей, которые определяются при решении трансцендентных уравнений графическим методом [3].

Для пятимассовой системы, представленной на рисунке 1, процесс торможения подъемной установки описывается следующей системой дифференциальных уравнений:

$$\begin{cases} m_{л1} \cdot \ddot{x}_{л1}(t) + c_{л1}\left(x_{л1}(t) - x_{вр}(t)\right) + \alpha_{л1}\left(\dot{x}_{л1}(t) - \dot{x}_{вр}(t)\right) = 0, \\ m_{л2} \cdot \ddot{x}_{л2}(t) + c_{л2}\left(x_{л2}(t) - x_{вр}(t)\right) + \alpha_{л2}\left(\dot{x}_{л2}(t) - \dot{x}_{вр}(t)\right) = 0, \\ m_{вр} \cdot \ddot{x}_{вр}(t) - c_{л1}\left(x_{л1}(t) - x_{вр}(t)\right) - c_{л2}\left(x_{л2}(t) - x_{вр}(t)\right) + \\ + c_{п1}\left(x_{п1}(t) - x_{вр}(t)\right) + c_{п2}\left(x_{п2}(t) - x_{вр}(t)\right) - \alpha_{л1}\left(\dot{x}_{л1}(t) - \dot{x}_{вр}(t)\right) - \\ - \alpha_{л2}\left(\dot{x}_{л2}(t) - \dot{x}_{вр}(t)\right) + \alpha_{п1}\left(\dot{x}_{п1}(t) - \dot{x}_{вр}(t)\right) + \alpha_{п2}\left(\dot{x}_{п2}(t) - \dot{x}_{вр}(t)\right) = -F_T, \\ m_{п1} \cdot \ddot{x}_{п1}(t) - c_{п1}\left(x_{п1}(t) - x_{вр}(t)\right) - \alpha_{п1}\left(\dot{x}_{п1}(t) - \dot{x}_{вр}(t)\right) = 0, \\ m_{п2} \cdot \ddot{x}_{п2}(t) - c_{п2}\left(x_{п2}(t) - x_{вр}(t)\right) - \alpha_{п2}\left(\dot{x}_{п2}(t) - \dot{x}_{вр}(t)\right) = 0. \end{cases} \tag{3}$$

где F_T - усилие, развиваемое тормозом, которое определяется выражением:

$$F_T(t)=\begin{cases} -sign(\dot{x}_3)\cdot\gamma\cdot\mu\cdot M\left[\ 1-e^{\left(-\frac{t-t_{x.x}}{T_F}\right)}\ \right]\cdot\sigma(t-t_{x.x}),\ если\ \dot{x}_3\neq 0, \\ A\quad если\ \ \dot{x}_3=0\ \ и\ \ |A|\leq\gamma\cdot\mu\cdot M\left[\ 1-e^{\left(-\frac{t-t_{x.x}}{T_F}\right)}\ \right]\cdot\sigma(t-t_{x.x}) \\ sign(x_3)\cdot\gamma\cdot\mu\cdot M\cdot\sigma(t-t_{x.x}),\ если\ \dot{x}_3=0 \\ и\ |A|>\gamma\cdot\mu\cdot M\cdot\left[\ 1-e^{\left(-\frac{t-t_{x.x}}{T_F}\right)}\ \right]\cdot\sigma(t-t_{x.x}), \end{cases} \tag{4}$$

где $\mu = \frac{Q_{гр}}{M}$ – коэффициент массивности подъемной установки [3];

$Q_{гр} = m_{гр}\cdot g$ – вес полезного груза;

$M = m_{вр} + \Sigma\, m_{лi} + \Sigma\, m_{ni}$ – масса всей установки;

$\gamma = \frac{M_T}{M_{ст}}$ – кратность статического момента тормоза;

$t_{x.x.} \leq 0{,}5$ с – время холостого хода тормоза;

$T_F = \frac{t_{ср} - t_{x.x}}{ln\acute{r} - Бn(\acute{r} - Б)}$ – постоянная времени тормоза;

sign – функция, возвращающая знак переменной;

$\sigma_0\,(t - t_{x.x.})$ – единичная функция Хевисайда;

$A = -c_{л1}(x_1 - x_3) - c_{л2}(x_2 - x_3) + c_{п1}(x_3 - x_4) + c_{п2}(x_3 - x_5)$.

Начальные условия:

$x_{л1} = x_{л2} = x_{вр} = x_{п1} = x_{п2},$

$\dot{x}_{л1} = \dot{x}_{л2} = \dot{x}_{вр} = \dot{x}_{п1} = \dot{x}_{п2}$.

Система дифференциальных уравнений (6) решена в MathCad с использованием функции *rkfixed*, реализующей метод Рунге-Кутта четвертого порядка с постоянным шагом интегрирования:

$$Z := rkfixed\ (x,L1,L2,m,D) \tag{5}$$

где x – вектор начальных условий;

$L1$ – начало интервала интегрирования;

$L2$ – конец интервала интегрирования;

m – число шагов интегрирования;

D – вектор производных в явном виде.

Зависимость тормозного усилия от времени торможения, была принята соответствующей рисунку 2 для рассматриваемой подъемной машины МПМН 6,3×2.

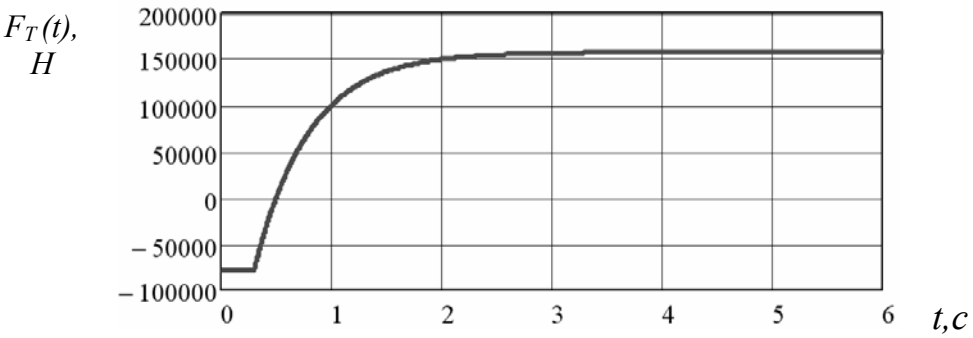


Рис. 2. Характеристика тормозного усилия

В результате решения была получена матрица $Z_{i,j}$, состоящая из 10 столбцов. В первом столбце содержатся значения текущего времени t, а в остальных находятся значения функций смещений и скоростей масс, входящих в систему дифференциальных уравнений.

Вектор производных в явном виде:

$$D(t,x) := \begin{bmatrix} x_1 \\ -\frac{c_{л1}}{m_{л1}}(x_0 - x_4) - \frac{\acute{r}_{л1}}{m_{л1}}(\dot{x}_1 - x_5) \\ x_3 \\ -\frac{c_{л2}}{m_{л2}}(x_2 - x_4) - \frac{\acute{r}_{л2}}{m_{л2}}(\dot{x}_3 - x_5) \\ x_5 \\ if\left[x_5 > 0, \frac{c_{л1}}{m_{вр}}(x_0 - x_4) + \frac{c_{л2}}{m_{л2}}(x_2 - x_4) - \frac{c_{п1}}{m_{вр}}(x_4 - x_6) - \frac{c_{п2}}{m_{вр}}(x_4 - x_8) + \right. \\ \left. + \frac{\acute{r}_{л1}}{m_{вр}}(x_1 - x_5) + \frac{\ddot{r}_{л2}}{m_{вр}}(x_3 - x_5) - -\frac{\ddot{r}_{п1}}{m_{вр}}(x_1 - x_5) - \frac{\ddot{r}_{п2}}{m_{вр}}(\dot{x}_3 - x_5) - \frac{F_T(t)}{m_{вр}}, 0 \right] \\ x_7 \\ \frac{c_{п1}}{m_{п1}}(x_4 - x_6) + \frac{\acute{r}_{п1}}{m_{п1}}(\dot{x}_1 - x_5) \\ x_9 \\ \frac{c_{п2}}{m_{п2}}(x_4 - x_8) + \frac{\acute{r}_{п2}}{m_{п2}}(\dot{x}_3 - x_5) \end{bmatrix}, \quad (6)$$

Используя найденные значения смещений и скоростей, были рассчитаны усилия в пружинах осцилляторов по формулам:

$$F_{л1} := - c_{л1} (S_1 - S_3) - \alpha_{л1} (V_1 - V_3) \quad (7)$$

$$F_{л2} := - c_{л2} (S_2 - S_3) - \alpha_{л2} (V_2 - V_1) \quad (8)$$

$$F_{п1} := - c_{п1} (S_3 - S_4) - \alpha_{п1} (V_1 - V_4) \quad (9)$$

$$F_{п2} := - c_{п2} (S_3 - S_4) - \alpha_{п2} (V_1 - V_5) \quad (10)$$

Уравнения (1) – (10) представляют собой математическую модель динамического аналога многоканатной подъемной установки.

Для тестирования этой модели сравним результаты вычислений динамических усилий в сечениях канатов в режиме торможения с результатами, полученными в SolidWorks/Motion для многоканатного подъема глубиной H = 1025 м, оборудованного подъемной машиной МПМН 6,3×2 со скипами 2СН 9,5-2.

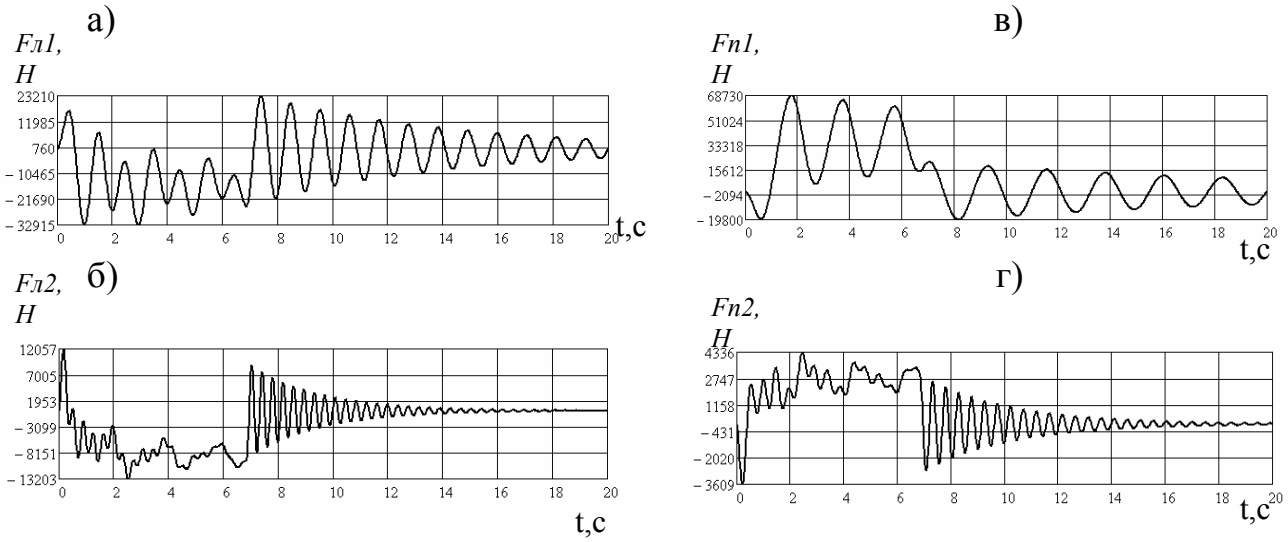
Значения параметров пятимассовой системы многоканатной подъемной установки, представленной на рисунке 1, приведены в таблице 1.

Таблица 1

Значения параметров пятимассовой модели

Массы осцилляторов	$m_{л1}$, кг	$1{,}4\cdot10^4$	$m_{п1}$, кг	$2\cdot10^4$
	$m_{л2}$, кг	$1{,}77\cdot10^4$	$m_{п2}$, кг	$1{,}89\cdot10^3$
	$m_{л3}$, кг	$1{,}55\cdot10^3$	$m_{п3}$, кг	$1{,}52\cdot10^3$
Упругие элементы	$c_{л1}$, Н/м	$4{,}87\cdot10^5$	$c_{п1}$, Н/м	$2{,}36\cdot10^5$
	$c_{л2}$, Н/м	$3{,}5\cdot10^6$	$c_{п2}$, Н/м	$3{,}4\cdot10^5$
Демпфирующие элементы	$\alpha_{л1}$, Н·с/м	$3{,}97\cdot10^3$	$\alpha_{п1}$, Н·с/м	$3{,}28\cdot10^3$
	$\alpha_{л2}$, Н·с/м	$1{,}2\cdot10^4$	$\alpha_{п2}$, Н·с/м	$1{,}2\cdot10^3$

Графики усилий в упругих элементах пятимассовой системы, рассчитанные в пакете MathCad, представлены на рисунке 3. Из приведенных графиков (см. рис. 3) видно, что процесс торможения сопровождается интенсивными колебаниями усилий в ветвях, которые имеют явно выраженный затухающий характер. Время торможения вращающейся массы $m_{вр}$, после остановки которой все тела системы начинают колебаться относительно своих положений равновесия, составляет примерно 6,5 с.



а) – в левой ветви для массы $m_{л1}$; б) – в левой ветви для массы $m_{л2}$;
в) – в правой ветви для массы $m_{л1}$; г) – в правой ветви для массы $m_{п2}$

Рис.3. Графики усилий в упругих элементах пятимассовой системы, рассчитанные в пакете MathCad

Полные усилия в верхних сечениях головных канатов определяются по формулам:

$$F_л = \sum_{f=1}^{2} F_{л\,f} + a_ш \cdot m_{л.о} + g \cdot m_л \quad , \tag{11}$$

$$F_п = \sum_{f=1}^{2} F_{п\,f} + a_ш \cdot m_{п.о} + g \cdot m_п \quad , \tag{12}$$

где $\sum_{f=1}^{2} F_{л\,f}$, $\sum_{f=1}^{2} F_{п\,f}$ – сумма усилий в упругих элементах левых и правых осцилляторов соответственно;

$m_{л.о}$, $m_{п.о}$ – жесткие массы левого и правого осцилляторов;

$m_л$, $m_п$ – полные массы левой и правой ветвей.

На рисунке 4 представлены графики изменений полных усилий в верхних сечениях канатов. Видно, что усилия в канатах достигают максимума после 6,5с, в момент остановки барабана подъемной установки. Наибольшие усилия в левой спускаемой ветви с грузом достигают $3{,}3 \cdot 10^5$Н. Колебания имеют затухающий характер. Анализируя полученные графики полных усилий следует отметить, что основная частота колебаний имеет преобладающий характер. Влияние, которые оказывают на нее другие частоты, незначительно и ими можно пренебречь.

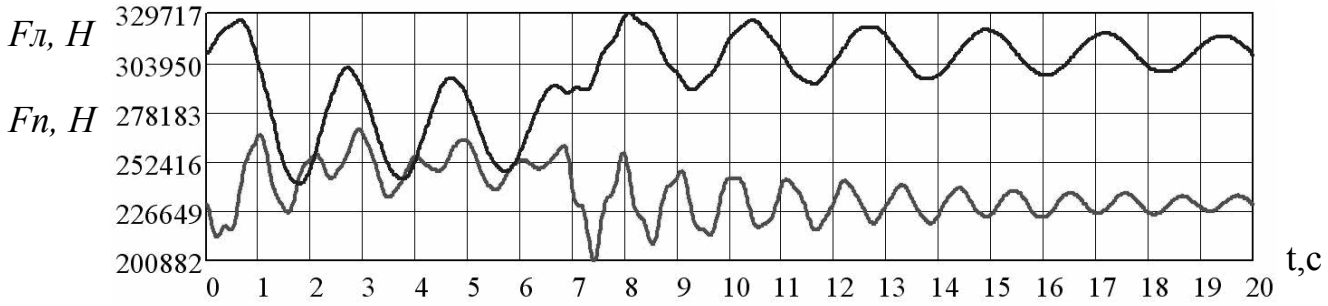


Рис.4. Полные усилия в верхних сечениях канатов

Для проверки условия отсутствия проскальзывания каната по шкиву трения были рассчитаны и построены графики функций $y1(t) = \frac{F_л}{F_п}$ и $y2(t) = \frac{F_п}{F_л}$ (см. рис. 5), представляющие отношения усилий в верхних сечениях канатов, а также график максимально допустимого отношения по условию отсутствия проскальзывания каната по шкиву трения $E(t) = \frac{e^{f\acute{r}}}{\acute{r}_{дин}}$.

Так как максимальные значения функций $y1(t)$ и $y2(t)$ не превышают предельно допустимого по условию отсутствия проскальзывания канатов значения функции $E(t)$ (см. рис. 5), то проскальзывания канатов по поверхности шкивов трения в процессе торможения не произойдет.

С целью проверки правильности результатов, полученных при моделировании процесса торможения многоканатной машины в программе MathCad, был выполнен расчет динамики пятимассовой системы в программе SolidWorks/Motion.

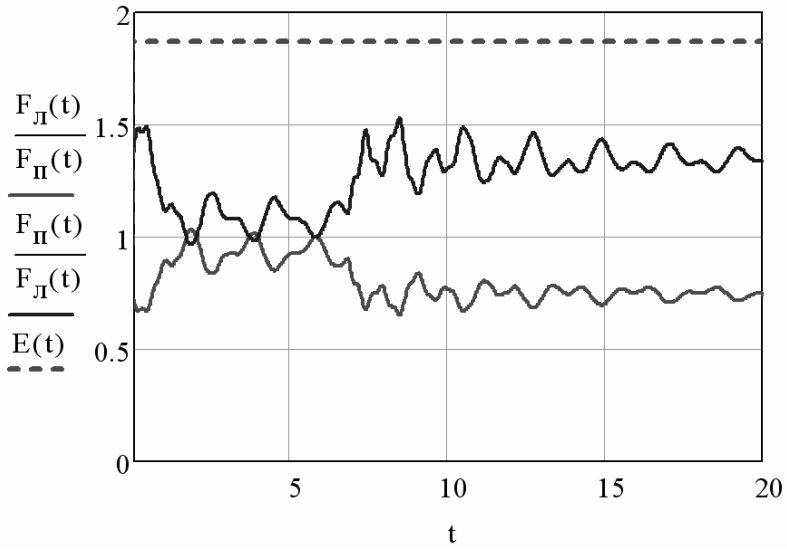


Рис. 5. Отношение усилий в верхних сечениях канатов для определения условия отсутствия проскальзывания каната по шкиву трения

В графическом редакторе SolidWorks была создана твердотельная модель пятимассовой системы динамического аналога подъемной установки, представленная на рисунке 6. Все массы соединены упруго-демпфирующими элементами, для моделирования которых был использован инструмент «Пружина» со свойствами пружины растяжения-сжатия и возможностью задания коэффициента демпфирования.

Различные значения масс кубических тел, имеющих одинаковый объем, задаются в массовых характеристиках соответствующей величиной плотности материала параметром «Массовая плотность». Масса среднего кубического тела $m_{вр}$ равна суммарной массе $m_{вр} + m_{л3} + m_{п3} = 44752$ кг.

Над средней массой $m_{вр}$ расположена прямоугольная плита (см. рис.6), имитирующая тормозную колодку дискового тормоза. Для обеспечения выполнения функции торможения прямоугольной плите заданы необходимые сопряжения: перемещение плиты зафиксировано и может происходить только по нормали к направлению движения средней массы $m_{вр}$; между нижней гранью прямоугольной плиты и верхней гранью массы $m_{вр}$ задано сопряжение «Совпадение» и установлен коэффициент трения, равный 0,3.

В SolidWorks/Motion значение тормозной силы, прикладываемой к верхней грани прямоугольной плиты (см. рис.2), задавалось в виде функции времени введением в командной строке выражения:

*IF (TIME-0.3: 0, (3*100000*(1-EXP((-TIME+0.3)/0.493)))/0.3,(3*100000*(1-EXP((-TIME+0.3) /0.493)))/0.3)*

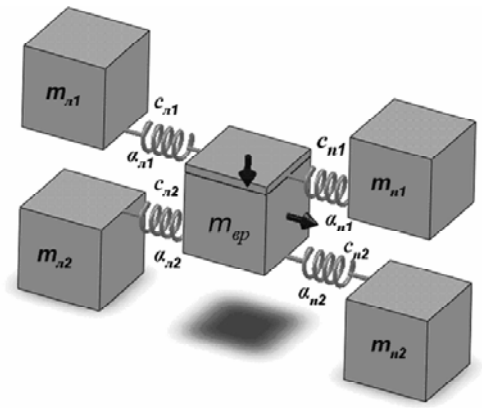
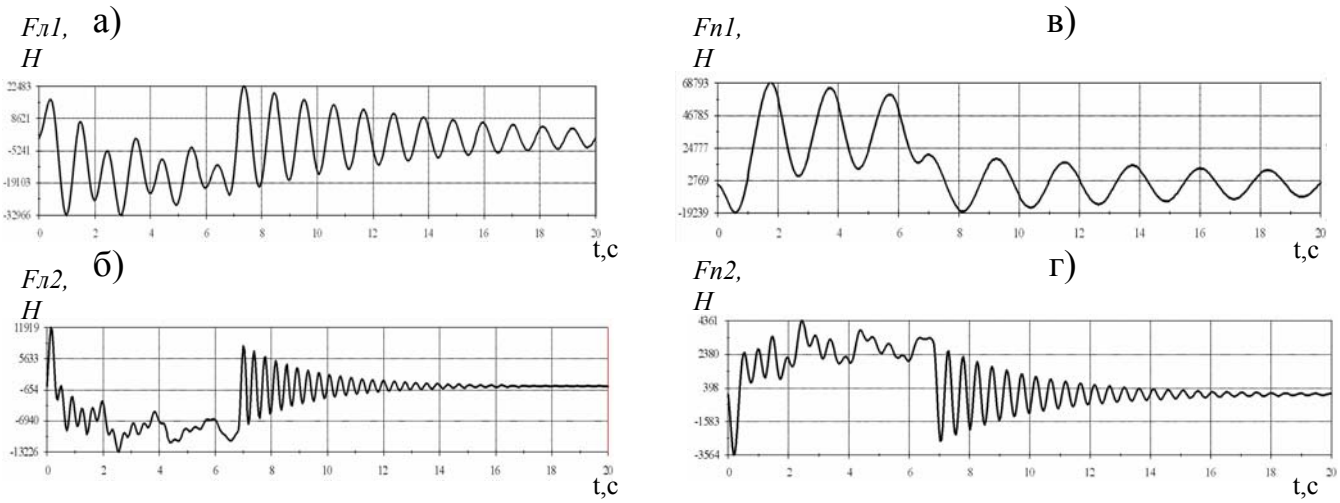


Рис.6. Твердотельная модель динамического аналога многоканатной подъемной установки

При выборе вкладки «Анализ движения» в программе SolidWorks/Motion для каждого тела твердотельной пятимассовой модели задавались начальные скорости: $\dot{x}_{л1}, \dot{x}_{л2}, \dot{x}_{вр}, \dot{x}_{п1}, \dot{x}_{п2}$. Так как перед началом торможения подъемные сосуды движутся равномерно, то скорость всех тел принималась равной 7,5 м/с. Был рассмотрен режим спуска груза, как наиболее опасный случай работы многоканатной шахтной подъемной машины.

После запуска расчета параметров движения в графическом окне программы SolidWorks/Motion происходит визуализация перемещений тел пятимассовой модели. Вывод графических зависимостей усилий в упругих элементах производится из вкладки PropertyManager выбором в категории «Силы» результирующего компонента «X-составляющая» и в качестве определяющего компонента указанием на требуемый упругий элемент.

В результате получены графики усилий, действующих в упругих элементах при торможении, которые представлены на рисунке 7.



а) – в левой ветви для массы $m_{л1}$; б) – в левой ветви для массы $m_{л2}$;
в) – в правой ветви для массы $m_{л1}$; г) – в правой ветви для массы $m_{п2}$

Рис.7. Графики усилий в упругих элементах пятимассовой системы при моделировании процесса торможения многоканатной подъемной установки в SolidWorks/Motion

Как видно из приведенных на рисунках 3 и 7 графиков, результаты моделирования в MathCAD идентичны результатам расчетов в пакете SolidWorks/Motion. Ошибка при определении величин усилий в упругих элементах пятимассовой системы не превышает 4%, что говорит о правильности полученных результатов.

Анализируя систему (4) и выражение тормозного момента (5) видно, что при заданных условиях подъема груза, выбранном типе подъемной установки и постоянных значениях параметров, приведенных в табл. 1 на динамические свойства системы оказывают влияние три основных фактора: коэффициент массивности μ подъемной установки, постоянная времени тормоза *TF* и время холостого хода тормоза *tx.x*

Тормозную систему характеризуют следующие параметры:

tx.x - время холостого хода тормоза, регламентируется правилами безопасности. Для действующих подъемных установок $tx.x \leq 0{,}5$, для вновь создаваемых $tx.x \leq 0{,}3$.

$TF = \frac{t_{cp} - t_{x.x}}{ln\acute{r} - Бn(\acute{r} - Б)}$ - постоянная времени тормоза, характеризующая интенсивность приложения тормозного усилия.

$\mu = \frac{Q_{гр}}{M}$ – коэффициент массивности подъемной установки, м/сек^2 [2]. Физический смысл коэффициента - ускорение или замедление свободного выбега. Для большинства подъемных установок коэффициент массивности находится в пределах $0{,}15 \leq \mu \leq 1{,}9$.

Определим зависимость кратности тормозного момента γ от трех параметров: коэффициента массивности μ подъемной установки, постоянной времени тормоза TF и времени холостого хода тормоза *tx.x* , значения которых приведены в таблице 2.

Таблица 2

Значения уровней и интервалов варьирования факторов

Наименование и обозначение факторов	Уровни варьирования			Интервалы варьирования
	-1	*0*	*+1*	
Коэффициент массивности μ	0,4	0,8	1,2	0,4
Время срабатывания T_F	0,1	0,3	0,5	0,2
Время холостого хода $t_{x.x}$	0,1	0,2	0,3	0,1

Аппроксимирующие уравнения кратности тормозного момента для случаев подъема и спуска груза имеют вид:

$$\gamma_{под}(\mu, T_F, t_{x.x}) = 6{,}103 + 4{,}714\mu - 0{,}552T_F + 0{,}039t_{x.x.}$$
$$-0{,}661\mu T_F - 0{,}122\mu t_{x.x.} + 0{,}149T_F t_{x.x.} - 0{,}012\mu T_F t_{x.x.}$$

$$V_{cn}(\mu, T_F, t_{x.x}) = 7,726 - 5,277\,\mu + 1,645\,T_F - 0,088\,t_{x.x} - 1,292\,\mu T_F - 0,13\,\mu t_{x.x} - 0,033\,T_F t_{x.x} - 0,05\,\mu T_F t_{x.x}$$

Определена погрешность интерполяции. Неточность интерполяционной формулы оценена абсолютной среднеквадратической ε и максимальной относительной β погрешностями:

- абсолютная среднеквадратическая погрешность определения кратности тормозного момента при подъеме груза

$$\varepsilon_n = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^{n} \Delta_i^2}}{n} = 1,375.$$

- абсолютная среднеквадратическая погрешность определения кратности тормозного момента при спуске груза

$$\varepsilon_c = 0,084.$$

- максимальная относительная погрешность определения кратности тормозного момента при подъеме груза

$$\beta_n = \frac{\varepsilon_n}{\gamma^{min}} \cdot 100\% = 6,5\%.$$

- максимальная относительная погрешность определения кратности тормозного момента при спуске груза.

$$\beta_{max} = \frac{\varepsilon_c}{\gamma_{max}^{min}} \cdot 100\% = 11,3\%.$$

Небольшая максимальная относительная погрешность служит основанием для такого заключения: полученная функция интерполяции является удовлетворительной математической моделью кратности тормозного момента многоканатной подъемной машины.

Используя разработанную математическую модель были получены графики зависимости коэффициента запаса тормозного момента от коэффициента массивности подъемной установки, приведенные на рис.8.

Диаграмму можно разбить на 3 зоны. В первой зоне $0,1 \le \mu \le 0,8$ величина кратности тормозного усилия γ ограничивается линиями подъема груза 3 и спуска груза 4.

Во второй зоне $0,8 \le \mu \le 1,0$ величина кратности тормозного усилия γ ограничивается линией 5 спуска груза с максимально допустимым ускорением и линией 4 для спуска груза с минимально допустимым ускорением 1,5 м/с^2.

В третьей зоне $\mu > 1,0$ необходимо применять тормозную систему со ступенчатым изменением тормозного усилия.

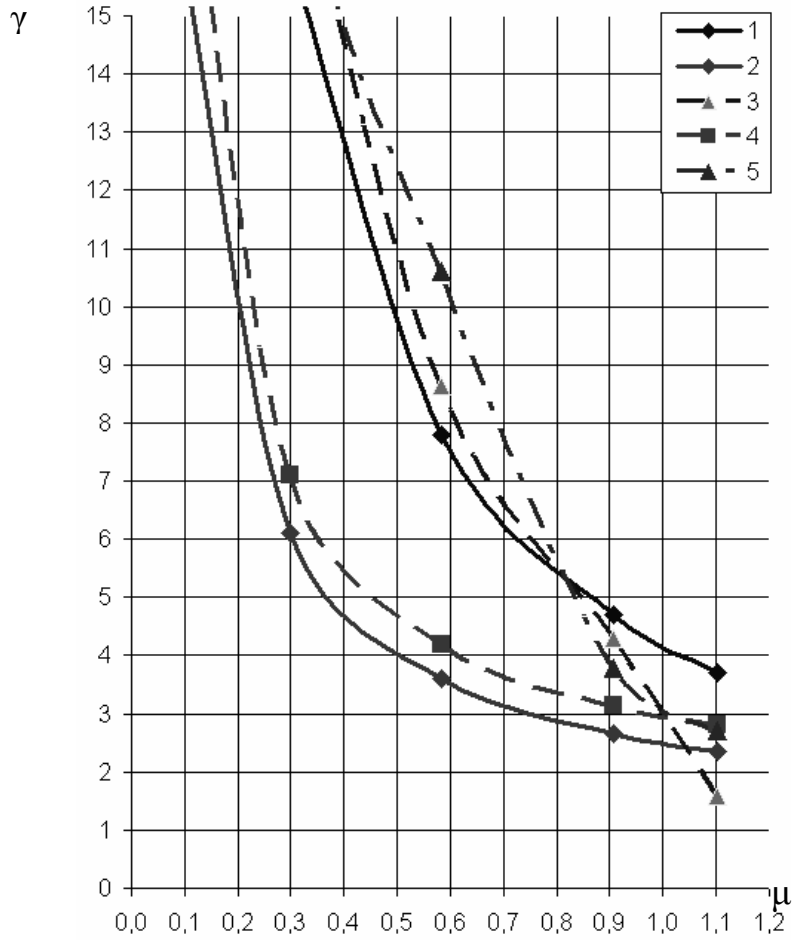


Рис. 8. Зависимость коэффициента запаса тормозного момента от коэффициента массивности подъемной установки

Выводы. В результате проведенного исследования была решена актуальная научная задача по обоснованию параметров дискового тормозного устройства для многоканатной шахтной подъемной установки. Для расчетного случая шахтная подъемная установка со шкивом трения – твердое тело и тормозное усилие прикладывается дискретно, допустимое соотношение между коэффициентом запаса тормозного момента γ и коэффициентом массивности μ, определенное из условия отсутствия переподъема сосуда ($a_{зам}$>1,5м/с^2), определяется с погрешностью 10-15% а из условия отсутствия набегания сосуда на канат ($a_{зам}$<5 м/с^2), - 12-15%.

При использовании модели шахтной подъемной установки со шкивом трения в виде твердого тела с дискретным приложением тормозного усилия, погрешность в определении области использования тормозных систем с одноступенчатым регулированием может составлять 30-40%.

Допустимое соотношение между коэффициентом запаса тормозного момента γ и коэффициентом массивности μ необходимо определять для шахтной подъемной установки со шкивами трения, как системы с распределенными параметрами с учетом плавности нарастания тормозного момента и ограничением по проскальзыванию каната по шкиву.

Наибольшие допустимые значения коэффициента γ при заданном коэффициенте μ необходимо определять для расчетного случая подъем груза для $\mu \leq 0{,}8$ и спуск груза $\mu \geq 0{,}8$.

Для шахтных подъемных установок со шкивом трения при коэффициенте массивности μ больше 1 необходимо регулировать настройки предохранительного торможения в зависимости от спуска или торможения груза.

Список литературы

1. Трибухин В.А. Обоснование параметров и режимов торможения шахтных подъемных машин с многомодульным дисковым тормозом: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.05.06 «Горные машины» / Трибухин Валерий Анатольевич; НИИ горной механики им. М.М.Федорова (НИИГМ им. М.М.Федорова). – Донецк, 2003. – 16 с: ил., табл. – Библиогр.:с. 17-18.

2. Димашко А.Д. Шахтные электрические лебедки и подъемные машины / Димашко А.Д., Гершиков И.Я., Кревневич А.А. – М.:Недра, 1973.- 310 с.

3. Вертикальный транспорт на горных предприятиях / [Потураев В.Н., Червоненко А.Г., Колосов Л.В., Безпалько В.В.] – М.:Недра, 1975.- 351с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Франчуком В.П.
Надійшла до редакції 13.10.10

УДК 622.281.742

© И.Н. Слащев, С.А. Курносов, Н.А. Иконникова,
П.Е. Филимонов, А.А. Цикра

ПРОМЫШЛЕННЫЕ ИСПЫТАНИЯ НОВЫХ СПОСОБОВ И СРЕДСТВ ПОВЫШЕНИЯ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ АНКЕРНЫХ СИСТЕМ В НЕУСТОЙЧИВЫХ ПОРОДАХ

В статье приведены результаты научных исследований и промышленных испытаний новых способов повышения несущей способности анкерных систем в неустойчивых породах, технологий и технических средств нарезки профиля шпуров.

У статті наведені результати наукових досліджень і промислових випробувань нових способів підвищення несучої здатності анкерних систем у нестійких породах, технології і технічних засобів нарізки профілю шпурів.

The results of scientific research and industrial testing new ways to increase the load-bearing capacity of roof bolts system in unstable rocks, technology and technical equipment of cutting boreholes rifling.

В сложных горно-геологических условиях разработки угольных месторождений в неустойчивых породах арочная крепь по несущей способности и податливости практически исчерпала свои возможности, поэтому естественным направлением повышения эффективности поддержания подготовительных выработок и обеспечения безопасности горных работ является дополнительная установка сталеполимерных анкеров, которые обладают высокой несущей спо-

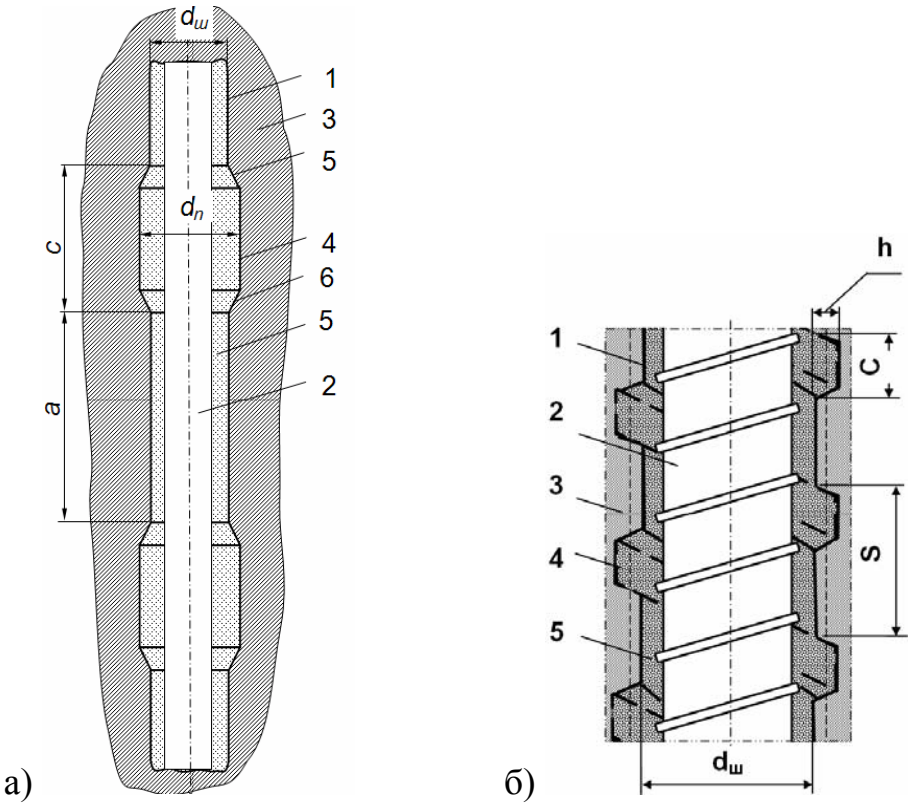
собностью. Следует отметить, что технология возведения сталеполимерной анкерной крепи хорошо отработана для устойчивых прочных пород, но рассчитана на минимальную податливость штанги анкера в пределах упругой деформации, что обеспечивает сохранение в монолитном состоянии армированного породного блока [1]. В неустойчивых породах (в том числе обводненных) или при слабой адгезии полимерного состава под действием горного давления происходит сдвиг анкера на контакте с породой вследствие недостаточной физической и химической связи с поверхностью шпура. В результате множественных разрушений контакта сталеполимерный анкер теряет до 90 % своей первоначальной несущей способности [2].

В зарубежной практике проходят испытания два основных способа повышения несущей способности анкеров [3], которые заключаются в нарезке ленточной резьбы в шпурах специальной резьбонарезной головкой или в завинчивании винтовых штанг с резьбонарезающими витками в шпуры с предварительно установленными в них ампулами закрепителя. Надо отметить, что данные способы дорогостоящие и требуют существенных изменений в оснастке и технологии анкерования: проектирования и инструментального производства размерного ряда резьбонарезных буров для шпуров различного диаметра; существенной модернизации буровых установок таким образом, чтобы строго выдерживать требуемые обороты и подачу инструмента; наладки производства штанг с резьбонарезающими витками и блоков автоматического управления для согласования подачи и вращения анкера в процессе его введения в шпур.

ИГТМ НАН Украины совместно с инженерно-техническими работниками АП «Шахта им. А.Ф. Засядько» разработаны и внедряются в производство новые способы повышения несущей способности сталеполимерных анкеров в неустойчивых породах и буровые ставы для их реализации (патенты Украины № 28469, № 39204, № 41968, № 49822), основанные на физическом взаимодействии анкера с породной стенкой шпура при его страгивании под действием сил горного давления. Способы включают технологические операции по управляемому нарезанию поверхности шпуров для создания локальных зон сжатия при малых перемещениях анкеров [4, 5]. Технологии реализации данных способов основаны на том, что в процессе бурения система «буровой став – породный массив» представляет собой динамическую детерминированно-хаотическую систему, в которой детерминированными (определяемыми) являются проектируемые параметры: геометрические размеры шпура – диаметр, форма и рельеф поверхности стенок, а также технические и технологические параметры – скорость вращения и усилие подачи бурового оборудования, конструкция и механическая характеристика бурового става, тип бурового инструмента. В свою очередь к динамическим хаотически изменяющимся элементам системы можно отнести вибрацию бурового оборудования, упругие колебания буровой штанги и изменяющуюся прочность срезаемых пород в шпуре. Даже при бурении в благоприятных условиях создается вибрация, которая приводит к появлению случайного распределения микровыступов и микровпадин на стенках шпура, в результате чего формируется шероховатость, которая влияет на несущую способность системы анкерного крепления. То есть, процесс создания необходи-

мой формы шпура определяется детерминистическими законами, а наличие динамической составляющей данной системы и случайных факторов обуславливает степень его шероховатости.

Технология первого способа заключается в том, что в стандартный технологический процесс бурения шпуров вводится дополнительная операция – рассверливание на заданных глубинах нескольких полостей (рис. 1, а), форма, размеры, количество и расположение которых по длине шпура определяется с учетом прочностных характеристик полимерного закрепителя, породы и нормативных технологических требований на установку сталеполимерных анкеров.



1 – шпур; 2 – анкерная штанга; 3 – порода; 4 – полости; 5 – полимерный закрепитель; 6 – конические поверхности

Рис. 1. Способы повышения несущей способности сталеполимерных анкеров в неустойчивых породах: а – рассверливанием полостей; б – нарезкой одно- или трехзаходного винтового паза.

К началу анкерования горной выработки определяют диаметр шпура $d_ш$, диаметр пустоты разбуривания принимают равным $d_п = (1{,}12 - 1{,}22)d_ш$, высоту пустоты разбуривания определяют из соотношения:

$$C > P \Big/ (\tau_{ср}^{пс} \cdot \pi d_ш), \qquad (1)$$

где P – усилие на растяжение, которое действует на анкер, кН; $\tau_{ср}^{пс}$ – предельная прочность полимерного слоя закрепителя на срез, МПа.

Расстояние между пустотами разбуривания определяют из условия равновесия:

$$(a-b)/c = \tau_{cp}^{nc} \Big/ \tau_{cp}^{nc}, \qquad (2)$$

где τ_{cp}^{n} – предельная прочность породы на срез, МПа; b – допустимая величина сдвига анкера (податливость).

Получив исходные данные, бурят шпур 1 в породах 3 (рис. 1, а), извлекают буровые штанги, устанавливают буровую коронку со смещенным центром и разбуривают в шпуре 1 необходимое количество пустот 4 на высоту С, сохраняя максимальные обороты инструмента с учетом расстояния a между ними. При этом на входе и выходе полостей 4 образуются конические поверхности 6. После извлечения бурового инструмента из шпура устанавливают ампулы с полимерным закрепителем 5 и подают анкер 2 в шпур с вращением, обеспечивая качественное перемешивание компонентов закрепителя и его плотное проникание в кольцевой зазор по всей длине анкера.

В процессе работы сталеполимерного анкера в режиме податливости, полимерные выступы внедряются в породу, смещая ее наружу и сжимая в пределах опорного слоя, что значительно повышает прочность закрепления анкера и увеличивает его сопротивление вытягиванию.

Второй способ значительно снижает затраты времени на подготовку шпура и повышает технологичность процесса анкерования за счет нарезки на стенках шпура одно- или трехзаходного винтового паза непосредственно в процессе бурения. Такой рельеф представляет собой винтовую впадину с шагом S (рис. 1, б). При смещении анкера относительно породы на величину, не превышающую шаг винтовой линии, в отличие от традиционной технологии закрепления в «гладких» шпурах, сохраняется 80-90 % его несущей способности.

Специализированное оборудование для реализации данного способа содержит штангу 1, адаптер 2 и буровой резец 3, размещенный с эксцентриситетом относительно адаптера, который располагается под углом α относительно оси штанги (рис. 2). При этом расстояние отклонения оси адаптера от оси штанги в плоскости размещения буровой коронки равно эксцентриситету установки буровой коронки, который направлен в противоположную сторону от направления отклонения оси адаптера и принимается равным 1-3 мм.

К началу анкерования горной выработки определяют прочность пород и полимерного закрепителя, необходимый диаметр шпура. Проводят расчеты исходных данных: глубины паза h, значения которого принимают в диапазоне $(0{,}05-0{,}10)\,d_{ш}$, при этом наибольшую глубину принимают для менее крепких пород; ширины паза из соотношения (1); шага винтовой линии по формуле:

$$S = \frac{P}{k\tau_{cp}^{n}\pi(d_{ш}+2h)} + C + l, \text{ мм}, \qquad (3)$$

где l – предельная величина сдвига анкера под нагрузкой, мм; k – коэффициент заходности винтовой линии, который принимается равным 1 или 3 в зависимости от типа бурового става и прочности пород.

Рис. 2. Средства для управляемого профилирования стенок шпуров: а – схема специализированного бурового става; б – внешний вид в сборе; в – адаптер с эксцентриситетом; г – резец породный анкерный РПА-181.

Необходимая глубина винтового паза задается величиной эксцентриситета и углом разворота адаптера, а шаг винтовой линии – прочностью пород, скоростью вращения и подачи бурового инструмента. Размещение адаптера под углом относительно оси штанги позволяет получать заданный размер диаметра нарезки шпура и дает возможность нарезать шпур с пазом по винтовой линии, который выполняется одно- или трехзаходным.

В технологическом процессе буровой став выполняет четыре технологических операции: бурение и одновременную нарезку трехзаходного паза в шпурах, разрушает полимерную оболочку ампул с компонентами закрепителя, перемешивает его и центрирует анкер по оси шпура. Использование такого бурового става позволяет значительно повысить эффективность технологии анкерования и несущую способность анкерного крепления.

С целью оценки эффективности промышленного применения новых способов и средств повышения несущей способности анкерных систем в неустойчивых породах в условиях АП «Шахта им. А.Ф. Засядько» проведены их широкомасштабные испытания. Методикой шахтных испытаний были предусмотрены: определение устойчивости подготовительных выработок, закрепленных рамно-анкерными крепями повышенной несущей способности, и оценка возможности их повторного использования путем проведения комплекса инструментальных измерений и геофизического мониторинга; отработка параметров режимов бурения и профилирования шпуров; выбор наиболее эффективных резцов для бурения шпуров под анкерное крепление и оценка их возможности создавать необходимый профиль, контроль рельефа поверхности шпуров с помощью кавернометра конструкции английской фирмы МРТ (погрешность из-

мерений 0,1 мм) с шагом перемещения замерного сечения через каждые 20-25 мм длины шпура.

Промышленные испытания проводились при установке анкерного крепления в кровле подготовительных выработок и при поддержании кровли угольного пласта на сопряжениях лавы (рис. 3).

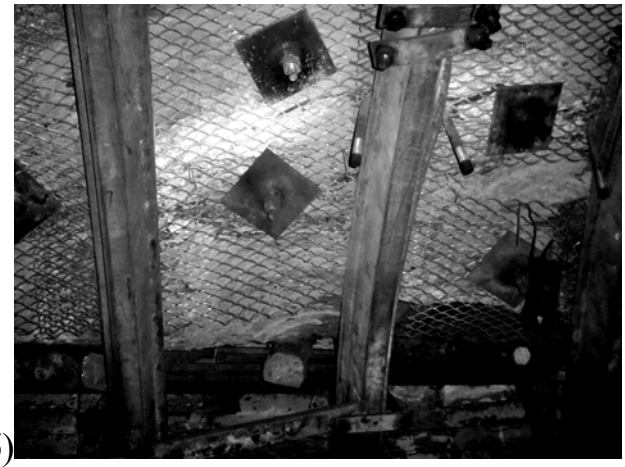
а) б) 

Рис. 3. Установка анкерных систем повышенной несущей способности в кровле штреков (а) и на сопряжении лава-штрек (б)

Применяемый на шахтах инструмент для бурения шпуров при установке анкерного крепления имеет различные технико-экономические характеристики, которые зависят от его прочности и износостойкости. Оптимальный режим бурения может быть обеспечен получением наилучших технико-экономических показателей (при данных условиях бурения) за счет управляемых параметров, которые можно изменять в процессе работы: осевой нагрузки на резец, частоты вращения, расхода и параметров бурового раствора, типа резца. При прочих равных условиях тип бурового резца может значительно повысить показатели работ при анкеровании выработок.

Развитие техники бурения шпуров связано с дальнейшими научными исследованиями и широким промышленным применением различных конструкций буровых резцов с рациональными силовыми и энергетическими параметрами для пород различной крепости и абразивности. Поэтому для оценки показателей работы бурового инструмента и его соответствия техническим требованиям к бурению и профилированию шпуров на шахте им. А.Ф. Засядько проведены испытания и сравнение эффективности работы наиболее часто применяемых резцов РПА-32, РШ-181, РШ-183 и анкерного резца новой конструкции РПА-181 (рис. 4).

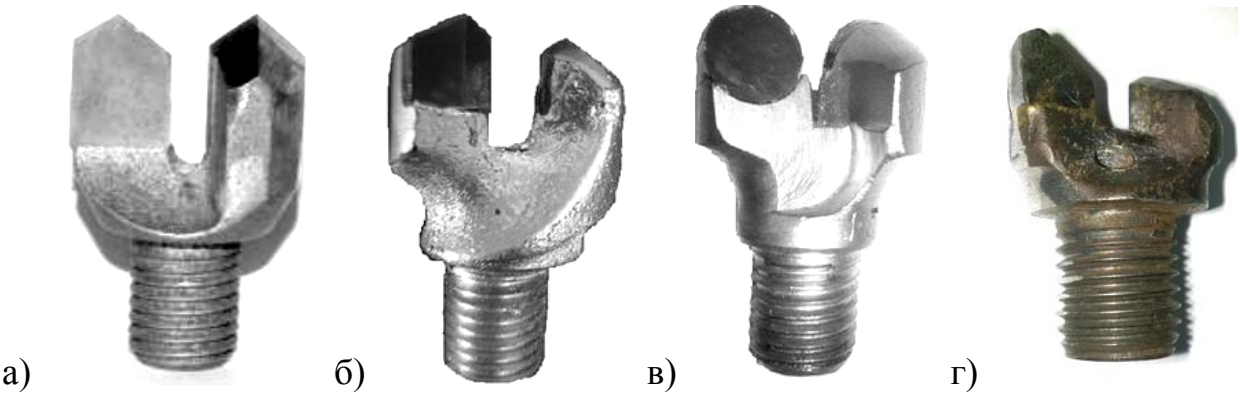


Рис. 4. Типы испытанных резцов для бурения шпуров под анкерное крепление: а – РПА-32; б – РШ-181; в – РШ-183; г – РПА-181

Буровой резец должен отвечать следующим требованиям:

– обеспечивать стабильную работу при бурении пород с твердыми включениями;

– поддерживать тепловой режим работы твердосплавных пластин;

– эффективно удалять из шпура буровую мелочь;

– быть ремонтопригодным и иметь возможность повторного использования после заточки режущей кромки;

– обеспечивать скоростной режим бурения;

– иметь высокую износостойкость;

– в условиях необходимости повышения несущей способности анкеров в неустойчивых породах обеспечивать возможность управляемого изменения профиля шпура с образованием полостей или винтовых пазов.

Основными критериями оценки эффективности работы резцов при бурении и нарезке пазов для установки анкеров послужили следующие показатели: проходка (h), соответствующая количеству метров, пробуренных данным резцом до полного износа; проходка за рейс (h_p), соответствующая количеству метров, пробуренных резцом с момента спуска до момента подъема его с забоя; средняя механическая скорость проходки (v_m), соответствующая количеству метров, пробуренных в единицу времени (t_m); средняя рейсовая скорость проходки (v_p), соответствующая средней скорости углубления скважины с учетом затрат времени на разрушение породы и замену изношенного резца новым.

Как видно из результатов промышленных испытаний буровых резцов (табл. 1), наивысшую работоспособность и скоростной режим бурения показали резцы РПА-181.

Анализ и изучение опыта работы резцами РПА-181 показал, что одним из факторов, оказывающих влияние на режущий контакт, послужила ориентация потока продувки по отношению к режущей кромке. Сопла отклоняют струю продувки вперед по отношению к оси вращения корпуса буровой коронки в сторону режущей кромки под углом 45°-50°, что позволило более эффективно удалять штыб, индивидуально очищать и охлаждать каждое перо резца.

Таблица 1

Результаты промышленных испытаний резцов для бурения и профилирования шпуров для установки анкерного крепления

Тип резца	Каналы для продувки, шт	Режим	Пройдено, м	Израсходовано резцов, шт	Ср. время углубления забоя на 2,4 м, мин	Проходка, одним резцом h, м	Отн. погрешность, $\delta(h)$, %
РПА-32	1	бурения	864	38	4,9	22,7	±16,2
		+ профилир.	Не пригоден	–	–	–	–
РШ-181	1	бурения	1089	42	4,3	25,9	±17,1
		+ профилир.	Не пригоден	–	–	–	–
РШ-183	1	бурения	778	24	4,4	32,4	±19,3
		+ профилир.	Не пригоден	–	–	–	–
РПА-181	2	бурения	1555	24	3,1	64,8	±14,2
		+ профилир.	2352	38	3,6	61,9	±12,4

В резце РПА-181 два продувочных отверстия, расположенных между двумя опорными пластинами, формируют эффект срыва струи в непосредственной близости от режущих кромок. Продувка области резания двумя соплами дает дополнительные преимущества, так как продувочный поток очень быстро отклоняется от выбуриваемой породы и не загрязняет шпур. Как показал опыт проходки шпуров, данный эффект особенно важен при бурении глинистых минералов (монтмориллонит), у которых в одной плоскости существует ионная (более прочная) связь, а в другой – молекулярная (менее прочная). Поэтому неустойчивые породы, содержащие монтмориллонит, легче разрушаются по плоскостям с молекулярной связью.

Следует обратить внимание на напайку, в отличие от других резцов она толще, и врезана в тело пера, что дало возможность, во-первых, повторно затачивать резец, во-вторых, существенно снизить вероятность срыва напайки. Конструктивные и технологические преимущества значительно увеличивают срок работы резца, обеспечивают возможность его ремонта и повторного использования.

Уменьшенная длина пера резца РПА-181 пропорционально снижает длину рычага, а следовательно снижает силу воздействия породы на основание перьев, что повышает прочность конструкции. Геометрия режущих лезвий и рассечки обеспечивает повышенную удельную нагруженность резца, увеличивая его ресурс и скорость бурения при одновременном снижении пылеобразования. По сравнению с другими испытанными резцами, при прочих равных условиях, износостойкость резцов РПА-181 в 2,4-2,6 раз больше, среднее время на углубление забоя ниже на 19-58 % (табл. 1). Кроме того, конструкция данного резца позволяет осуществлять целенаправленное профилирование стенок шпуров для установки анкерного крепления повышенной несущей способности в неустойчивых породах (рис. 5).

Рис. 5. Трехзаходный винтовой паз, полученный при управляемом профилировании шпуров резцом РПА-181

В результате промышленных испытаний новых способов и средств поддержания подготовительных выработок, проведенных в условиях неустойчивых вмещающих пород 13-ой восточной и 12-ой, 13-ой западных лав пласта l_1, 2-5-ых западных лав пласта l_4, восточной уклонной и 18-ой восточной лав пласта m_3, установлено, что существенное повышение устойчивости подготовительных выработок достигается без увеличения трудоемкости крепления. По данным комплексного мониторинга проявлений горного давления смещения кровли штреков, закрепленных комбинированными рамно-анкерными крепями с повышенной несущей способностью анкеров, снизились в среднем на 56 %. Технико-экономический анализ, проведенный для 2-ой и 3-ей западных лав пласта l_4 показал, что фактический экономический эффект от применения данных технологий и техники крепления подготовительных выработок, только за счет роста нагрузки на очистной забой по газовому фактору, составил более 2 млн. грн. По результатам научных исследований ИГТМ НАН Украины и многолетнему опыту поддержания подготовительных выработок на АП «Шахта им. А.Ф. Засядько» новые способы повышения несущей способности анкерных систем рекомендованы к применению в условиях неустойчивых пород.

Выводы. Промышленные испытания показали, что в сложных горно-геологических условиях неустойчивых (в том числе обводненных) пород анкерные штанги следует устанавливать в шпуры, обеспечивающие повышенную связь сталеполимерного анкера с породой. Образование таких шпуров реализуется технологиями и техническими средствами нарезки заданного рельефа стенок шпуров с применением специализированных буровых ставов и резцов. Лучшие показатели работы как при бурении, так и при профилировании шпуров имеют резцы породные анкерные РПА-181, которые обладают наиболее высокими техническими характеристиками: износостойкость выше аналогов в 2,4-2,6 раза, среднее время бурения 1 п. м. шпура ниже на 19-58 %, возможность целенаправленного изменения профиля стенок шпуров с образованием винтовых полостей.

Список литературы

1. Булат, А.Ф. Опорно-анкерное крепление горных выработок угольных шахт [Текст] / А. Ф. Булат, В. В. Виноградов. – Днепропетровск: “Вільпо”, 2002. – 371 с.

2. Цикра, А.А. Разработка способов повышения несущей способности анкерной крепи при рамно-анкерном поддержании выработок в неустойчивых породах [Текст]: автореф. дис... канд. техн. наук: 05.15.02 / ИГТМ им. Н.С. Полякова НАН Украины. – Днепропетровск, 2010. – 18 с.

3. Giraldo, L. Improved pull out strength of fully grouted roof bolts through hole geometry modification. // L. Giraldo, S. Cotten, J. Farrand / Proc. 24th Int. Conf. on Ground Control in Mng.– Morgantown, WVU, 2005.-Pp. 279 – 283.

4. Практический опыт повышения эффективности угледобычи и безопасности труда в сложных горно-геологических условиях [Текст] / И.Н. Слащев, С.А. Курносов, Е.А. Слащева и др. // Научный вестник НГУ. – Днепропетровск: РИК НГУ, 2009. – № 11. – С. 20-25.

5. Курносов, С.А. Повышение несущей способности комбинированной рамно-анкерной крепи в сложных горно-геологических условиях [Текст] / С.А. Курносов, И.Н.Слащев, А.А. Цикра // Геотехническая механика. – Днепропетровск : ИГТМ НАНУ, 2007. – Вып. 69. – С. 114-121.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Голіньком В.І.
Надійшла до редакції 02.10.10

УДК 622.276

© А.В. Инкин, Н.А. Максимова-Гуляева

ОЦЕНКА ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ВОСХОДЯЩЕГО ПОТОКА ПРИ ЛИФТИРОВАНИИ ВЯЗКОЙ ЖИДКОСТИ

Разработана математическая модель извлечения вязкопластичной жидкости с помощью эрлифта. На ее основе установлено изменение свойств газожидкостной смеси вдоль ствола скважины, что позволило минимизировать расход энергии затрачиваемой на подъем жидкости.

Розроблена математична модель вилучення в'язкопластичної рідини за допомогою ерліфта. На її основі встановлена зміна властивостей газорідинній суміші уздовж стовбура свердловини, що дозволило мінімізувати витрату енергії, що витрачалась на підйом рідини.

With the help of airlift the mathematical model of viscoplastic fluid extraction is developed. As a result the liquid-gas mixture properties changing along a borehole, that has allowed to minimize power consumption on liquid lifting is assigned.

Введение. Широко применяемый в практике разработки нефтяных и газовых месторождений насосный подъем жидкостей из земных недр на дневную поверхность сопряжен с большими затратами энергии. Кроме того, установка насосов в скважинах малого диаметра, используемых при освоении локальных месторождений жидких полезных ископаемых, приводит к их быстрому износу и становится неэффективной. Альтернативным способом добычи вязких жидкостей является компрессорная эксплуатация скважин с применением воздушных подъемников – эрлифтов. При этом подъем жидкости происходит посредством подающегося в сжатом виде и смешиваемого с ней газообразного рабочего агента (газа, воздуха или пара).

Повышение рентабельности добычи вязких жидкостей возможно путем сокращения непроизводительных энергетических затрат, возникающих при неадекватном учете изменения гидродинамических параметров лифтируемой смеси по высоте подъемных труб. Поэтому определение особенностей восходящего потока, вызванных неравномерным распределением давления вдоль ствола скважины, является актуальной научно-практической задачей.

Физические основы модели. Схема работы воздушного подъемника для откачки вязкопластичной жидкости, приведена на рис. 1. В скважины, через которые планируется производить ее отбор, спускаются два ряда насосно-

компрессорных труб (НКТ). Внутренние трубы 1 служат для подачи воздуха через башмак эрлифта 2 к забою скважины 3, внешние 4 – для поднятия газожидкостной смеси на поверхность.

При отсутствии отбора из скважины жидкость в НКТ и обсадной колонне будет находиться на одном уровне. При этом давление ее столба на забое скважины будет равно пластовому. Нагнетаемый по воздушной трубе воздух вытеснит из нее жидкость до башмака эрлифта, а затем начнет поступать в подъемную трубу, снижая тем самым плотность находящейся в ней жидкости, что приведет к ее подъему. При непрерывной подаче воздуха газожидкостная смесь поднимется до устья скважины и поступит в трубопроводы.

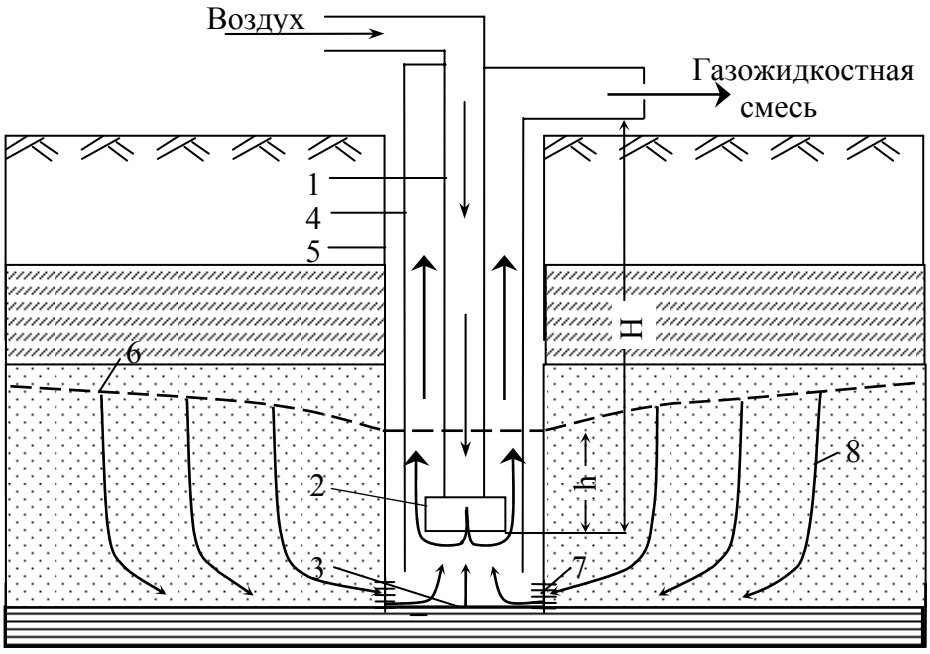


Рис. 1. Схема эрлифта для добычи вязкопластичной жидкости: 5 – обсадная колонна; 6 – динамический уровень; 7 – фильтр; 8 – направление течения жидкости

В месте входа газа в подъемную трубу в соответствии с его расходом устанавливается начальное давление (P_1). При этом давление на забое скважины будет пропорционально высоте столба жидкости от забоя до динамического уровня. В устье насосно-компрессорных труб, при выходе из нее смеси, также установится давление, равное давлению среды, в которой работает эрлифт (P_2). Таким образом, на находящуюся в подъемнике смесь будет постоянно действовать градиент давления, обусловливающий изменение ее гидродинамических параметров.

При составлении математической модели лифтирования вязкопластичной жидкости были приняты следующие допущения: 1) расширение газа происходит в изотермическом режиме вследствие значительного превышения теплоемкости жидкости над теплоемкостью газа; 2) газожидкостная смесь имеет четочный тип потока во всем диапазоне изменения расходов воздуха; 3) потери давления в эрлифте, вызванные местным сопротивлением и ускорением, не учиты-

ваются, ввиду доминирующего воздействия потерь, обусловленных гидростатическим столбом смеси и трением (98%) [1].

Методика моделирования. Для определения производительности эрлифта при откачке вязкой жидкости необходимо найти глубину погружения его башмака под динамический уровень (h, рис. 1), а также расход и давление закачиваемого газа. Этот расчет сводится к анализу различных вариантов значений, подлежащих определению величин, и построению кривых распределения давления с целью установления оптимального режима работы подъемника. При этом суммарный градиент потерь давления в нем можно определить из выражения:

$$\frac{\partial C}{\partial z} = \left(\frac{\partial C_{см}}{\partial z} \right) + \left(\frac{\partial C_{тр}}{\partial z} \right), \quad (1)$$

где ∂P – общая потеря давления в подъемнике; $\partial P_{см}, \partial P_{тр}$ – потери давления, обусловленные гидростатическим столбом смеси и трением соответственно.

Потеря давления, вызванная силой тяжести на участке подъемной трубы длиной z_i (рис. 2), будет равна

$$\Delta P_{смі} = \Delta z_i \rho_{смі} g, \quad (2)$$

где $\rho_{см}$ – плотность газожидкостной смеси; g – ускорение свободного падения.

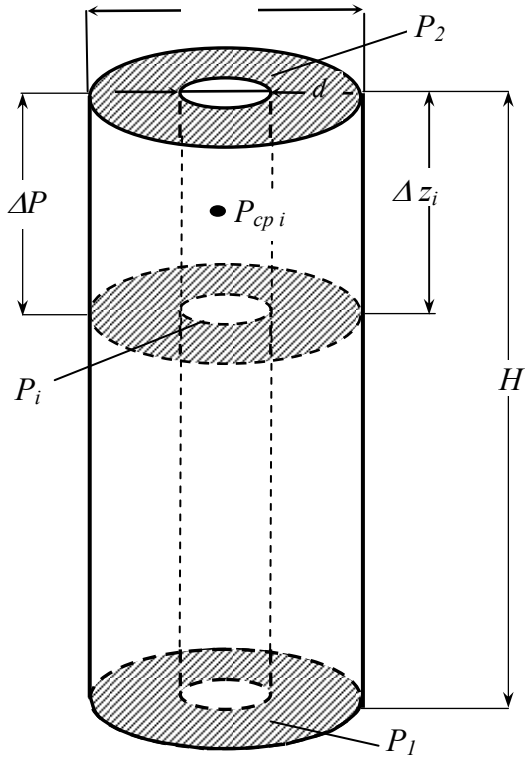


Рис. 2. Схема для расчета давления в насосно-компрессорных трубах эрлифта: D и d – внешний и внутренний диаметр НКТ; H – длина воздушного подъемника

Зависимость плотности смеси от газосодержания потока имеет вид

$$\rho_{смі} = \rho_{ж} - \varphi_i(\rho_{ж} - \rho_{воз}), \quad (3)$$

в которой истинное объемное газосодержание потока определяется по соотношению [2]

$$\varphi_i = 0{,}833\beta_i, \tag{4}$$

а объемное расходное газосодержание:

$$\beta_i = \frac{V_i}{Q + V_i}, \tag{5}$$

где $\rho_{воз}$, V и $\rho_{ж}$, Q – плотность, расход воздуха и жидкости соответственно.

При этом расход воздуха определяется из выражения

$$V = R_{зак} Q \tag{6}$$

а его объем на участке z_i по закону Бойля-Мариотта

$$P_i V_i = const \tag{7}$$

где $R_{зак}$ – удельный расход воздуха на один куб. метр лифтируемой жидкости.

Отличие между истинным и расходным газосодержанием потока объясняется превышением линейной скорости воздуха над скоростью смеси в подъемной трубе. При этом скорость смеси определяется из выражения

$$\omega_{см} = \frac{(Q + V)}{S}, \tag{8}$$

а превышение линейной скорости воздуха принимается равным

$$\omega_0 = 0{,}2\omega_{см}, \tag{9}$$

где S – площадь поперечного сечения подъемной трубы.

Для определения градиента потерь на трение потоком четочной структуры в подъемной трубе используется уравнение [3]

$$\Delta P_{тpi} = \rho_{ж} g \Delta z_i \cdot \left[\frac{9.25 \cdot 10^{-7}}{D^{16/3}} V^2 + \frac{0.81 \cdot 10^{-3} \cdot \sqrt[4]{\mu_{ж}}}{D^{4.75}} \cdot Q^{1.75} + m_{тр} (V \cdot Q)^K \right] \tag{10}$$

где $m_{тр}$ – коэффициент трения, определяемый из выражения

$$m_{тр} = 1{,}1 \cdot 10^{-3} D^{-3} \sqrt[3]{Q \cdot \mu_{ж}^{0{,}025}}, \tag{11}$$

$\mu_{ж}$ – вязкость жидкости; К – коэффициент, зависящий от диаметра подъемной трубы [3].

Решение приведенных уравнений было произведено в программной среде MathCad. По рекомендациям [4] устанавливались внешние и внутренние диаметры НКТ и задавался удельный расход воздуха. После чего определялось распределение давления в подъемных трубах с учетом его закачки. Этот расчет производился путем численного суммирования всех приращений давления $_{ДС}$ на каждом участке Δz_i подъемных труб, начиная от давления P_2 (рис. 2). За-

давшись шагом изменения давления, определялось давление на конце первого шага, а также его среднее значение. При рассчитанном среднем давлении по уравнению (7) определялся объем воздуха на этом шаге. Затем по выражениям (4), (5), (8), (9) находилось истинное и расходное газосодержание потока, а также скорость смеси и газовой фазы. Плотность газожидкостной смеси определялась из уравнения (3), а потери давления на трение – по зависимости (10). Зная общий перепад давления ΔP, а также найдя $\Delta P_{тр}$ и $\rho_{см}$ на этом шаге, по формулам (1), (2) определялась его длина Δz_i. Аналогично выполнялся расчет для других интервалов приращения длины между соседними сечениями НКТ.

Апробация методики. На рис. 3 приведены результаты расчета распределения давления в подъемной трубе эрлифта с учетом закачиваемого воздуха для следующих условий: $P_2 = 101325$ Па; $Q = 10$ м^3/сут; $R_{зак} = 50$ м^3/м^3; $D = 0{,}15$ м; $d = 0{,}05$ м; $H = 60$ м; $\rho_{воз.\ норм.\ усл.} = 1{,}1$ кг/м^3; $\mu_в = 10^{-2}$ Па·с; $\rho_ж = 840$ кг/м^3. Полученная кривая (рис. 3; 4) совмещалась на одном графике с кривой, определенной по линейному закону распределения давления в трубах до момента закачки воздуха (рис. 3; *1*). Точка их пересечения соответствует давлению у башмака эрлифта P_1 и глубине его погружения под динамический уровень h. Задаваясь диапазоном значений удельного расхода воздуха от 50 до 300 м^3/м^3 были определены соответствующие диапазоны h и P_1 (рис. 3; *2, 3*).

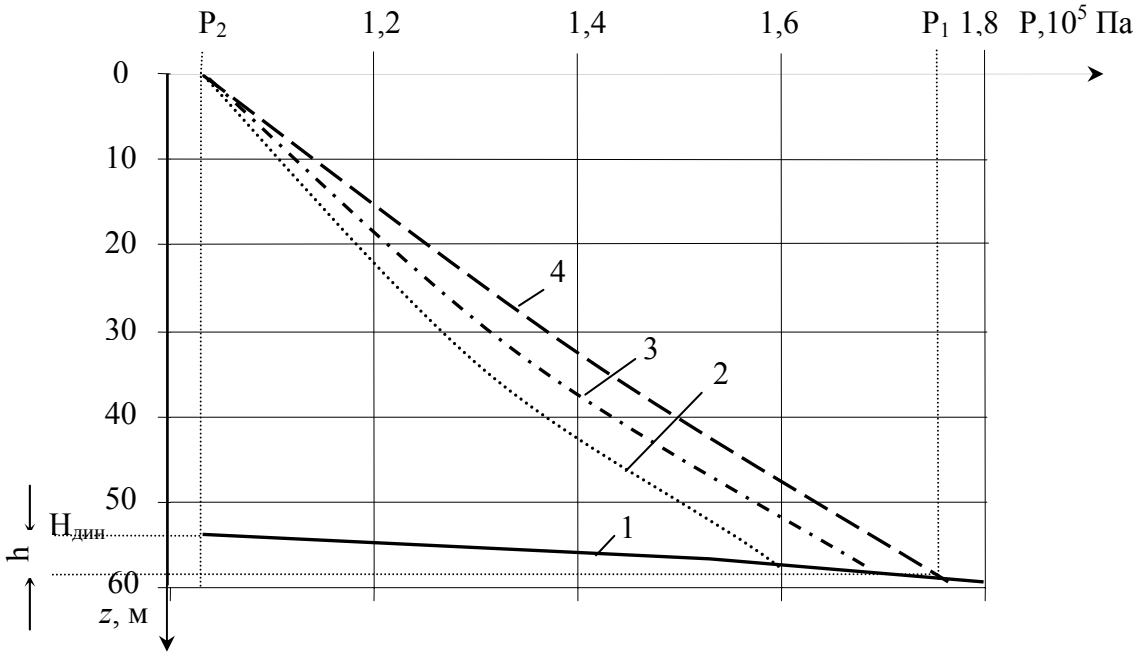


Рис. 3. Анализ кривых распределения давления вдоль ствола подъемных труб эрлифта: 1 – до подачи воздуха; 2, 3, 4 – после подачи с удельным расходом 300, 100 и 50 м^3/м^3

Для выбора рациональных технологических параметров эрлифта (h, P_1, $R_{зак}$), характеризующихся минимумом подаваемой в скважину энергии на единицу расхода жидкости, использовалось соотношение [1]

$$E_{зак} = R_{зак\,0} P_{атм} \ln \frac{P_1}{P_2}. \qquad (12)$$

Вариация задаваемых параметров показала, что рациональный режим работы воздушного подъемника ($E_{зак} = 2{,}8$ МДж) в данных условиях достигается при удельном расходе закачиваемого воздуха $R_{зак\,0} = 50$ м^3 и соответствующему ему давлению у башмака $P_1 = 1{,}75 \cdot 10^5$ Па .

На рис. 4 приведена безразмерная дебитная характеристика этого эрлифта в диапазоне относительных подач от $\overline{Q}_э = 0$ на восходящей ветви характеристики до $\overline{Q}_э = 0$ на нисходящей ветви, что соответствует расходам воздуха от барботажного до предельного. При ее построении в качестве базисных значений были приняты следующие расходы воздуха и продуктивности эрлифта: $V = 55{,}3$ м^3/ч и $Q_э = 20$ м^3/сут.

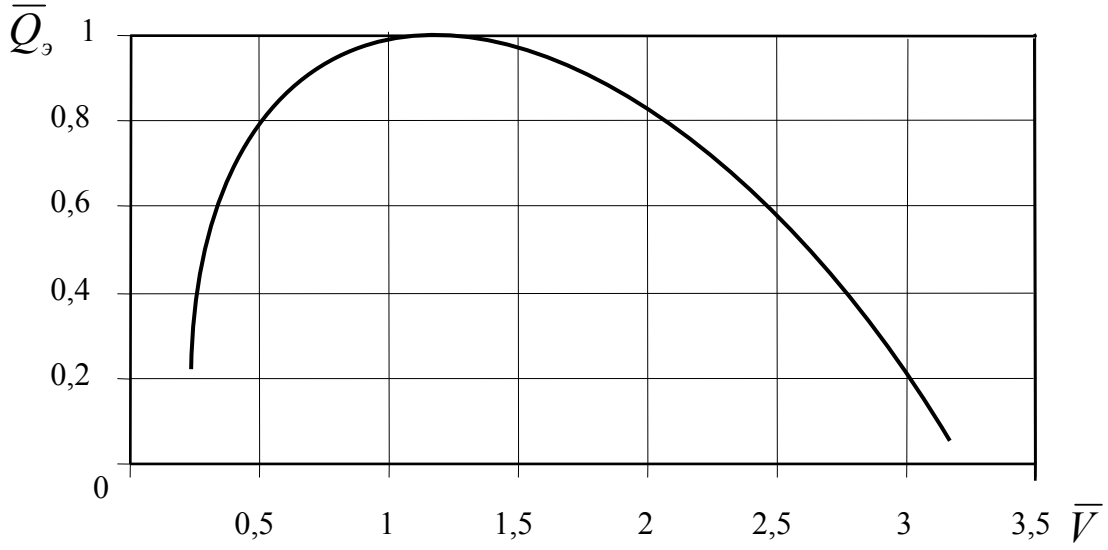


Рис. 4. Безразмерная дебитная характеристика эрлифта ($Q_э$) при подъеме вязкой жидкости подачей воздуха (V)

Для данного эрлифта в оптимальном режиме работы характерно увеличение объемного расходного газосодержания потока от $\beta = 0{,}61$ на уровне башмака до $\beta = 0{,}82$ на изливе (рис. 5). Истинное газосодержание вследствие превышения линейной скорости газа над скоростью смеси будет иметь меньшие значения, равные $\varphi = 0{,}51$ и $\varphi = 0{,}68$ соответственно.

Плотность газожидкостной смеси по мере ее подъема в трубах воздушного подъемника уменьшится от $\rho_{см} = 399{,}5$ кг/м^3 при $z = 57$ м до $\rho_{см} = 248{,}7$ кг/м^3 при $z = 0$. При этом скорость воздуха, подаваемого через башмак эрлифта в НКТ, будет увеличиваться с 1,15 м/с на башмаке до 2,55 м/с на изливе. Приведенная скорость газожидкостной смеси увеличится с 0,9 до 2,3 м/с соответственно (рис. 6).

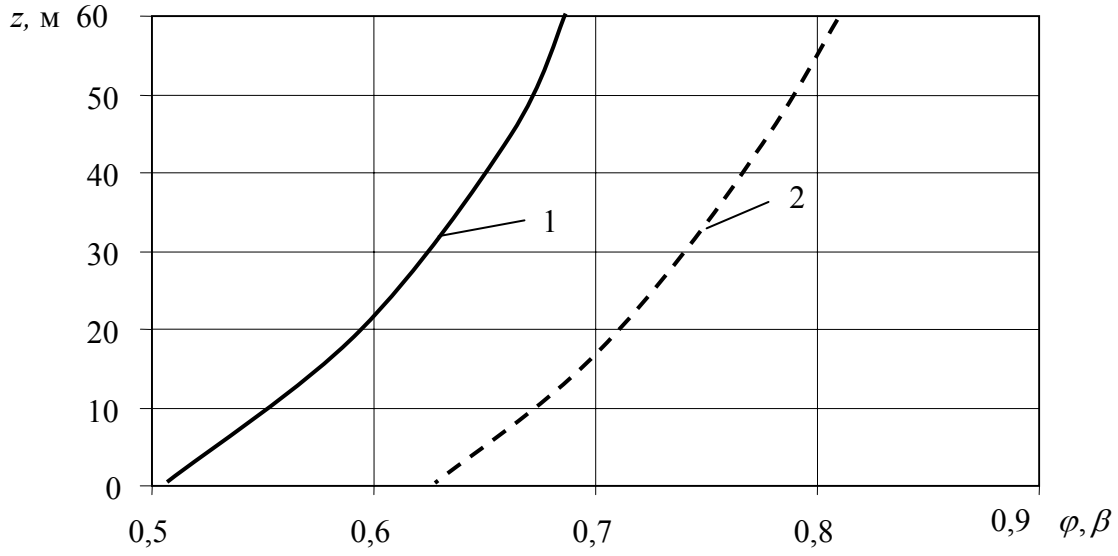


Рис. 5. Изменение газосодержания потока по высоте подъемной трубы эрлифта: 1 – истинного (φ); 2 – расходного (β)

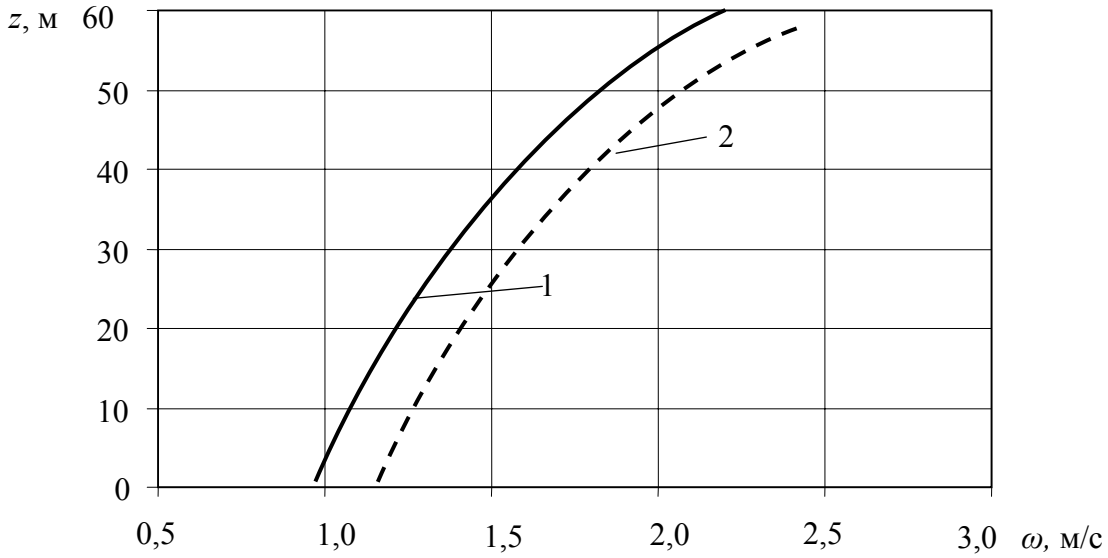


Рис. 6. Изменение скорости газожидкостной смеси и ее воздушной фазы по высоте подъемной трубы эрлифта: 1 – $\omega_{см}$; 2 – $\omega_{воз}$

Выводы. С помощью обоснованной математической модели лифтирования вязкопластичной жидкости получены количественные распределения расходного и истинного газосодержания потока, плотности газожидкостной смеси и скоростей ее компонентов вдоль ствола скважины. Это позволило установить технологические параметры эрлифта и сепаратора, обеспечивающие поднятие смеси и ее разделение на жидкую и газовую фазу на рациональном режиме их работы. Данный режим существенно сократит энергетические затраты на подъем и переработку вязкой жидкости, что приведет к снижению ее себестоимости.

Список литературы
1. Бойко В.С. Разработка и эксплуатация нефтяных и газовых месторождений: учеб. для вузов / В.С. Бойко. – М.: Недра, 1990. – 427 с.
2. Давидсон В.Е. Основы гидравлического расчета эрлифта: учебное пособие / В.Е. Давидсон. – Днепропетровск: ДГУ, 1986. – 68 с.
3. Мищенко И.Т. Теоретические основы подъема жидкости из скважин: Ч. 2 / И.Т. Мищенко. – М.: Изд-во МИНХ и ГП, 1977. – 81 с.
4. Сидоров Н.А. Бурение и эксплуатация нефтяных и газовых скважин / Н.А. Сидоров. – М.: Недра, 1982. – 376 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Бузилом В.І.
Надійшла до редакції 01.11.10

УДК 621.893

© Р.П. Дидык

ПРОБЛЕМЫ ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА ГОРНОГО ОБОРУДОВАНИЯ НА ПУТИ ПРЕОДОЛЕНИЯ ТРИБОЛОГИЧЕСКОГО БАРЬЕРА

Впервые на основании фундаментальных структурных исследований идентифицированы продукты разложения серпентина, образующие защитный металлокерамический слой на металлической поверхности. Приведены результаты промышленных испытаний, подтверждающие высокую эффективность применения природных минералов в качестве модификаторов поверхностей деталей машин.

Вперше на основі фундаментальних структурних досліджень ідентифіковані продукти розкладення серпентину, що утворюють захисний металокерамічний шар на металевій поверхні. Наведені результати промислових іспитів, що підтверджують високу ефективність використання природних мінералів в якості модифікаторів поверхні деталей машин.

First on the basis of fundamental structural researches the products of decomposition of serpentyna, formative a protective ceramet layer on a metallic surface, are identified. The results of industrial tests are resulted, applications of natural minerals confirmative high efficiency as the modifiers of surfaces of details of machines.

Увеличение срока службы основных видов горных машин и оборудования, снижение их металлоемкости, сокращение численности рабочих, занятых ремонтом, повышение производительности, безопасности горной техники зависит в значительной степени от трибологической проблемы, включающей задачи трения, износа, смазки и новых технологий обработки и модифицирования рабочих поверхностей деталей машин. Высокие нагрузки, экстремальные скорости и широкий диапазон изменения температур, агрессивные среды определяют новые требования к функционированию и эксплуатации узлов трения. Обеспечение нормальной работы зубчатых передач, опор качения и скольжения, кулачковых механизмов, направляющих, уплотнительных элементов, шарниров, замков, стыковочных узлов требует создания специальных самосмазывающих материалов, покрытий, модификаторов узлов трения, способов их обработки, износостойких смазочных покрытий с высокой химической активностью.

Новым направлением в решении этой проблемы является механохимическое воздействие на рабочие поверхности деталей машин триботехнических порошковых составов – геомодификаторов трения (ГМТ) с високим адсорбци-

онным потенциалом, которые представляют комплекс измельченных природных материалов, содержащих минералы ультраосновных пород, происходящих на стыках тектонических платформ, используемых самой природой в качестве материалов для трибопроцессов [1].

В табл. 1 приведен химический состав, в том числе и украинских месторождений серпентина (Новомосковский район и Приазовье).

Таблица 1

Химический состав геоактиваторов различных геологических проб, %

Химический элемент	Марка порошка				
	НИОД-5, Россия	НИОД-2, Россия	Серпентинит SW, Германия	Геоактиватор №1 (Новомосковск), Украина	Геоактиватор №2 (Приазовье), Украина
SiO_2	38,6	36,0	39,05	33,4	44,5
Al_2O_3	1,5	2,4	0,66	2,5	3,2
Fe_2O_3	4,7	4,7	7,4	4,0	6,6
FeO	3,0	11,0	-	2,6	3,3
TiO_2	0,035	0,87	0,016	0,03	0,12
P_2O_5	0,03	0,1	-	>0,1	0,10
MnO	0,07	0,16	0,083	0,04	0,15
CaO	0,09	1,2	0,18	0,15	9,4
MgO	38,2	30,4	38,5	38,0	25,6
Na_2O+K_2O	0,11	0,12	0,0013	>0,1	>0,2
$SO_{3сул.}$	-	0,40	-	-	-
$SO_{3об.}$	0,27	2,47	-	0,025	0,022
nnn	12,3	12,2	13,6	20,0	7,6
Cu	>0,001	0,058	0,0007	>0,001	>0,001
Ni	0,21	0,28	0,225	0,21	0,17
Pb	н/о	н/о	н/о	н/о	н/о
Zn	0,0018	0,007	0,0008	н/о	н/о
Co	0,013	0,015	0,01	0,013	0,01
Cr	0,66	0,18	0,254	0,16	0,40
V	>0,02	>0,02	0,0019	н/о	-
ΣTR_2O_3	0,061	0,080	н/о	н/о	-
Si	18,1	16,8	39,05	15,6	20,8
Al	0,79	1,23	0,66	1,3	1,7
Fe^{3+}	3,3	3,3	-	2,8	4,6
Fe^{2+}	2,3	8,5	-	2,0	7,7
Ti	0,02	0,52	0,016	0,018	0,072
P	0,0130	0,044	-	>0,05	>0,1
Mn	0,054	0,12	0,083	0,03	0,12
Ca	0,64	0,86	0,18	0,11	6,7
Mg	23,0	18,2	38,5	22,8	15,4
K+Na	>0,1	>0,1	0,013	>0,07	>0,1
$SO_{3сул.}$	-	0,16	-	-	-
$S_{об.}$	0,11	0,99	-	0,01	-

Задача достижения высокоадсорбционного потенциала ГМТ, который служит мерой механоактивации, была решена путем измельчения серпентина виброударным способом [2].

Этот способ измельчения при сравнении с другими (барабанный) позволил получить суммарный адсорбционный потенциал в 2,5 раза выше, чем при дроблении серпентина в барабанной мельнице мелющими шарами (для сравнения: в первом случае $\Delta_{\mu_\Sigma} = 1{,}52$ кДж/моль, во втором – $\Delta_{\mu_\Sigma} = 0{,}6$).

Результат полученного эффекта механоактивации (табл. 2) проявился на последующих стадиях технологического процесса изготовления геомодификаторов трения. Измельченные в виброударных мельницах и прошедшие стадию механоактивации тонкодисперсные порошки (размер 2,0 - 2,5 мкм) вместе со смазкой, попадая в зону трения, вносят структурные изменения в поверхность трения, которые способны ее модифицировать в триботехнически выгодном направлении.

Таблица 2

Результаты исследований измельченного серпентина

№ п/п	Тип мельницы	Барабанный	Вибрационный	
			горизонтальный	вертикальный
1	Время измельчения, ч	10	1,5	1,5
2	$d_{ср}$, мкм	3,4	2,7	2,4
3	Σn_{10}, %	60	75	79
4	d_{max}, мкм	2	32	32
5	$S_{уд}$, $см^2/г$	12833	15960	16564
6	$\Delta\mu_\Sigma$, кДж/моль	0,6	1,41	1,52

В табл. 3 приведены триботехнические показатели активированного серпентина.

Таблица 3

Триботехнические показатели активированного серпентина

№ пробы (образца)	Измельчение в барабанной мельнице	Измельчение в виброударной мельнице
Скорость износа образца, мг/ч	0,35	0,22
Коэффициент трения	0,010	0,0055
Площадь пятна контакта, $мм^2$	4	4
Предельная нагрузка до образования задира при ω=1600 об/м, Н	700	830
Продолжительность работы после слива масла, мин	60	85
Коэффициент увеличения скорости износа	1,37	1,25

При изготовлении и в ходе последующей работы узла трения на поверхностях трения образуется дефектный слой металла. Частицы ГМТ, введенные в зону трения и имеющие абразивные свойства, удаляют этот слой. Далее в процессе трения происходит микронаклеп поверхностей. На этом этапе в точках физического контакта имеют место микрометаллургические процессы. Механизм формирования переходной зоны связан с процессами диффузии в поверхностные слои материала, образованием структуры в виде металлокерамического слоя, обладающего высокими износостойкими характеристиками, состоящего из исходного материала трибоузла и материала тонкодисперсного природного минерала (рис.1). Входящие в состав порошка Al и Fe являются катализаторами образования пиролитического углерода по границам зерен до подповерхностного слоя, а основной состав ГМТ модифицирует граничный слой с высокой степенью свободных связей, присоединяющих "потерянный" материал из дисперсной среды (рис. 2).

При этом диффузия ГТМ в более твердую поверхность происходит медленнее, что приводит в итоге к полному выравниванию микротвердости поверхностных слоев контактирующих деталей.

Одновременно происходит процесс микрошлифования соприкасающихся поверхностей, приводящих к существенному уменьшению их шероховатости. На поверхности трения образуется характерный текстурированный микрорельеф, имеющий микровпадины, хорошо удерживающие масло.

x400

Рис.1. Образование поверхностного «белого слоя» при испытании пар трения из стали 45 с ГМТ в течение 15 ч

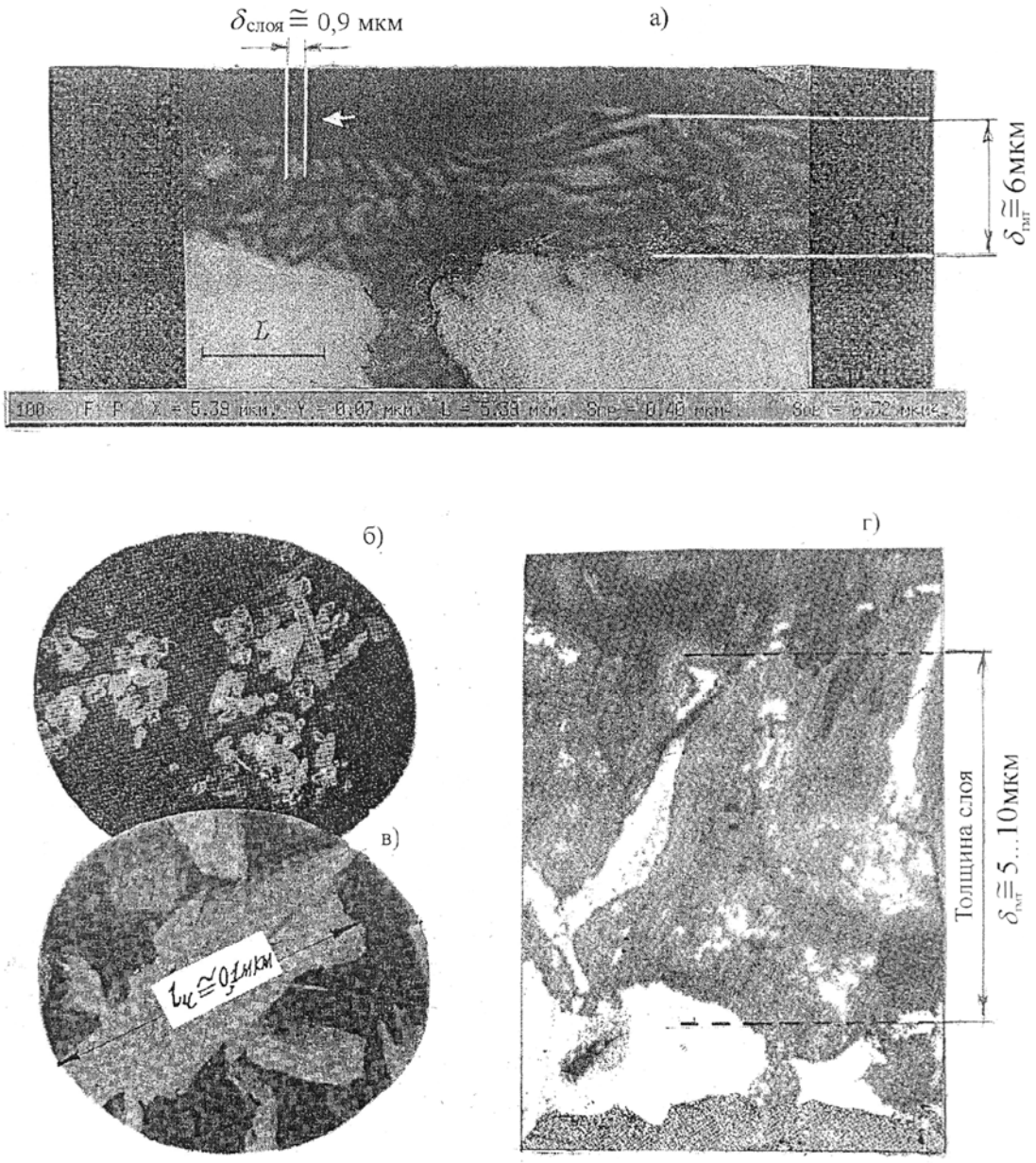


Рис. 2. Толщина, строение и микроструктура защитного металлокерамического слоя на металлической поверхности:

а – многослойное строение защитного слоя ~ 6 мкм;

б – продукты разрушения и разложения серпентина в виде частиц α-кварца (SiO_2) и оливинов округлой формы;

в – наночастицы диспергированного слоистого гидросиликата магния в виде лепестков длиной и толщиной примерно 100 х 1,0 нм;

г – гетерогенная микроструктура защитного металлокерамического слоя.

Снимки получены на растровом электронном микроскопе.

Одинаковая микротвердость в сочетании с низкой шероховатостью поверхностей приводит к возникновению уникального антифрикционного эффекта. Результаты сравнительных испытаний, которые были проведены на машине трения СМЦ-2 по схеме ролик-ролик (один подвижный, другой неподвижный)

при частоте вращения 500 об/мин, изменении нагрузки от 0 до 300 кгс/см^2 с пятичасовым циклом работы машины при однопроцентной концентрации ГМТ в масле, иллюстрируют уменьшение коэффициента трения среднеуглеродистой пары стали в 2 и более раз. Анализ всего цикла испытаний, включающий определение температуры узла трения, показал существенное изменение трибологических характеристик (снижение) при использовании ГМТ, что говорит о высокой эффективности их применения (рис. 3).

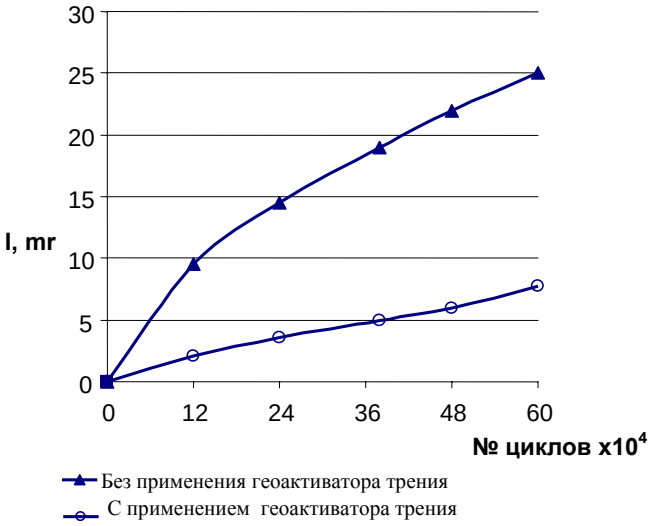


Рис. 3. Сравнительная характеристика показателей износа для различных способов обработки образцов из стали 40Х

Практика показала, что геоктиваторы также хорошо зарекомендовали себя при обработке силовых приводов различных конструкций; трансмиссий горных машин и экскаваторов; подшипников качения и скольжения; подкрановых путей мостовых кранов; шестеренчатых и аксиально-поршневых масляных насосов и т.д.

При длительных ресурсных испытаниях узлов трения, приработанных с геоактиватором, отмечается дальнейшее постепенное уменьшение коэффициента трения во времени. Это можно объяснить продолжающимся после обработки формированием структуры поверхности. Общее увеличение ресурса узлов трения, обработанных геоактиватором, составляет 1,5 - 5 раз.

Происходящие при этом изменения приводят к значительному увеличению линейных размеров деталей. На Басанском карьере была проведена обработка открытой зубчатой передачи тяговой лебедки шагающего экскаватора ЭШ-15/90. Замер зубьев через 2 месяца после обработки показал прирост толщины зуба на 0,14 мм (с 31,64 мм – до 31,78 мм), тогда как износ зубьев не обработанных колес за эти 2 месяца составил 0,04 мм.

Процесс увеличения линейных размеров является саморегулирующимся, так как продолжается до тех пор, пока не будут выбраны существующие зазоры. Способность к саморегуляции открывает широкие перспективы применения геомодификаторов. Их использование позволяет восстанавливать изношенные зубчатые передачи, подшипники качения и скольжения, плунжерные пары. Вы-

сокие антифрикционные свойства образующихся поверхностей дают возможность значительно снизить энергозатраты, повысить КПД машин и механизмов.

Выводы

• Использование ГМТ в качестве составов для восстановления изношенных узлов трения, без остановки действующего оборудования, позволяют существенно сократить затраты, связанные с ремонтом машин и оборудования, снизить энергопотребление, увеличить жизненный цикл машин и механизмов.

• Вследствие образования специфичных поверхностных структур приработанные узлы трения обладают повышенной маслоудерживающей способностью, износостойкостью, нагрузочной способностью и низким коэффициентом трения.

Список литературы

1. Дидык Р.П. Новая технология восстановления узлов трения и модифицирования поверхностей деталей машин // Сб. научн. тр. – Киев: / ЧСМ НАН Украины, 2003. – С. 23-27.

2. Патент № 56546 Украина Способ получения наполнителя для антифрикционной смазки / Дидык Р.П., Завалий А.Б. – Бюл. № 5. – 2003.

3. Патент № 51394 Украина Способ упрочняющей чистовой обработки деталей машин / Р.П. Дидык, Д.В. Лоскутов и др. – Бюл. №11. – 2002.

4. Бабей Ю.И. Физические основы импульсного упрочнения стали и чугуна. – К.: Наукова думка, 1988. – 240 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Дриженком А.Ю.
Надійшла до редакції 30.09.10

УДК 004.942

© Б.А. Фостенко, О.В. Алексенко

МОДЕЛИРОВАНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ОБТЕКАНИЯ АВТОМОБИЛЯ СРЕДСТВАМИ SOLIDWORKS

В работе рассматривается процесс обтекания различных вариантов конструктивного исполнения кузова автомобиля с применением средств CAE-модуля COSMOSFloWorks, интегрированного в среду проектирования SolidWorks.

В роботі наведено результати дослідження характеристик обтікання різних варіантів конструкції кузову автомобілю з використанням засобів CAE-модулю COSMOSFloWorks, інтегрованого в середовище проектування SolidWorks

The article contains the results of flowing process simulation around of different variants of car basket with the use of COSMOSFloWorks facilities , computer-integrated into SolidWorks.

Современный этап развития математических методов и компьютерных средств позволяет использовать результаты численных экспериментов для анализа эффективности предлагаемой конструкции проектируемых объектов. По данным моделирования выбирают варианты конструктивного исполнения технического объекта, а далее характеристики лучшего варианта проверяются в

ходе реального физического эксперимента. Таким образом, сокращается время и материальные затраты на разработку технических объектов и ускоряется их внедрение в эксплуатацию.

Сложность изучаемых объектов и процессов обуславливает необходимость использования мощных CAE-модулей, математические модели которых проверены на адекватность моделируемым явлениям. На сегодня для моделирования аэродинамических процессов в Украине широко применяются CAE-программы ANSYS CFX, FlowVision и COSMOSFloWorks. Нужно отметить, что для удобства процесса создания изделия программные продукты, используемые в численном эксперименте, должны интегрироваться с инструментами проектирования для формирования геометрической модели, иметь инструменты обработки полученных характеристик, визуального представления результатов и генерации отчетной документации. Развитие средств разработки изделий промышленности идет в направлении слияния CAD и CAE-систем [1]. Программы ANSYS CFX и FlowVision ориентированы в первую очередь на специалиста в инженерных расчетах, а не на обычного инженера-проектировщика. Эти программы используют импортированные из внешних источников геометрические модели, что усложняет их применение в стандартном процессе проектирования. Высокая степень интеграции гидрогазодинамического решателя COSMOSFloWorks в среду SolidWorks по сравнению с другими конкурентами [1], ускоряет процесс разработки и повышает его качество.

В основу математической модели модуля COSMOSFloWorks заложены нестационарные уравнения Навье-Стокса, для решения которых используется метод конечных объемов, общепринятый как стандартный метод анализа благодаря его универсальности и удобству компьютерной реализации. COSMOSFloWorks основывается на последних достижениях вычислительной газо- и гидродинамики и позволяет исследовать широкий круг течений [2]. В качестве геометрической модели используется модель, созданная в системе SolidWorks.

Данная работа рассматривает использование COSMOSFloWorks для изучения аэродинамических характеристик различных конструкций обтекателей спортивного автомобиля Nissan 200SX, который зарекомендовал себя среди автолюбителей низкими показателями сопротивления воздуха, высоким коэффициентом обтекания и красотой продуманных форм. Исследование отрывных течений с помощью гидрогазодинамического решателя COSMOSFloWorks показало возможность его использования для подобного типа задач [3]. Чтобы провести исследование необходимо создать геометрическую модель рассматриваемого автомобиля с вариациями обтекателей, задать граничные условия численного эксперимента, провести расчет аэродинамических характеристик и проанализировать полученные результаты.

Целью проектирования автомобиля, как и любого другого технического объекта, является получение востребованного рынком продукта. Одной из задач, которые при этом необходимо решить разработчикам, является задача получения оптимальной формы. Форма автомобиля должна создать у покупателя четкий образ, подчеркивать его достоинства. В то же время конструктивные

формы машины должны соответствовать требованиям комфорта, безопасности движения, а значит устойчивости, и экономичности эксплуатации. Одной из характеристик, влияющих на устойчивость, показатели шума, экономичность автомобиля, является аэродинамика обтекания его воздушным потоком [4]. Создание конструкции автомобиля с низким коэффициентом сопротивления является одной из важных задач в процессе его проектирования. В ходе анализа изучались особенности обтекания корпуса автомобиля воздухом в зависимости от установленных на нем обтекателей (спойлер, скругление и изменение формы кузова), то есть тех условий, которые непосредственно влияют на скорость, маневренность, безопасность управления и характеристики аэродинамики.

В процессе создания геометрической модели автомобиля возникли определенные сложности. Стандартный способ создания трехмерной модели объекта сложной формы методом плоскостей (отрисовка граней без создания профилей деталей) не подошел, так как модуль COSMOSFloWorks работает только с объектами, имеющими объем. Поэтому готовые модели из сети Internet, созданные по плоскостям в SolidWorks или 3D Max, оказались непригодными для проведения аэродинамического анализа из-за отсутствия толщины.

Хотя SolidWorks позволяет импортировать геометрию, созданную в других пакетах, было решено непосредственно построить геометрическую модель в данном пакете твердотельного моделирования.

Твердотельная модель была получена путем выдавливания плоского замкнутого профиля, снятого с образца автомобиля в масштабе 1:1, с упрощением конструкции для уменьшения времени на прорисовку деталей и сокращения требуемых вычислительных ресурсов. В ходе анализа геометрия изменялась для моделирования обтекателей – были добавлены скругленные грани для моделирования переднего и заднего обтекателей, построен спойлер, была изменена конструкция крыши автомобиля. На рисунке 1 представлена модель для проведения аэродинамических расчетов.

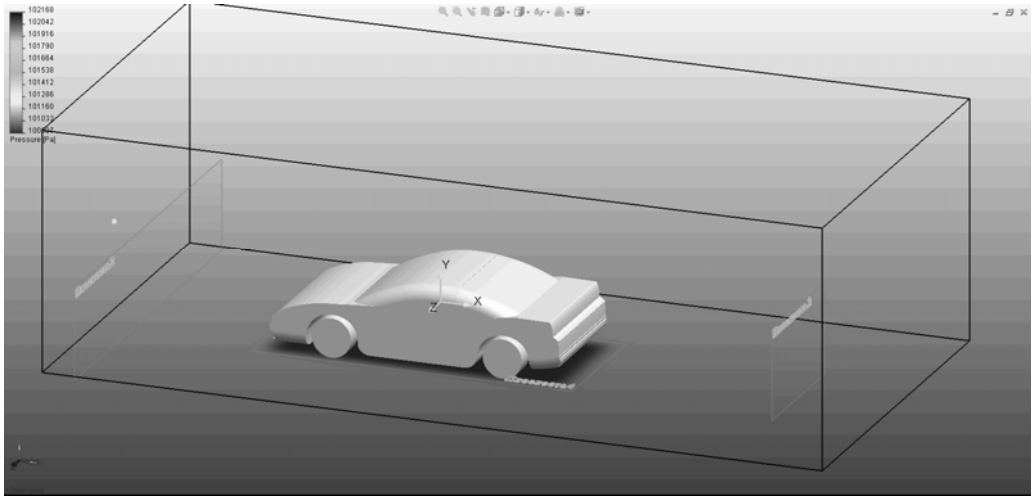


Рис.1. Геометрическая модель и расчетная область

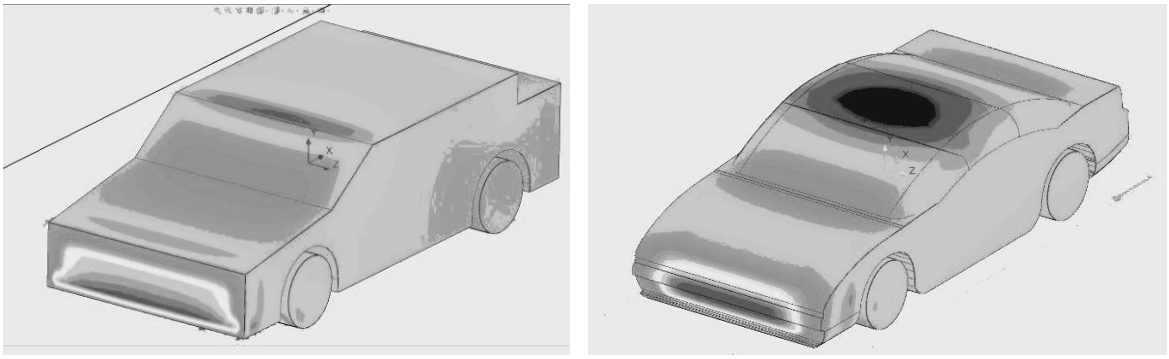
В качестве исходных данных для проведения расчета аэродинамических характеристик были выбраны следующие значения: среда – воздух, температура окружающей среды T=20,05°C, атмосферное давление воздуха P=101325 Па, скорость движения автомобиля по горизонтальной поверхности (скорость обтекания воздухом) V=40 м/с (144 км/час). Скорость автомобиля выбрана не случайно, так как при скоростях выше 120 км/час становятся хорошо заметны недостатки формы и их влияние на аэродинамику обтекания.

В первую очередь был определен объем расчетной области проекта (рис. 1), который представляет собой параллелепипед со сторонами 12 м x 3,785 м x 6 м, то есть условный объем среды, в которой будет проводиться расчетный эксперимент равен 272,52 $м^3$. Такой минимальный объем был выбран с целью экономии вычислительных ресурсов, но он достаточен для отслеживания возмущений потока при обтекании модели в виртуальной аэродинамической трубе [5].

Так как для решения задачи внешнего обтекания тел в COSMOSFloWorks используется принцип обращения движения (тело неподвижно, а поток набегает на тело со скоростью равной по величине и противоположной по направлению скорости тела), поток, окружающий автомобиль и дорога должны иметь одинаковую скорость. В использованной версии COSMOSFloWorks 2008 года эти условия моделируются с помощью подвижной стенки. Роль граничного условия (стенки) выполняет поверхность (Real Wall), на которой находится автомобиль. По заданным условиям она имеет шероховатость 1000 мкм и движется со скоростью, равной скорости автомобиля, но противоположной по направлению.

В качестве характеристики обтекания рассматриваем изменение значений давления на выбранных поверхностях кузова. Большой градиент давления воздуха на участках кузова создает дополнительные завихрения и отрывы потока, что негативно сказывается на аэродинамике.

Для определения влияния обтекателей на аэродинамические характеристики автомобиля сначала была рассмотрена «грубая» модель без обтекателей (рис. 2 а). На рисунке хорошо видны поверхности с большим градиентом давления. Это те места, где необходимы конструктивные изменения для уменьшения коэффициента сопротивления кузова автомобиля.



а) б)

Рис. 2. Распределение давления на поверхности модели автомобиля без обтекателей (а) и с обтекателями, но без боковых скруглений (б)

При сглаживании некоторых горизонтальных поверхностей (закругления переднего и заднего капотов, переходов ветровое стекло - крыша - заднее стекло - задний капот - задний спойлер, боковых граней крыши и переднего и заднего стекла) кузова и при изменении переднего бампера (место под сетку радиатора) давление воздуха, набегающего на автомобиль, распределяется более равномерно. Это хорошо видно на поверхностной диаграмме давления воздуха (рис. 2 б).

После скругления передних и задних вертикальных граней модели кузова, добавления дополнительного заднего спойлера и небольшой коррекции линий обоих бамперов (с целью уменьшения влияния отрывных течений) было проведено моделирование натекания на автомобиль потоков воздуха (рис. 3), подобное тем, которыми обдувают прототипы в аэродинамических трубах на автомобилестроительных предприятиях [5]. Траектории движения воздуха отображают газодинамическую картину вокруг модели автомобиля.

Нужно отметить, что спереди автомобиля устанавливается много важных для движения и безопасности элементов, поэтому изучению аэродинамики передней части машины необходимо уделить большее внимание. В данной работе было рассмотрено изменение характеристик потока при скруглении переднего спойлера (рис. 4).

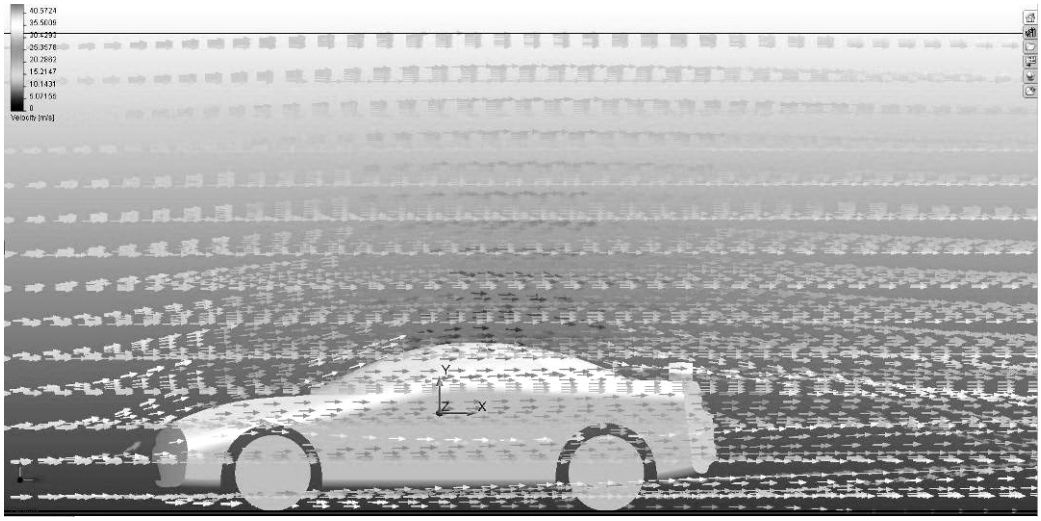
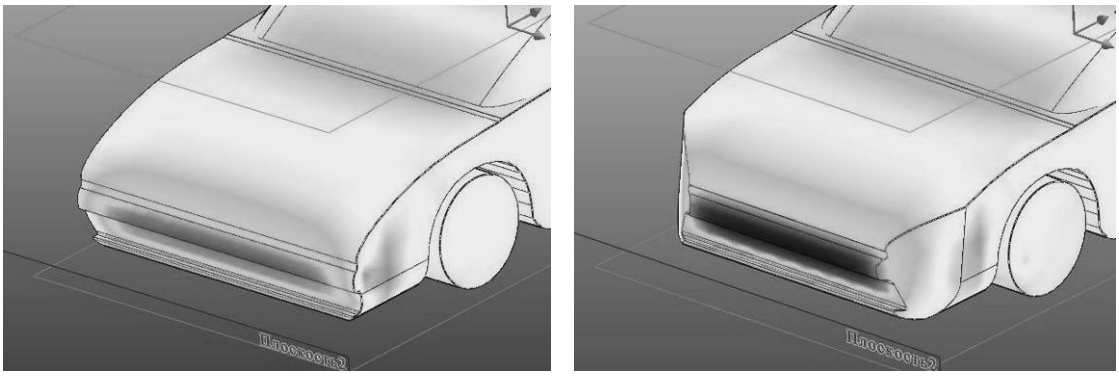


Рис. 3. Траектории движения потоков воздуха при обтекании автомобиля



а) б)

Рис. 4. Распределение давления по передней поверхности кузова без боковых скруглений (а) и с боковыми скруглениями (б)

На рис. 5 показано изменение давления при набегании потока на передний спойлер автомобиля.

На рис. 6 представлены траектории движения воздуха при набегании на переднюю часть автомобиля с отображением поля давления.

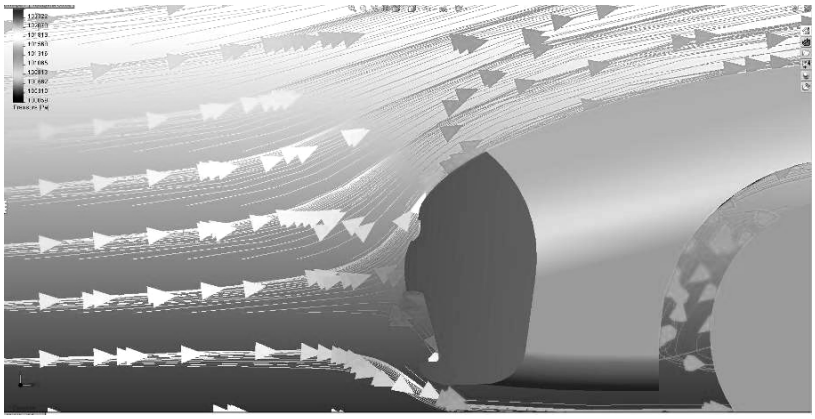


Рис. 5. Распределение давления воздуха у переднего спойлера автомобиля

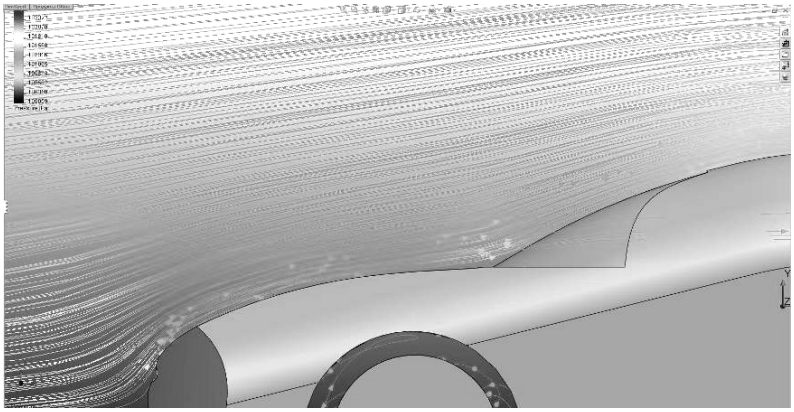
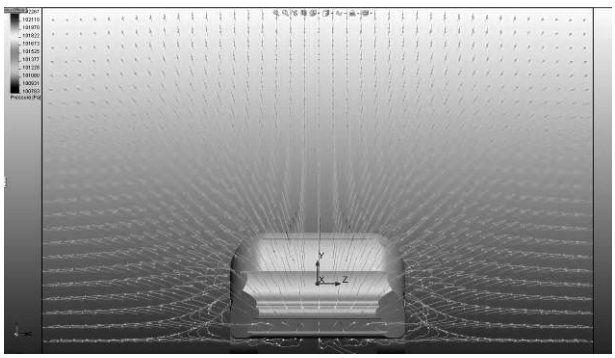
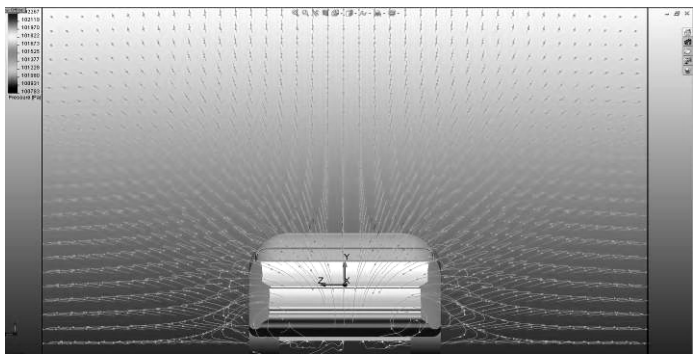


Рис. 6. Обтекание воздухом передней части автомобиля

Также в ходе анализа процесса обтекания были визуализированы потоки воздуха в расчетной области для определения зон завихрения потока воздуха (рис. 7, 8). Очевидно, что зоны завихрений и отрыва негативно влияют на характеристики обтекаемости изучаемой конструкции автомобиля, а значит, в результате моделирования проектировщик должен иметь четкое представление о местах и размере этих зон.



а)



б)

Рис. 7. Завихрения потока фронтальные (а) и тыловые (б)

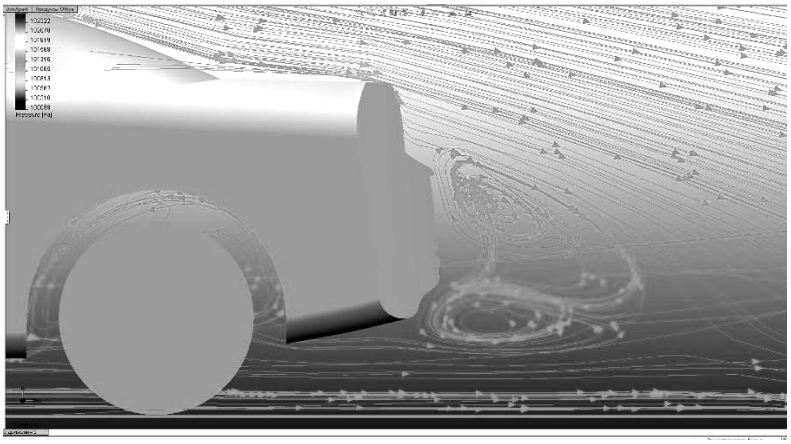
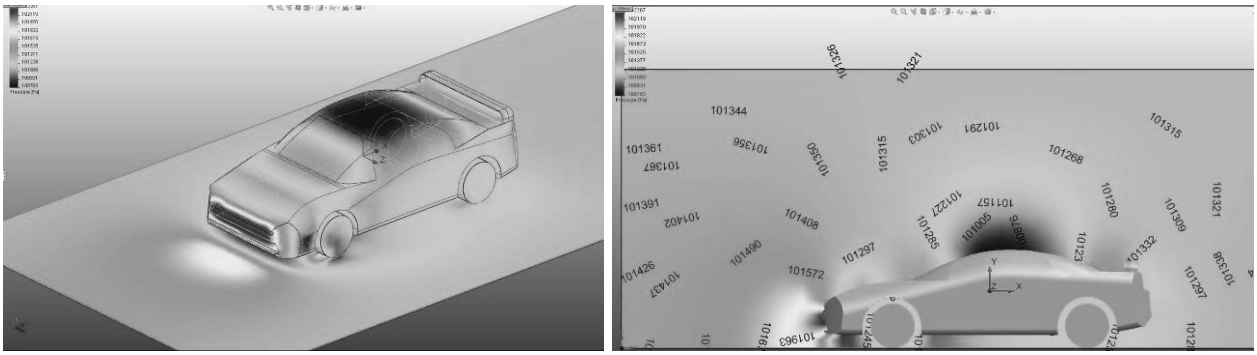


Рис. 8. Зоны завихрения и отрыва потока в задней части машины

COSMOSFloWorks обладает также возможностью построения объемных и плоских диаграмм изменения рассчитанных параметров. На рисунке 9 представлены диаграммы распределения давления воздуха в расчетном объеме (рис. 9 а) и на заданной плоскости (рис. 9 б) для усовершенствованной конструкции кузова машины.



а) б)

Рис. 9. Объемная диаграмма (а) и диаграмме на плоскости (б) распределения давления воздуха

В таблице 1 представлены результаты сравнения скачков давления в разных зонах кузова автомобиля до и после добавления обтекателей.

Сравнив показатели давления и скорости воздуха передней и задней зон автомобиля, изучив их диаграммы, можно твердо утверждать, что одним из основных элементов, влияющих на аэродинамику кузова машины и отвечающих за сопротивление конструкции, является задняя часть кузова.

Исследование выбранного автомобиля показало, что полукруглая в плане форма является лучшей для передней части автомобиля. Наилучшей из практически реализуемых форм является плавно снижающаяся вперед линия капота с получением в итоге клиноподобной передней части кузова. Несколько худший результат по характеристикам обтекания дает вариант с менее интенсивно снижающейся линией капота с образованием вертикальной плоскости порядка 200..300 мм в передней части кузова. Наихудшие результаты расчета получены для автомобиля с прямоугольными формами и горизонтальной линией капота. Лучшие показатели обтекания имеет форма нижней части кузова в виде односторонне сплющенного овала, наихудший результат дает прямоугольная или трапециевидная форма нижней части кузова.

Таблица 1

Результаты зондирования давления воздуха на кузове

Наименование зоны автомобиля	Кузов без обтекателей		Кузов с обтекателями	
	Интервал значений давления, Па	Разница давления, Па	Интервал значений давления, Па	Разница давления, Па
Передний спойлер в нижней части	101742-102510	768	101700-101800	100
Центральная часть закругления переднего капота	100763-101550	787	101200-101800	600
Переднее боковое закругление капота	100930-101508	578	101252-101540	288
Переход передний капот - ветровое стекло	101587-101613	26	101360-101565	205
Центральная часть перехода ветровое стекло-крыша	101020-100650	370	100800-101000	200
Боковая часть перехода ветровое стекло-крыша	100450-100750	300	100900-101000	100
Переход крыша - заднее стекло	101120-100800	320	100800-100900	100
Задняя часть под спойлером	101200-101300	100	101230-101430	200

Проведенное исследование показало удобство использования модуля COSMOSFloWorks для изучения аэродинамических характеристик при внешнем обтекании объекта. Данный модуль обладает широким инструментарием визуализации полученных результатов, а также удобными средствами создания отчетов об исследовании и сохранения данных расчетов для их анализа. Интеграция расчетных модулей в среду проектирования SolidWorks позволяет использовать современные достижения математического моделирования для решения каждодневных задач в ходе разработки технических объектов.

Список литературы

1. Павлов С., Береза Ю. К вопросу о классификации MCAE-систем. Часть III.// CAD/CAM/CAE Observer. – 2009. – № 4 (48) – С.64-75.

2. Алямовский А.А. SolidWorks2007/2008. Компьютерное моделирование в инженерной практике. – СПб.: БХВ-Петербург, 2008. – 1040 с.

3. Ушаков В. Анализ обтекания тел с отрывом потока в системе SolidWorks/FloWorks.// CAD/CAM/CAE Observer. – 2003. – №3 (12) – С.2-9.

4. Корелов О. Унесенные ветром. Аэродинамика автомобилей.// Автомобили и технологии. – 2009. – http://www.autotechnic.su/technology/aero/aero.html.

5. Бедржицкий Е.Л., Дубов Б.С., Радциг А.Н. Теория и практика аэродинамического эксперимента. – М.: Изд-во МАИ, 1990. – 216 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Заболотним К.С.
Надійшла до редакції 18.10.10

УДК 629.038:629.075:681.5.03

© С.Є. Блохін, К.М. Бас, А.А. Самойленко, Д.В. Ципленков

ПОКРАЩАННЯ ДИНАМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ГІБРИДНИХ СИЛОВИХ СИСТЕМ ТРАНСПОРТНИХ ЗАСОБІВ В ГІРНИЧОЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

Проведено порівняльний аналіз законів керування в замкнених системах керування гібридними транспортними засобами з урахуванням однієї або декількох основних власних частот коливань електромеханічної системи.

Выполнен сравнительный анализ законов управления в замкнутых системах управления гибридными транспортными средствами с учетом одной или нескольких собственных частот колебаний электромеханической системы.

The comparative analysis of management laws is executed in the closed systems of management hybrid transport vehicles taking into account one or a few eigenfrequencies of vibrations of the electromechanics system.

Вступ. Зменшення динамічних навантажень в електромеханічних системах потужних гібридних транспортних засобів (ГТЗ) підвищує надійність та безпеку руху при зниженні зносу силового обладнання. ГТЗ мають значну перспективу в гірничій галузі, тому слід привернути більше уваги розробці новітніх законів руху, що забезпечують зменшення динамічних навантажень, особливо в розгалужених електромеханічних системах зі слабким або відсутнім демпфіруванням (рис.1).

Огляд стану питання. Відомо [1 – 6], що закони керування, які обмежують ривок основного рушійного органу на шахтних підйомних установках (ШПУ), забезпечують покращання динаміки електромеханічної системи, отже на ГТЗ слід скористатися певним досвідом ШПУ.

В [6] запропоновані різноманітні закони керування ШПУ, що забезпечують мінімізацію перерегулювання прискорення барабану. Закони керування [6] базуються на інформації про основні (та кратних їм) власні частоти коливань електромеханічної системи та дозволяють забезпечити їх демпфірування.

Мета роботи та задачи дослідження покрашення динамічних характеристик електромеханічних систем ГТЗ за рахунок демпфірування певного гармонійного складу коливань системи. З метою покращання динаміки електромеханічних систем ГТЗ розробити спосіб демпфірування певного гармонійного складу коливань.

Матеріали дослідження. Проаналізуємо розглянуті в [6] закони керування, що враховують дві та три основні власні частоти коливань електромеханічної системи рис.1.

Для закону керування за двома основними власними частотами коливань, функція керування у часі записується так (для періоду розгону до номінальної швидкості):

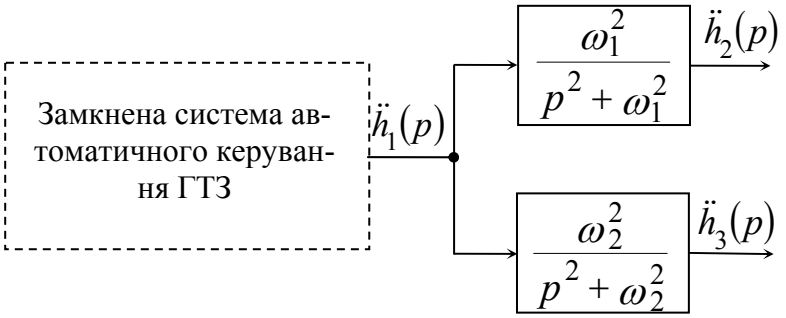


Рис. 1. Спрощена структурна схема розгалужених електромеханічних системах зі слабким або відсутнім демпфіруванням

$$\dot{h}_1(t)=\int_t^{t+\tau_P}\ddot{h}_1(t)dt;\qquad \ddot{h}_1(t)=\int_t^{t+\tau_P}\dddot{h}_1(t)dt;\qquad \dddot{h}_{1\max}=f_{\max}(t)\tau_0;$$

$$\dddot{h}_1=\frac{1}{2}\left\{f(t)+f\left(t-\frac{\tau_1}{2}\right)+f\left(t-t_{yc}\right)+f\left(t-\frac{\tau_1'}{2}-t_{yc}\right)\right\};\ \omega_0=\frac{2\pi}{\tau_0};\ \omega_1=\frac{2\pi}{\tau_1}, \qquad (1)$$

де $\ddot{h}_1$, $\dddot{h}_1$ – завдання на прискорення та ривок основного рушійного органу, відповідно, м/с^2; $f(t)$ – імпульсна функція (довжина імпульсу – τ_0, максимальне значення – $\frac{\ddot{h}_{1\max}}{\tau_0}$); t_P – час досягнення номінальної (максимальної) швидкості, с; t_{yc} – час до моменту зменшення прискорення основного рушійного органу, с; τ_1, τ_1' – відповідно основний період коливань електромеханічної системи на момент збільшення та зменшення прискорення основного рушійного органу, с; ω_0, ω_1 – основні (найменші) власні частоти коливань електромеханічної системи ГТЗ, рад/с.

Недолік такого закону керування – залежність максимального значення завдання на ривок та прискорення основного рушійного органу від періоду коливань однієї з налагоджуваних власних частот (у даному випадку ω_0).

Закон керування за трьома основними власними частотами коливань не має такого недоліку, причому функція керування ривком основного рушійного органу у часі має наступний вигляд:

$$\dddot{h}_1=\frac{1}{4}\left\{f(t)+f\left(t-\frac{\tau_1}{2}\right)+f\left(t-\frac{\tau_2}{2}\right)+f\left(t-t_{yc}\right)+f\left(t-t_{yc}-\frac{\tau_1'}{2}\right)+f\left(t-t_{yc}-\frac{\tau_2'}{2}\right)\right\}, \qquad (2)$$

де τ_2, τ_2' – один з основних періодів коливань електромеханічної системи ГТЗ на момент збільшення та зменшення прискорення основного рушійного органу, відповідно, с.

В табл. 1 представлені результати порівняння двох розглянутих законів керування ГТЗ.

Слід зазначити, що параметри τ_0 та τ_1, τ_2 можна взаємно варіювати, змінюючи час зростання (зменшення) прискорення основного рушійного органу.

Відповідно до (2), оптимальним за швидкодією буде рух за умов:

$$\tau_1 < \tau_2 \text{ та } \frac{2\tau_0 + \tau_1 + \tau_2}{2\tau_1 + \tau_0 + \tau_2} > 1.$$

Таблиця 1

Порівняльна характеристика законів керування ГТЗ

Закон	Час зміни прискорення основного рушійного органу $\ddot{h}_1$, с	Максимальне значення завдання на ривок основного рушійного органу $\dddot{h}_1^*$, м/с^3	Час зміни прискорення основного рушійного органу менш, ніж за лінійним законом керування, якщо:
за двома основними власними частотами коливань	$\frac{\tau_1}{2} + \tau_0$	$\frac{\ddot{h}_{1\max}}{2\tau_0}$, *при* $\tau_0 \le \frac{\tau_1}{2}$; $\frac{\ddot{h}_{1\max}}{\tau_2}$, *при* $\tau_0 > \frac{\tau_1}{2}$	$\frac{\tau_1}{2} > \tau_0$
за трьома основними власними частотами коливань	$\frac{\tau_1}{2} + \frac{\tau_2}{2} + \tau_0$	$\dddot{h}_{1\max} = \frac{f_{\max}}{4}$, *якщо* $\frac{\tau_2}{2} \ge \tau_i$ *и* $\frac{\tau_2}{2} + \tau_0 \le \frac{\tau_1}{2}$; $\dddot{h}_{1\max} = \frac{f_{\max}}{2}$, *якщо* $\begin{cases} \frac{\tau_2}{2} + \tau_0 \le \frac{\tau_1}{2} \text{ и } \frac{\tau_2}{2} < \tau_0; \\ \tau_0 \le \frac{\tau_1}{2} < \tau_0 + \frac{\tau_2}{2}; \end{cases}$ $\dddot{h}_{1\max} = \frac{3f_{\max}}{4}$, *якщо* $\frac{\tau_2}{2} + \frac{\tau_1}{2} \ge \tau_0 > \frac{\tau_1}{2}$; $\dddot{h}_{1\max} = f_{\max}$, *якщо* $\frac{\tau_2}{2} + \frac{\tau_1}{2} < \tau_0$	$\tau_0 + \frac{\tau_1}{2} < \frac{\tau_2}{2}$

Проаналізуємо відносну амплітуду коливань прискорень $\ddot{h}_2$, $\ddot{h}_3$ в електромеханічній системі ГТЗ зі слабким або відсутнім демпфіруванням (рис.1):

$$\Delta\ddot{h}_2 = \left| \frac{\ddot{h}_{\max}}{\pi k_{11}} \sin \pi k_{11} \cos \frac{\pi k_{12}}{2} \right|;$$

$$\Delta\ddot{h}_3 = \left| \frac{\ddot{h}_{\max}}{\pi k_{21}} \sin \pi k_{21} \cos \frac{\pi k_{22}}{2} \right|,$$

де $\Delta\ddot{h}_2$, $\Delta\ddot{h}_2$ – відносні амплітуди коливань відповідних ланок ГТЗ, м/с; $k_{11} = \frac{t_i}{\tau_1'}$; $k_{12} = \frac{\tau_1'^*}{\tau_1'}$; $k_{21} = \frac{t_i}{\tau_2'}$; $k_{22} = \frac{\tau_1'^*}{\tau_2'}$; $\tau_1'^*$ – розраховане (задане) значення сталої часу τ_1', що використовується в задаючому пристрої для формоутворення сигналу керування, с.

З урахуванням попередніх зауважень при використанні закону керування за трьома власними частотами коливань ГТЗ відносна амплітуда коливань різних ланок розраховується:

$$\Delta\ddot{h}_2 = \left| \frac{\ddot{h}_{\max}}{2\pi k_{11}} \sin \pi k_{11} \left[\cos \frac{\pi}{2}(k_{12} + k_{13}) + \cos \frac{\pi}{2}(k_{12} - k_{13}) \right] \right|;$$

$$\Delta\ddot{h}_3 = \left| \frac{\ddot{h}_{\max}}{2\pi k_{21}} \sin \pi k_{21} \left[\cos \frac{\pi}{2}(k_{22} + k_{23}) + \cos \frac{\pi}{2}(k_{22} - k_{23}) \right] \right|,$$

де $k_{13} = \frac{\tau_2'^*}{\tau_1'}$; $k_{23} = \frac{\tau_2'^*}{\tau_2'}$; $\tau_2'^*$ – розраховане (задане) значення сталої часу τ_2', що використовується в задаючому пристрої, с.

Висновки. На підставі проведених досліджень необхідно відзначити:

– закон керування, що задовольняє умовам (1), забезпечує демпфірування коливань електромеханічної системи ГТЗ зі слабким або відсутнім демпфіруванням за наступними власними частотами коливань: $\omega_2 \cdot k_1$; $\omega_1 \cdot k_2$, де $k_1 = 1, 2, 3, \ldots$; $k_2 = 1, 3, 5, \ldots$ та в порівнянні з лінійним законом за умов $\frac{\tau_1}{2} > \tau_0$ забезпечує менший час зміни прискорення (табл. 1);

– демпфірування коливань електромеханічної системи ГТЗ зі слабким або відсутнім демпфіруванням за наступними власними частотами коливань: $\omega_0 \cdot k_1$; $\omega_1 \cdot k_2$; $\omega_2 \cdot k_2$, де $k_1 = 1, 2, 3, \ldots$; $k_2 = 1, 3, 5, \ldots$, забезпечує закон керування, який задовольняє умові (2);

– при виконанні умови $\tau_0 + \frac{\tau_1}{2} < \frac{\tau_2}{2}$, закон керування за трьома власними частотами коливань забезпечує менший час зміни прискорення основноо рушійного органу в порівнянні з лінійним законом (табл. 1);

– отримані аналітичні залежності дозволяють зв'язати параметри електромеханічної системи ГТЗ з законами керування за двома і трьома основними власними частотами коливань.

Список літератури

1. Киричок Ю.Г., Чермалых В.М. Привод шахтных подъемных установок большой мощности. - М.: Недра, 1979. - 336 с.

2. Тулин В. С. Электропривод и автоматика многоканатных рудничных подъемных машин. - М.: Недра, 1964.

3. Электрооборудование лифтов массового применения/ П. И. Чутчиков, Н. И. Алексеев, А. К. Прокофьев. - М.: Машиностроение, 1983. - 168 с.

4. Оптимизация по динамическим нагрузкам электромеханических систем с задающей моделью/ В. М. Чермалых, Т. Е. Чермалых, О. Я. Яценко, Аль Юсеф Ахмад// Сб. Проблемы автоматизи-рованного электропривода. Теория и практика. - Харьков.: Основа, 1996. С. 79 - 80.

5. Ключев В. И. Ограничение динамических нагрузок электропривода. - М.: Энергия, 1971. 320 с.

6. Довгань С. М., Самойленко А. А. Способы формирования задающих воздействий в системах управления подъемными установками, обеспечивающие отсутствие колебаний в конце периода разгона// Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету: Наукові праці КДПУ. Кременчук: КДПУ, 2003. Вип. 2(19), Т. 1. С. 68 - 72.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Самусєю В.І.
Надійшла до редакції 18.10.10

УДК 681.518.54

© Г.В. Кузнецов, Л.И. Мещеряков, Т.В. Бабенко,
Ясир Юсеф Хусейн Аль Хатиб

ИССЛЕДОВАНИЕ ИНФОРМАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК МОМЕНТНЫХ ФУНКЦИЙ ТРЕТЬЕГО ПОРЯДКА СИГНАЛОВ МГНОВЕННОЙ МОЩНОСТИ ПРИВОДОВ БАРАБАННЫХ МЕЛЬНИЦ

Представлены результаты исследования информационных характеристик моментных функций третьего порядка сигналов мгновенной мощности электродвигателей приводов барабанных мельниц.

Представлені результати дослідження інформаційних характеристик моментных функцій третього порядку сигналів миттєвої потужності електродвигунів приводів барабанних млинів.

Results are presented of research of informative descriptions of momentnih functions of the third order of signals of instantaneous power of electric motors of drives of drum mills.

Введение. Постоянно существующее требование повышения качественных показателей технологического процесса измельчения руды в барабанных мельницах обуславливает необходимость поиска и разработки новых информационных каналов. В связи с этим перспективным является исследование чувствительности информационных характеристик скрытых периодичностей моментных функций третьего порядка (асимметрионных функций) условных математических ожиданий сигналов мгновенной мощности приводных электродвигателей барабанных мельниц к изменениям различных технологических и технических режимов.

Цель статьи – определение возможности использования методики моментной идентификации для анализа реальных сигналов мгновенной мощности привода барабанной мельницы с целью идентификации и прогнозирования ее технологических и технических состояний.

Результаты. В ходе анализа для моментных функций третьего порядка определялись временные интервалы, изменения поведения функции (наличие, тип максимумов и минимумов, взаимное расположение экстремумов, соотношение значений функции) на которых при переходе барабанной мельницы из одного технологического состояния в другое выделяется качественная информация моментной идентификации.

Также исследовались спектральные плотности моментных функций третьего порядка и сформированные частотные интервалы, значения амплитуд и характер интенсивностей, в которых выполнялась идентификация. Временные и частотные интервалы спектральных плотностей идентифицировались латинскими буквами.

В анализе информационных характеристик рассматривались качественные дискретные технологические состояния барабанной мельницы по заполнению барабана измельчаемой рудой: 37 % – недогруз; 40 % – переход к недогрузу; 43 % – переход в оптимальное технологическое состояние; 47% – оп-

тимальное технологическое состояние; 50 % – переход к состоянию перегруза; 55 % – перегруз.

Также в проведенном информационном анализе используются следующие типовые условные обозначения:

$\cup$ – наименьший минимум; ~ – точка перепада;

$\cap$ – наибольший максимум; – – нет экстремума.

Если данное обозначение встречается в псевдониме интервала, это значит что все анализируемые пики интервала относятся к указанному типу. Полученные в результате исследований информационные характеристики моментных функций третьего порядка условных математических ожиданий относительно общей асимметрии (рис. 1) сигналов мгновенной мощности привода барабанной мельницы мокрого самоизмельчения типа ММС 70*23 в множестве указанной символики сведены в таблице 1.

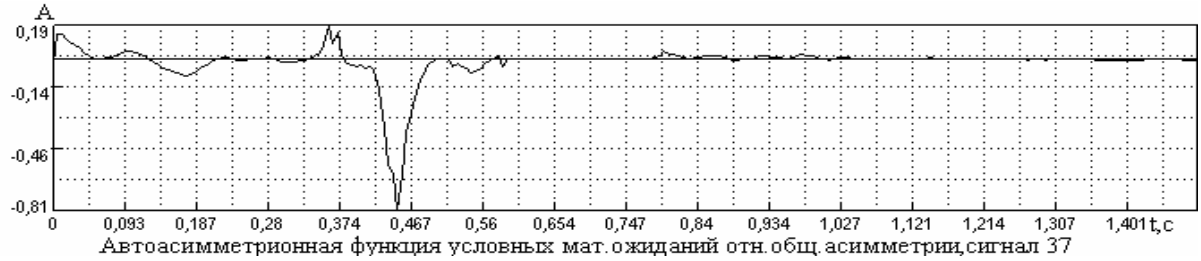
Таблица 1

Скрытые периодичности моментных функций третьего порядка условных математических ожиданий сигналов мгновенной мощности мельниц ММС 70*23

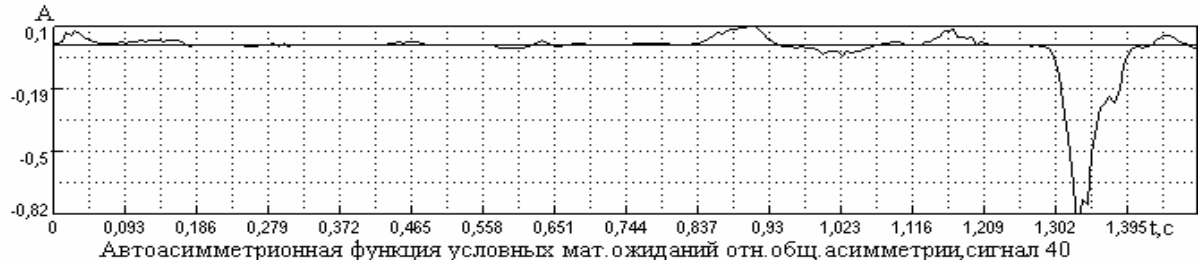
		Скрытые периодичности							
		A	B	C	D	E	F	G	H
	T, c φ,%	0.05-0.09	0.19-0.28	0.42-0.51	0.51-0.65	0.79-0.88	0.93-1.02	1.21-1.30	1.30-1.40
Технологические состояния по заполнению	37	–	–	$\cup$-0.81	–	–	–	–	–
	40	–	–	–	–	$\cap$-0.06	–	–	$\cup$-0.90
	43	–	$\cup$-0.13	$\cap$0.78	–	$\cap$-0.07	$\cap$-0.07	$\cap$-0.56	–
	47	$\cup$-0.37	$\cap$-0.53	–	$\cap$-0.23	$\cup$-0.47	$\cap$-0.43	–	$\cup$-0.33
	50	$\cup$-0.03	$\cap$-0.08	–	$\cap$-0.21	$\cup$-0.79	–	–	–
	55	$\cup$-0.01	$\cup$-0.33	$\cap$0.45	$\cup$-0.55	–	$\cup$-0.40	–	–

Так как информационная характеристика асимметрии является оценкой не столько накопительной сколько компенсационной, то полученные моментные функции третьего порядка достаточно специфичны для каждого сигнала мгновенной мощности. Исследования показали, что для технологических режимов недогрузки характерно наличие одного очень резкого пика – в частотном интервале C для режима 37% и в интервале H для режима 40%. При переходе в оптимальный технологический режим количество пиков растет, а острота уменьшается – в режиме 43% ясно различимы два максимума в интервалах C и G. В оптимальном технологическом состоянии по заполнению барабана мельницы мокрого самоизмельчения типа ММС 70*23 рудой количество основных экстремумов достигает пяти, а их значения – среднего значения.

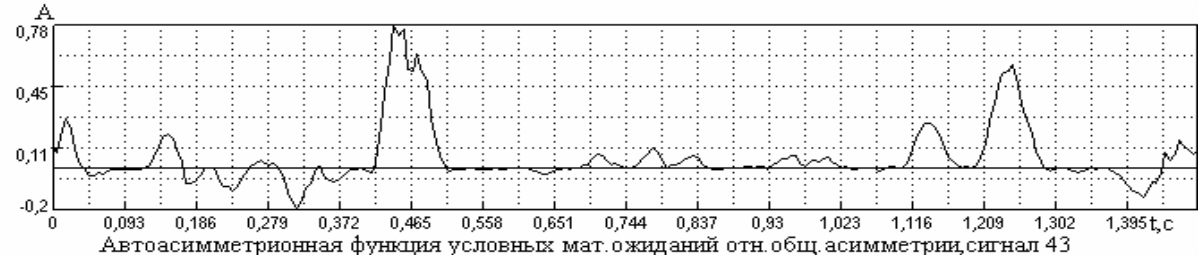
а



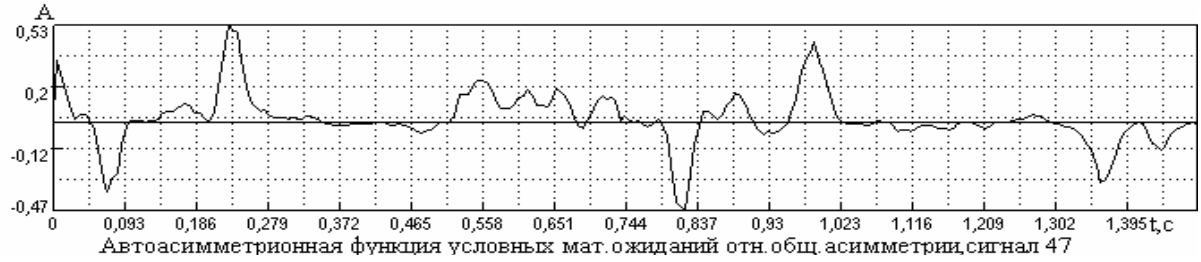
б



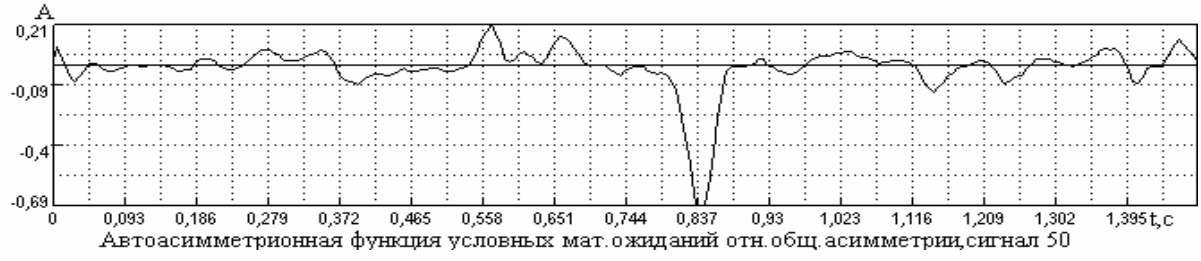
в



г



д



е

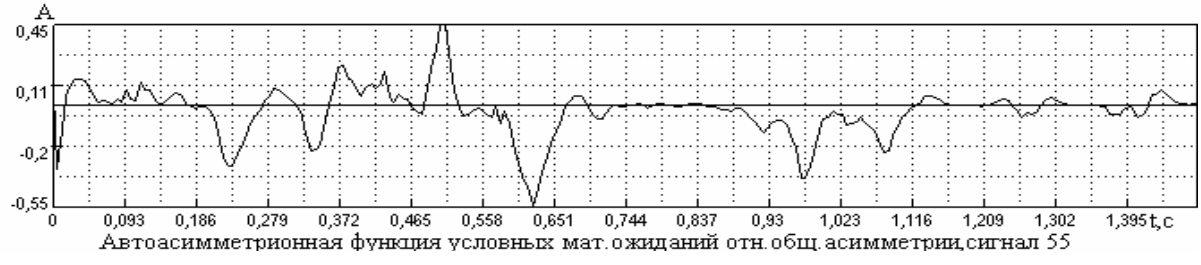
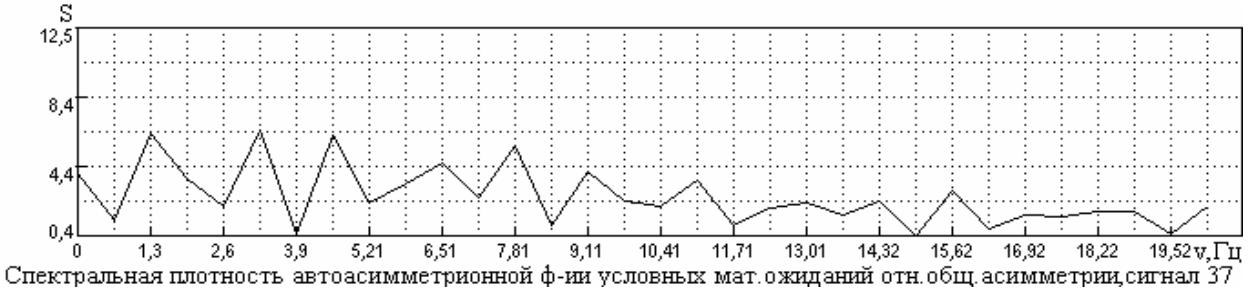
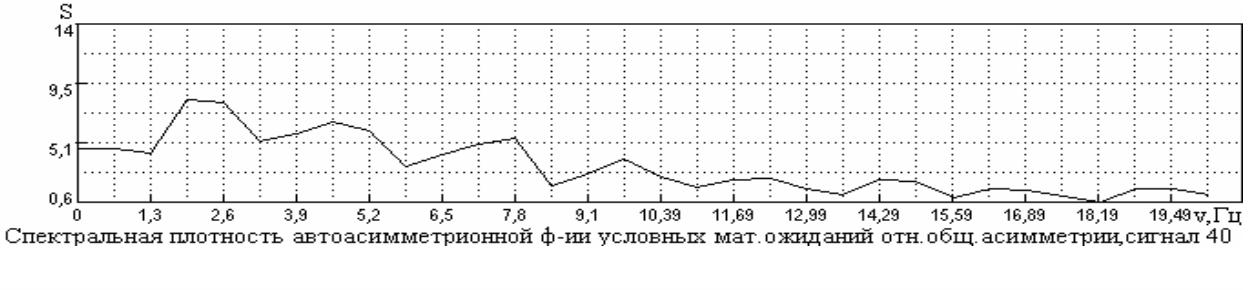


Рис. 1. Моментные функции третьего порядка (автоасимметрионные) условных математических ожиданий относительно общей асимметрии для сигналов потребляемой мощности мельниц ММС 70*23 по заполнению: а – 37%; б – 40%; в – 43%; г – 47%; д – 50%; е – 55%

а



б



в

г

д

е

Рис. 2. Спектральные плотности моментных функций третьего порядка (автоасимметрионных) условных математических ожиданий относительно общей асимметрии для сигналов потребляемой мощности: а – 37%; б – 40%; в – 43%; г – 47%; д – 50%; е – 55%

Определенно требует дополнительных исследований информационно интересные характеристики проявления связанных “пар” минимум-максимум в частотных интервалах A и B, E и F соответственно. При переходе в технологический режим перегрузки выявляется только один острый пик (режим 50%, интервал E), а в режиме 55% наблюдаются ряд хаотичных слабо выраженных экстремумов в частотных интервалах B, C, D, F.

Полученные на основе анализа спектральных плотностей моментных функций третьего порядка (автоасимметрионных) условных математических ожиданий относительно общей асимметрии (рис. 2) для сигналов потребляемой мощности амплитудно-частотные характеристики представлены в таблице 2. Для спектральной плотности данной автоасимметрионной функции в режиме недогрузки характерно сравнительно равномерное распределение амплитуд, при увеличении загрузки энергия низкочастотных колебаний увеличивается (диапазон 1−9 Гц), а при переходе в оптимальное технологическое состояние (режим 43%) наблюдается скачок амплитуд на частотных интервалах A, B, E.

Таблица 2

Амплитудно-частотные характеристики моментных функций третьего порядка условных математических ожиданий сигналов мгновенной мощности мельниц ММС 70*23

		Амплитудно-частотные характеристики				
		A	B	C	D	E
	ν,Гц φ,%	3.25	4.55	5.85	7.81	9.11-10.41
Технологические состояния по заполнению	37	∩-6.46	∩-6.23	–	∩-5.54	∩-4.06
	40	∪-5.11	∩-6.61	∪-3.22	∩-5.35	∩-3.76
	43	∩-12.01	∩-10.78	∪-3.98	∩-4.55	∩-8.80
	47	∩-8.37	∩-6.28	∪-0.53	∩-6.09	∩-8.51
	50	∩-8.45	–	∩-4.36	∪-2.00	∩-5.03
	55	∩-10.60	–	∩-5.38	∪-1.54	∩-5.34

В оптимальном технологическом режиме по заполнению барабана рудой наблюдается резкий спад амплитуды на частоте C практически до нуля. Показательными являются пики спектральной плотности на частотах D и E. Для недогрузки и оптимального состояния на частоте D наблюдается максимум, а при перегрузке – минимум, при чем значение амплитуды также падает. Максимум в диапазоне E присутствует для всех сигналов, однако наибольшие значения амплитуды в этом диапазоне соответствуют оптимальному технологическому состоянию по заполнению.

Выводы. Полученные в результате исследований зависимости информационных характеристик моментных функций третьего порядка условных математических ожиданий относительно общей асимметрии сигналов мгновенной мощности электродвигателя привода барабанной мельницы мокрого самоизмельчения типа ММС 70*23 показали, что их чувствительность к изменениям технологических состояний по заполнениям барабана рудой достаточная для использования значений этих функций в качестве дополнительных диагностических признаков в автоматизированных системах интеллектуальной идентификации.

Список литературы

1. Мещеряков Л.І. Ідентифікація параметрів об'єктів автоматизованого управління в задачах АСУТП ексцесійними моделями // Сб. науч. тр. Національний гірничий університет. –2006. – № 24. – С. 182–186.

2. Мещеряков Л.І. Базова форма дисперсійної моделі гірничих технологічних комплексів // Сб. науч. тр. НГАУ. – 2004. – № 20. – С. 209–214.

3. Мещеряков Л.И. Системная оценка идентификации барабанных мельниц // Сб. науч. трудов НГАУ. – Днепропетровск, 1998. – Т. 6. – № 3. – С. 255-259.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Слєсаревим В.В.
Надійшла до редакції 22.10.10

УДК 622.272.3: 622.418: 628.518

© В.А. Бойко, О.А. Бойко

НОРМАЛИЗАЦИЯ МИКРОКЛИМАТА ГОРИЗОНТАЛЬНОЙ ГОРНОЙ ВЫРАБОТКИ ГЛУБОКОЙ ШАХТЫ ДОНБАССА В ПЕРИОД ЕЕ ПРОХОДКИ

Проведено аналіз факторів, що впливають на мікроклімат горизонтальної гірничої виробки глибокої шахти Донбасу в період її проходки. Запропоновано використовувати радіаційний кондиціонер, прискорене створення теплоурівнюючей оболонки навколо виробки, зрошувальне охолодження привибійної частини виробки і охолоджування водою гірського масиву-ва по трасі її проходки за допомогою випереджаючої забій свердловини. Наведено попередньо тільні міркування щодо оптимізації параметрів системи охолодження повітря і стінок виробки для забезпечення нормальних теплових умов в ній.

Проведен анализ факторов, влияющих на микроклимат горизонтальной горной выработки глубокой шахты Донбасса в период ее проходки. Предложено использовать радиационный кондиционер, ускоренное создание теплоуравнивающей оболочки вокруг выработки, оросительное охлаждение призабойной части выработки и охлаждение водой горного массива по трассе ее проходки с помощью опережающей забой скважины. Приведены предварительные соображения по оптимизации параметров системы охлаждения воздуха и стенок выработки для обеспечения нормальных тепловых условий в ней.

The analysis of factors affecting the microclimate of the horizontal heading of deep mine of Donbassin in time of its driving is produced . It has been proposed to use a radiation conditioner, speed-up creation of thermal equalizing shell round heading, water spray cooling of cloze to the face part of heading and cooling by water mines rocks by driving of borehole ahead the face. The preliminary considering on optimization of parameters of the system for cooling of air and walls of mine heading for providing of normal thermal conditions in it are resulted.

Микроклимат горной выработки, как в период ее строительства, так и в период эксплуатации при добыче угля, определяется составом атмосферы, уровнем ее запыленности, атмосферным давлением, влажностью, температурой воздуха и уровнем тепловой радиации. Все эти факторы имеют место и при добыче угля в шахтах умеренной глубины и в какой-то степени зависят от горно-геологических условий и технологии ведения процессов горного производства. В приводимых ниже выкладках будем считать их неизменными и ограничимся лишь анализом влияния изменения естественной температуры пород горного массива, зависящей от глубины ведения горных работ.

Известно, что температура горного массива изменяется с глубиной. Температура земной поверхности зависит от уровня солнечной радиации и подвержена как суточным, так и сезонным колебаниям. Влияние их затухает с глубиной и не проникают глубже 20-25 м, где температура пород горного массива равна среднегодовой температуре воздуха на дневной поверхности для данного района. Для большинства районов Донбасса величина среднегодовой температуры составляет около 8°С, а величина геотермической ступени находится в пределах 32-35 м/°С. Естественная температура горного массива с глубиной нарастает и изменяется по линейному закону. На предельно достигнутых в Донбассе глубинах ведения горных работ она достигла 45°С. В соответствии с требованиями Правил безопасности в угольных шахтах температура воздуха в горных выработках, где производятся горные работы и находятся горнорабочие, не должна превышать 26°С. Температура поступающего с дневной поверхности в шахту атмосферного воздуха подвержена суточным и сезонным колебаниям и для условий Донбасса может изменяться от +35 до -35°С. Вследствие наличия разности температур движущегося по горным выработкам воздуха и естественной температуры горного массива имеет место постоянный теплообмен между ними, в результате которого температура стенки горной выработки со временем изменяется и устанавливается практически равной температуре омывающего ее воздуха. В зимний период во избежание обмерзания проводников и расстрелов и предупреждения возможных аварий подъема подаваемый в шахту воздух подогревается до температуры +2°С. При опускании воздуха на глубину увеличивается высота столба воздуха, вследствие чего возрастает атмосферное давление и температура воздуха. Увеличение высоты столба воздуха на каждые 100 м приводит к росту атмосферного давления на 10 мм рт. ст. и температуры воздуха на 1°С. Наличие капежа в стволе приводит к изменению температуры движущегося воздуха за счет испарения воды и возрастания его влажности. За счет теплообмена со стенками ствола и горных выработок по ходу воздушной струи вокруг них формируется теплоуравнивающая рубашка (далее по тексту-ТР) горных пород, температура которых на некотором расстоянии от стенки выработки равна естественной температуре горных пород на соответствующей глубине, а температура стенки выработки близка к температуре движущегося воздуха. ТР в значительной степени сглаживает сезонные колебания температуры воздуха и снижает влияние адиабатического сжатия воздуха, но формируется длительный период, а теплообмен с воздухом в выработке математически описывается разработанными школой А. Н. Щербаня сложными зависимостями, учитывающими период существования выработки (до года, от 1 года до 10 и более10 лет) [1]. Формирова-

ние ТР горной выработки в значительной степени изменяет величину теплового потока из горного массива в выработку и интенсивность инфракрасной радиации. Величина последней зависит от абсолютной температуры нагретого (излучающего) и более холодного (облучаемого) тел и определяется зависимостью Стефана-Больцмана. В строящейся на глубоком горизонте горной выработке в первую очередь представляет интерес интенсивность инфракрасного облучения шахтера в свежевскрытой призабойной зоне. Максимальная интенсивность инфракрасного облучения горнорабочего в зависимости от температуры стенки выработки составит:

$$f(T) = C \cdot F \cdot \left[\left(\frac{T_p}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_g}{100} \right)^4 \right] \qquad (1)$$

Здесь: $T_p = 273 + t_h$ - абсолютная естественная температура горного массива, $T_g = 273 + 36.6$ – абсолютная температура человека, F - площадь облучаемой поверхности человека (принимается равной 1.6 м^2), $C_0 = 5.67$, Вт/(м$^{2 \cdot} K^4$) - постоянная излучения абсолютно черного тела. В общем случае уравнение Стефана-Больцмана содержит φ-средний угловой коэффициент облучаемой поверхности относительно излучающей поверхности и степень черноты ε. Для горной выработки в любом пункте ее длины (цилиндрическая поверхность) и в призабойной части ее (сфера) средний угловой коэффициент φ=1. Для горных пород на больших глубинах степень черноты приближается к единице. Для предварительных расчетов обе эти величины приняты равными единице, а обозначающие их индексы исключены из расчетной формулы.

График изменения интенсивности ИФК облучения в зависимости от абсолютной температуры излучателя (горного массива) представлен на рис. 1.

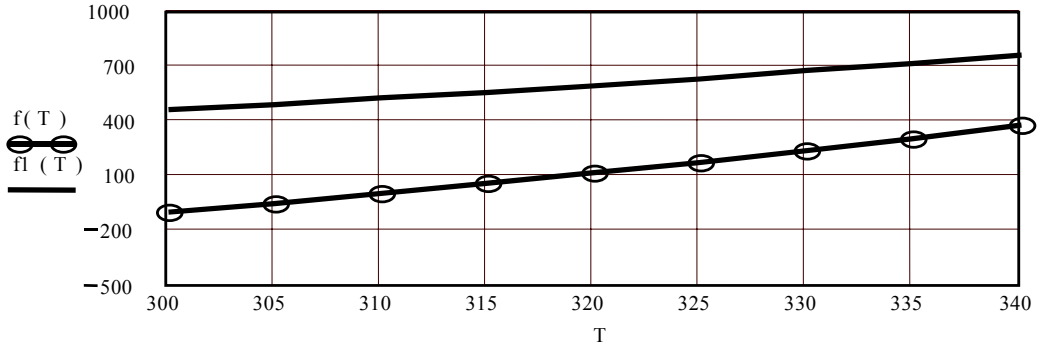


Рис.1. Изменение интегральной плотности инфракрасного излучения горного массива в выработку f1(T) и интенсивности облучения человека f(T)

Цифры по оси ординат графика отражают интенсивность ИФК излучения в выработку в Вт/м^2 (относятся к верхней линии графика) и мощность облучения человека в Вт (нижняя линия графика). По оси абсцисс отложена величина абсолютной температуры.

Приведенные на графике данные расчета свидетельствуют о том, что при нормируемой ПБ температуре воздуха 26°С горный массив, окружающий выработку, поглощает около 100 Вт излучаемой человеком энергии, при температуре стенки 37°С эта мощность падает до нуля (нет ни нагрева, ни охлаждения).

Но при температуре стенки около 67°С мощность ИФК облучения человека составит около 400 Вт.

Приведенные величины интенсивности получены без учета влияния на человека тепловыделений в выработку от работающих машин и механизмов и тепла окислительных процессов. Они соответствуют моменту вскрытия массива с естественной температурой и свидетельствуют о том, что без предварительного снижения его температуры или применения специальных средств защиты человека ведение горных работ на больших глубинах невозможно.

Заблаговременно снизить температуру горного массива можно несколькими способами:

- охлаждением горного массива шахты в целом или отдельного ее блока с помощью сети горных выработок подсечного горизонта, расположенного ниже предельной глубины разработки угольных пластов [2];
- орошением груди забоя и призабойного пространства проводимой выработки;
- охлаждением горных пород по трассе проведения горной выработки с помощью серии опережающих ее параллельных скважин, буримых из специальной камеры;
- охлаждением горных пород по периметру проводимой выработки при выбуривании горных пород и выносе тепла буровой пульпой;
- охлаждением горного массива по трассе выработки за счет опережающей подготовительный забой скважины.

Заметим, что все упомянутые выше способы снижения температуры стенок горной выработки базируются на применении охлажденной воды в качестве носителя холода. Ниже будет показано, что на больших глубинах ведения горных работ охлажденный воздух даже при интенсивной вентиляции не способен справиться с отводом тепла горного массива в приемлемые, диктуемые требованием обеспечить определенные темпы проходки выработки, сроки времени.

Решение проблем скоростной проходки горных выработок возможно при применении робототехники. При современном уровне развития машиностроения имеется возможность применения электродвигателей с кремнийорганической изоляцией, обеспечивающей работу двигателя с температурой нагрева обмотки до 220°С. Аппаратура управления на кремниевых микросхемах и полупроводниковых приборах работоспособна при температуре до 120°С. Двигатели с кремнийорганической изоляцией применялись при бурении Кольской сверхглубокой скважины. В Японии, в зоне активной вулканической деятельности, велись горные работы без присутствия людей по породам с температурой 90°С. Для условий Донбасса температура горных пород на максимальных глубинах залегания разведанных угольных пластов достигает 75°С. К сожалению, требуемой для работы при таких температурах техники в Украине нет и не будет создано в обозримом будущем, а дефицит угля для решения проблем обеспечения энергоносителями коксохимии, металлургии, электроэнергетики и теплоснабжения в Украине существует на протяжении всего периода ее независимости. Поэтому ниже рассматриваются некоторые аспекты проведения подготовительных горных выработок без применения специальной техники и дорогостоящих импортных установок, валюты на приобретение которых Украина не имеет. В

данной статье рассматриваются некоторые аспекты нормализации микроклимата в горизонтальной или наклонной горной выработке, достигаемой путем охлаждения горного массива водой, подаваемой в опережающую подготовительный забой скважину, пробуренную по трассе проводимой выработки.

Проходка любой горной выработки на глубоком горизонте начинается с уже пройденной, существующей определенный период времени выработки, горный массив вокруг которой в какой-то степени охлажден за счет выноса тепла проветривающей ее воздушной струей. Поэтому устье начинаемой проходкой выработки будет находиться в зоне действия ТР, и первые метры выработки могут быть пройдены без применения специальных средств нормализации микроклимата. Технология проведения горной выработки предусматривается проектом в зависимости от физико-механических параметров горных пород, геометрических размеров и назначения выработки. Что же касается параметров опережающей подготовительный забой скважины для охлаждения горного массива по трассе проходки, то такие скважины в практике проходки горных выработок не применяются и методика их расчета отсутствует. Понятно, что они должны быть определены с учетом естественной температуры горного массива, теплофизических характеристик слагающих его пород, размера сечения вчерне проходимой выработки, проектной скорости проходки выработки. Более того, в качестве расчетного параметра должен быть задан требуемый радиус ТР вокруг скважины в зоне груди подготовительного забоя и температура стенки выработки, образующейся в момент разрушения горного массива взрывом или вскрытия рабочим органом комбайна. Эти данные будут исходными для определения величины параметров выноса тепла горного массива из зоны проходки горной выработки.

К сожалению, несмотря на наличие мощного аналитического аппарата тепловых расчетов для горных выработок шахт, методика и доступный для инженерных расчетов метод решения этой задачи не разработаны. Поэтому ниже со ссылкой на рис.2 приводятся базирующиеся на использовании закона Фурье расчеты передачи тепла теплопроводностью. В связи с необходимостью решать задачу с использованием систем дифференциальных уравнений (в том числе дифференциальных уравнений в частных производных) для получения численных значений искомых величин ниже используется метод граничных значений состояния массива и хорошо отработанный аппарат решения сложных аналитических задач MathCAD 11 Enterprise Edition. В некоторых случаях используется разработанный школой А. Н. Щербаня аналитический аппарат расчета теплообмена для горных выработок со сроком существования менее года.

Особенности приведенной ниже на рис. 2 схемы охлаждения заключаются в следующем:

- рассматривается вариант охлаждения горного массива по трассе проведения горной выработки с применением одиночной скважины, располагаемой примерно по центру выработки;

- одна и та же скважина выполняет функцию подачи холода для охлаждения массива и отвода извлеченного из него тепла;

- для обеспечения эффективного охлаждения массива в зоне забоя выработки применена схема прямой подачи холодной воды, обеспечивающей ее непосредственный контакт со стенкой скважины;

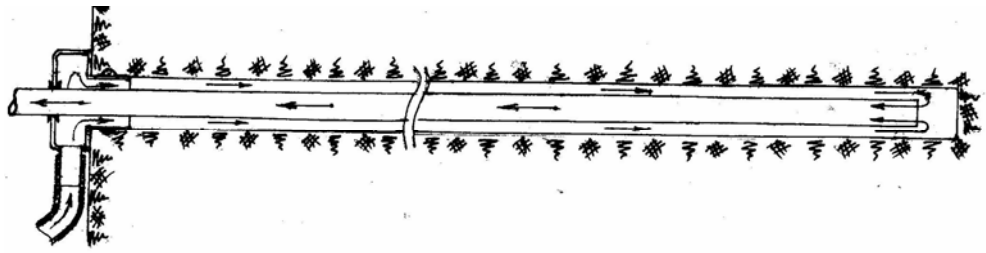


Рис.2. Схема охлаждения горного массива водой с помощью скважины, опережающей забой подготовительной выработки

- с целью обеспечения максимального выноса тепла в единице объема воды ее температура на выходе из скважины должна быть близкой по величине естественной температуре массива. Это достигается отводом нагретой воды по расположенной по центру скважины трубе, выполненной из материала с низкой теплопроводностью.

С учетом перспективы использования тепла горного массива для технологических целей и условий эксплуатации в подземных условиях в скважине предлагается применить для этих целей свинчивающуюся из отдельных секций стеклотекстолитовую трубу.

Работы по охлаждению водой горного массива по трасе проведения подготовительной выработки с помощью опережающей скважины никто не производил, поэтому использовать уже имеющиеся сведения не представляется возможным. В литературе по бурению глубоких скважин имеются некоторые сведения по тепловым расчетам, но они выполнялись для промывки скважин, для которой, как правило, применяются специальные глинистые растворы, а не вода. Объектом охлаждения в таких расчетах является буровой инструмент, а не значительные объемы горного массива вокруг скважины. Попытка изложить методику теплового расчета скважин системы отвода тепла земной коры приведена в [3]. Но поскольку эта работа является продолжением развития научных основ тепловых расчетов и написана школой А. Н. Щербаня, то тепловой расчет скважины предлагается вести по тем же аналитическим зависимостям, которые предложены для горных выработок.

То, что расчеты придется производить для неустановившегося процесса теплообмена горного массива и омывающей стенки скважины водой, является неоспоримым фактом. Но прежде чем их производить попробуем определить некоторые целевые параметры теплового расчета. В качестве отправного пункта в таких расчетах примем во внимание, что омывающая стенки скважины вода является эффективно действующим холодоносителем, вследствие чего стенка скважины быстро приобретает температуру текущей воды. Но ее преимущества перед воздухом в выносе тепла горного массива не могут быть полностью реализованы по той простой причине, что эффект быстрого снижения температуры стенки скважины не сопровождается увеличением величины теплового потока из горного массива, поскольку термическое сопротивление ТР, образующейся вокруг скважины, начинает играть роль ограничителя теплового потока. Вода действительно резко увеличивает коэффициент теплоотдачи стенки скважины, но отводить нечего, поскольку из-за увеличения термического сопротивления

горного массива тепловой поток падает. Учитывая эти обстоятельства, попробуем выяснить реальные возможности охлаждения горного массива с помощью одной скважины. Для начала оценим возможность охлаждения горного массива в пределах объема выработки, ограниченного сечением вчерне.

Эквивалентный радиус такого сечения определяется зависимостью $R_0 = \frac{2 \cdot F}{U}$. Здесь F-площадь сечения выработки и U-ее периметр. Поскольку основная масса проводимых капитальных горных выработок имеет арочную форму, то периметр выработки $U = 3.8 \cdot \sqrt{F}$ и эквивалентный радиус ее $R_0 = 0.526 \cdot \sqrt{F}$. Примем величину площади сечения проводимой выработки $F = 15\ м^2$, близкую к типовым для квершлагов и откаточных штреков угольных шахт Донбасса. Эквивалентный радиус такой выработки составит 2 м. Зададимся условием, что к моменту вскрытия взрывом или проходческим комбайном охлаждаемого горного массива в пределах заданного сечения выработки вчерне температура обнажившейся стенки составит $26^0 C$. Тепловые расчеты для горной выработки представляют сложную научную задачу, поскольку имеет место неустановившийся процесс теплообмена с изменяющимися в пространстве и времени параметрами [4]. При решении этой задачи для горной выработки, стенки которой охлаждаются проветривающим ее воздухом, принимают ряд ограничений. Среди них одним из первых является предположение, что температура охлаждающего воздуха является неизменной во времени и пространстве. Такое предположение вполне допустимо, поскольку приращение температуры и воздуха на 1 м. длины выработки составляет сотые доли градуса. Изменение температуры воздуха в выработке происходит вследствие теплообмена с горным массивом при огромной площади стенок выработок, но сравнительно небольшом коэффициенте их теплоотдачи, на длине выработки в сотни метров. Опережающая забой скважина по технологическим причинам должна быть сравнительно небольшой по длине, на которой имеет место практически полный перепад температуры от естественной величины ее для горного массива до температуры охлаждающей воды, поэтому принять температуру охлаждающей воды одинаковой по всей длине скважины невозможно. Площадь поверхности скважины невелика, но коэффициент теплоотдачи при турбулентном режиме движения воды в скважине может превышать таковой для воздуха на два порядка. Объемная теплоемкость воды по сравнению таковой для воздуха в 4000 раз больше. Это обстоятельство приведет к изменению критериев Фурье и Био и некоторому упрощению расчетных зависимостей. Тем не менее, определение параметров нестационарной теплопроводности горного массива придется вести с использованием дифференциальных уравнений в частных производных. Для цилиндрического тела бесконечной длины, каким в расчете представляется горная выработка, эти уравнения имеют вид:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \cdot \left(\frac{\partial^2 t}{\partial R^2} + \frac{1}{R} \frac{\partial t}{\partial R} \right) \qquad (2)$$

$$t = t_n \text{ при } \tau = 0; \qquad (3)$$

$$t \to t_n \text{ при } R \to \infty, \quad \tau > 0; \qquad (4)$$

$$-\lambda \cdot \frac{\partial t}{\partial R} - \alpha \cdot (t - t_n) = 0 \text{ при } R = R_0 = \frac{2 \cdot F}{U} \tag{5}$$

Здесь: (2)-дифференциальное уравнение теплопроводности в цилиндрических координатах, (3) - закон начального распределения температур в горном массиве, (4) - условие неограниченности массива в радиальном направлении и (5) - закон теплообмена поверхности выработок с воздушной струей при $t_n = \text{const}$.

Для получения конечных зависимостей в безразмерном виде, определяющих относительную температуру любой точки массива в любой момент времени, используется безразмерная температура, определяемая выражением

$$\vartheta = \frac{t - t_в}{t_n - t_в} \tag{6}$$

Для решения дифференциальных уравнений второго порядка в частных производных применяется метод преобразования Лапласа, сущность которого заключается в приведении дифференциального уравнения в частных производных от R и τ к обыкновенным дифференциальным уравнениям от R путем замены функции $f(\tau)$ ее изображением $T(s)$:

$$T(s) = \int_0^\infty f(\tau) \cdot e^{s\tau} d\tau \tag{7}$$

Изображения для значительного числа функций, встречающихся на практике, приведены в литературе по операционному исчислению. Решение уравнений, составленных из изображений функций, сводятся к решению дифференциального уравнения от одной переменной R. Переход от полученного решения $T(s)$ к оригиналу осуществляется по таблицам, если получено его табличное решение, либо с помощью теоремы разложения. Если после выполнения перечисленных выше операций решение не получено, то прибегают к решению общего для перехода от изображения к оригиналу интеграла

$$\vartheta(R, \tau) = \frac{1}{2\pi \cdot i} \int_{\sigma - i\infty}^{\sigma + i\infty} e^{s\tau} T_{R,s} ds \tag{8}$$

Замена температурных функций их изображениями приводит к получению уравнения Бесселя с мнимым аргументом, которое подстановкой $T = u + \frac{1}{s}$, $\frac{s}{a} R^2 = x^2$ приводится к виду:

$$x^2 u'' + xu' - x^2 = 0 . \tag{9}$$

Решением такого уравнения есть бесселевы функции мнимого аргумента первого и второго рода нулевого порядка. Аналитический аппарат этих расчетов известен и используется специалистами-математиками, но труднодоступен для научных и инженерных кадров горнодобывающей промышленности, поэтому желательно получить интересующие нас параметры теплового процесса теплообмена в охлаждающей горный массив скважине более простым методом. Для этого попробуем избежать расчетов промежуточных параметров теплооб-

мена во времени и пространстве, воспользовавшись конечными результатами таких расчетов, вытекающих из общих для протяженных цилиндрических тел закономерностей. В цилиндрическом протяженном теле, в качестве которого может служить как горная выработка, так и охлаждающая скважина, при установившемся процессе теплообмена температура горного массива по радиусу изменяется по логарифмическому закону:

$$t_r = t_p - (t_p - t_c) \cdot \frac{\ln(r/r_2)}{\ln(r_1/r_2)} \qquad (10)$$

Установлению такого распределения температур предшествовал вынос определенного количества тепла из рассматриваемого объема массива. Начальная температура горного массива равна его естественной температуре, то есть зависит от глубины залегания. Распределение температуры при новом установившемся режиме зависит от разности температур на внешней и внутренней границах теплоуравнивающей рубашки. Представляющими практический интерес величинами являются величина выноса тепла из горного массива в объеме образовавшейся ТР и линейный тепловой поток при наличии ТР. Эти величины определяют требуемый расход охлаждающей воды и необходимую интенсивность подачи холода для поддержания установившегося теплового режима горного массива. Понятно, что величина требуемого выноса тепла из ТР зависит от разности температур горного массива и поверхности внутренней границы рубашки, удельной теплоемкости горной породы, а линейный тепловой поток - еще и от коэффициента теплопроводности слагающей горный массив. Теплообмен текущей в скважине охлаждающей воды с породным массивом имеет нестационарный характер и для любого момента времени определяется для участка длиной dx определяется зависимостью $dQ = k_\tau \cdot U \cdot (t_n - t) \cdot dx$. Здесь U- периметр скважины, t_n- естественная температура пород горного массива на глубине ведения горных работ, t- температура воды на расстоянии x от устья скважины, k_τ-коэффициент нестационарного теплообмена. Тепловыделение dQ в элементарном участке скважины расходуется на повышение теплосодержания воды, что приведет к повышению ее температуры на величину dt, т. е. $dQ = G \cdot c \cdot dt$. В принятом выше предположении об отсутствии утечек тепла через стенку водоотводящей трубы из качественного термоизолирующего материала величина теплосъема со стенки скважины и повышения теплосодержания охлаждающей воды окажутся равными, т. е.

$$G \cdot c \cdot dt = k_\tau \cdot U \cdot (t_n - t) \cdot dx \qquad (11)$$

Перепишем это равенство в виде $$\frac{dt}{dx} + \frac{k_\tau \cdot U}{G \cdot c} \cdot t = \frac{k_\tau \cdot U \cdot t_n}{G \cdot c} \qquad (12)$$

Получено дифференциальное линейное уравнение первого порядка. Решение этого уравнения имеет вид $$t = e^{-\int \frac{k_\tau \cdot U}{G \cdot c} dz} \cdot \left[\int \frac{k_\tau \cdot U \cdot t_n}{G \cdot c} \cdot e^{\int \frac{k_\tau \cdot U}{G \cdot c}} \cdot dz + K \right]. \qquad (13)$$

Хотя приведенное выше уравнение является интегральным и значительно проще исходного дифференциального уравнения в частных производных, для

получения конечного результата расчета еще необходимо учесть конвективный теплообмен по закону Ньютона, для чего придется воспользоваться системой переноса координат. В итоге окажется необходимым выполнить большой объем вычислений для получения решения частного случая. На этапе предварительной оценки возможности применения схемы охлаждения горного массива водой с применением опережающей забой подготовительной выработки скважины выполнение такого рода трудоемких расчетов нецелесообразно. Желательно получить более полную интегральную оценку, которую в данном случае может дать ответ на вопрос: какое количество тепла необходимо удалить из окружающего скважину горного массива для охлаждения его до заданной температуры и при каких параметрах охлаждающей воды (температуре и расходе ее) будет обеспечен требуемый результат. Это позволит оценить требуемые параметры скважины (диаметр и длину), после чего можно целенаправленно решать вопрос о времени охлаждения. Нами предлагается, не нарушая требований закона сохранения энергии, решить эту задачу исходя из приведенной ниже концепции [6].

До начала работ по проведению горной выработки и даже в процессе их выполнения естественная температура горного массива на некотором расстоянии впереди подготовительного забоя остается неизменной. Предполагаемое охлаждение горного массива охлаждаемой водой опережающей скважиной должно привести к созданию теплоуравнивающей рубашки, внутренняя поверхность которой имеет заданную (например, равную нормируемой ПБ для воздуха температуру 26ºС). Поскольку период формирования ТР должен составлять незначительный промежуток времени, то притоком тепла из недр Земли в горную выработку за этот промежуток времени можно пренебречь, а рассчитывать только отвод тепла, содержащегося в горном массиве. В этом случае необходимуй отвод тепла для формирования теплоуравнивающей рубашки единичной длины можно определить как изменение количества тепла в ней за период перехода массива из стационарного состояния с естественной температурой в новое, принимаемое в качестве стационарного состояние пород ТР, сформировавшееся в результате охлаждающего действия скважины. Поскольку никаких дополнительных источников энергии в объеме ТР нет, то распределение температуры пород горного массива в пределах ТР будет подчиняться логарифмическому закону. Поэтому в качестве первого этапа решения поставленной задачи определим величину радиуса ТР, необходимой для обеспечения заданной температуры стенки будущей выработки Расчеты выполним с применением системы MathCAD Enterprise 11. В качестве исходных величин примем гидравлический радиус выработки R=2 м, температуру горного массива в районе будущей стенки выработки tr=26°С, температуру охлаждающей воды в скважине ts от 4°С до 16°С, естественную температуру пород горного массива примем равной 40, 50, 60 и 70°С соответственно. Расчетные зависимости, таблицы и графики результатов расчетов приведены ниже на рис. 3. На рисунке по оси ординат приведены расчетные величины внешнего радиуса ТР. По оси абсцисс приведены величины температуры охлаждающей воды, подаваемой в скважину.

$R := 2 \quad r1 := 0.1 \quad ts := 5 \quad tp1 := 40 \quad tp2 := 50 \quad tp3 := 60 \quad tp4 := 70 \quad tr := 26 \quad ts := 4, 5 .. 16$

$$f1(ts) := R \cdot e^{\frac{tp1 - ts}{tr - ts}} \qquad f2(ts) := R \cdot e^{\frac{tp2 - ts}{tr - ts}} \qquad f3(ts) := R \cdot e^{\frac{tp3 - ts}{tr - ts}} \qquad f4(ts) := R \cdot e^{\frac{tp4 - ts}{tr - ts}}$$

ts =	f1(ts) =	f2(ts) =	f3(ts) =	f4(ts) =
4	10.273	16.185	25.498	40.171
5	10.589	17.048	27.445	44.185
6	10.948	18.05	29.759	49.065
7	11.359	19.227	32.545	55.088
8	11.833	20.625	35.947	62.652
9	12.387	22.307	40.171	72.34
10	13.042	24.365	45.52	85.042
11	13.825	26.927	52.448	102.154
12	14.778	30.188	61.665	125.965
13	15.96	34.443	74.331	160.415
14	17.458	40.171	92.433	212.685
15	19.412	48.181	119.588	296.826
16	22.046	59.928	162.902	442.813

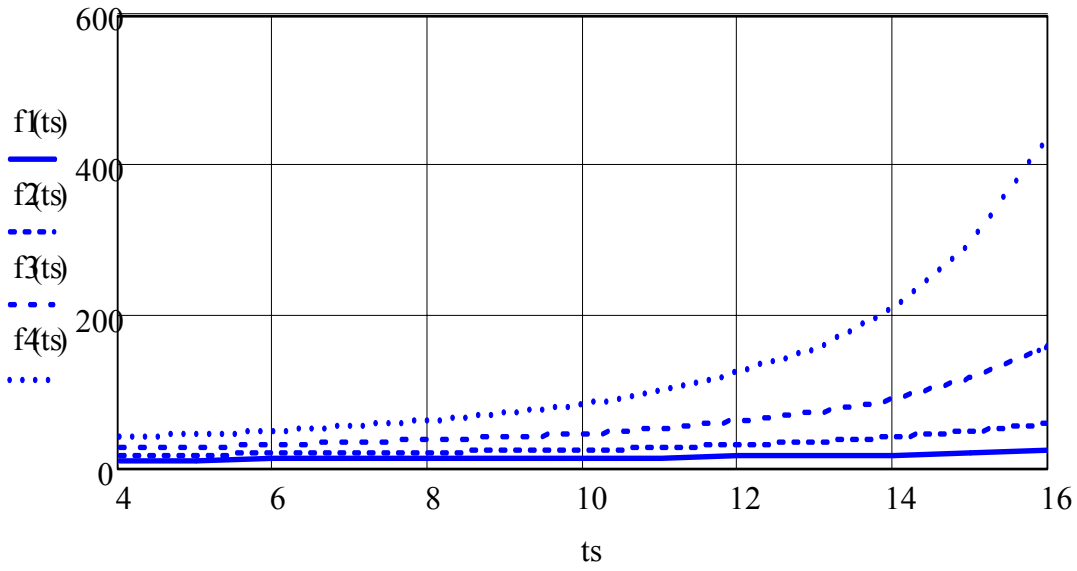


Рис.3. Результаты расчета радиуса ТР выработки в функции температуры охлаждающей воды при естественной температуре горных пород 40, 50, 60 и 70°С

Приведенные на рис3. в таблицах и графиках данные расчета дают информацию о необходимой величине радиуса ТР и характере изменения температуры по радиусу ТР при формировании ее путем охлаждения пород горного массива охлажденной до соответствующей температуры водой. Для примера выберем строку таблицы, соответствующую температуре охлаждающей воды 5°С. Окажется, что для обеспечения расчетной температуры стенки выработки 26°С при эквивалентном радиусе ее 2 м потребуется создать ТР радиусом 10.6 м при естественной температуре горных пород 40°С. Для достижения того же эффекта в массиве с естественной температурой 50, 60 и 70°С соответственно

потребуется создать ТР радиусом 17.05, 27.45 и 44.19 м. Понятно, что размер ТР будет существенно возрастать как с ростом естественной температуры горных пород, так и с ростом температуры охлаждающей воды. Характер изменения этих параметров хорошо виден на рис.3, из которого следует, что радиус ТР чрезвычайно сильно зависит от температуры охлаждающей воды. Не увлекаясь пока предельно высокими температурами горных пород, ниже рассмотрим в качестве примера условия предварительного охлаждения горных пород скважиной, в которую поступает вода с температурой 5°С, а естественная температура горного массива составляет 40°С.

Применение воды в качестве средства охлаждения горного массива коренным образом меняет физику процесса охлаждения. Температура поверхности скважины за короткий период времени (практически мгновенно) становится равной температуре воды. Понятно, что вследствие притока тепла из массива в скважину температура воды по длине ее будет изменяться и при малых расходах воды на некотором расстоянии от входа в скважину практически станет равной естественной температуре пород массива. На начальном этапе исследования охлаждения горных пород водой, протекающей по скважине, будем рассматривать формирование ТР единичной длины (1м). Определим, какое количество тепла необходимо удалить из ТР единичной длины радиусом 10.6 м при охлаждении скважины водой с температурой 5°С. Для этого придется определить распределение температуры по радиусу ТР, воспользовавшись зависимостью (10). Разбив ТР на коаксиальные цилиндры небольшой толщины, вычислим теплосодержание в каждом цилиндре. Количество тепла в соответствующих слоях охлажденной зоны горного массива для участка единичной длины определяется интегральной зависимостью

$$Q_c = 2 \cdot \pi \cdot t_c \cdot c \cdot G \cdot \int_r^{r+\Delta r} r \cdot dr \qquad (14)$$

Начальное содержание тепла в слое массива с естественной температурой определим, воспользовавшись интегральной зависимостью

$$Q = 2 \cdot \pi \cdot tp \cdot c \cdot G \cdot \int_r^{r+\Delta r} r \cdot dr \qquad (15)$$

Представляющая интерес величина выноса тепла из соответствующего слоя охлажденной до расчетной температуры зоны горного массива есть разность теплосодержаний до и после охлаждения и определяется зависимостью

$$\Delta Q = 2 \cdot \pi \cdot c \cdot G \cdot (t_p - t_c) \cdot \int_r^{r+\Delta r} r \cdot dr \qquad (16)$$

В приведенных выше зависимостях (14)-(16) t_p и t_c соответственно температуры слоя (естественная и после охлаждения), c - массовая теплоемкость горной породы, G – масса кубометра горной породы.

Практический интерес представляет не только характер изменения теплосодержания слоя горной породы, но и общая величина тепловыноса из объема охлажденной зоны единичной длины. Она может быть определена как сумма разностей теплосодержаний слоев зоны, определяемых зависимостью (16).

Mathcad 11 Enterprise содержит позволяющий выполнить эту процедуру оператор суммирования вида:

$$s := \begin{cases} 0 & \text{if } r < a \\ \sum_{i=1}^{n} f(\Delta Q) & \text{otherwise} \end{cases},$$

использованный нами в приводимых расчетах и графических построениях. Прогнозные расчеты выполнены для песчаника, естественная температура горных пород принята $40\,^{0}C$.

r1 := 0.1 ts := 5 tp1 := 40 tp2 := 50 tp3 := 60 tp4 := 70 c := 0.204
rp1 := 10.6 rp2 := 17 rp3 := 27.5 rp4 := 44.2 G := 2340 k := 0.0001

$$f1(r) := \begin{cases} tp1 - (tp1 - ts)\cdot\dfrac{\ln\left(\frac{r}{rp1}\right)}{\ln\left(\frac{r1}{rp1}\right)} \end{cases} \qquad f2(r) := \int_{r}^{r+0.1} 2\cdot\pi\cdot r\,dr \qquad f3(r) := k\cdot c\cdot G\cdot f1(r)\cdot f2(r)$$

$$f4(r) := k\cdot c\cdot G\cdot tp1\cdot f2(r) \qquad f5(r) := k\cdot c\cdot G\cdot f2(r)\cdot(tp1 - f1(r))$$

r := 0.1, 0.2.. 10.6

r =	f1(r) =	f2(r) =	f3(r) =	f4(r) =	f5(r) =
0.1	5	0.094	0.022	0.18	0.157
0.2	10.202	0.157	0.076	0.3	0.223
0.3	13.245	0.22	0.139	0.42	0.281
0.4	15.404	0.283	0.208	0.54	0.332
0.5	17.079	0.346	0.282	0.66	0.378
0.6	18.447	0.408	0.36	0.78	0.42
0.7	19.604	0.471	0.441	0.9	0.459
0.8	20.607	0.534	0.525	1.02	0.494
0.9	21.491	0.597	0.612	1.14	0.527
1	22.281	0.66	0.702	1.26	0.558
1.1	22.997	0.723	0.793	1.38	0.586
1.2	23.65	0.785	0.887	1.5	0.613
1.3	24.25	0.848	0.982	1.62	0.638
1.4	24.807	0.911	1.079	1.74	0.661
1.5	25.324	0.974	1.177	1.86	0.682
1.6	25.809	1.037	1.277	1.98	0.702

$$s(r) := \begin{cases} 0 & \text{if } r < 0.2 \\ \sum_{i=1}^{(r-0.1)\cdot 10} f5\left(\frac{i}{10}\right) & \text{otherwis} \end{cases} \qquad s(r) \qquad f6(r) := s(r) + f5(r)$$

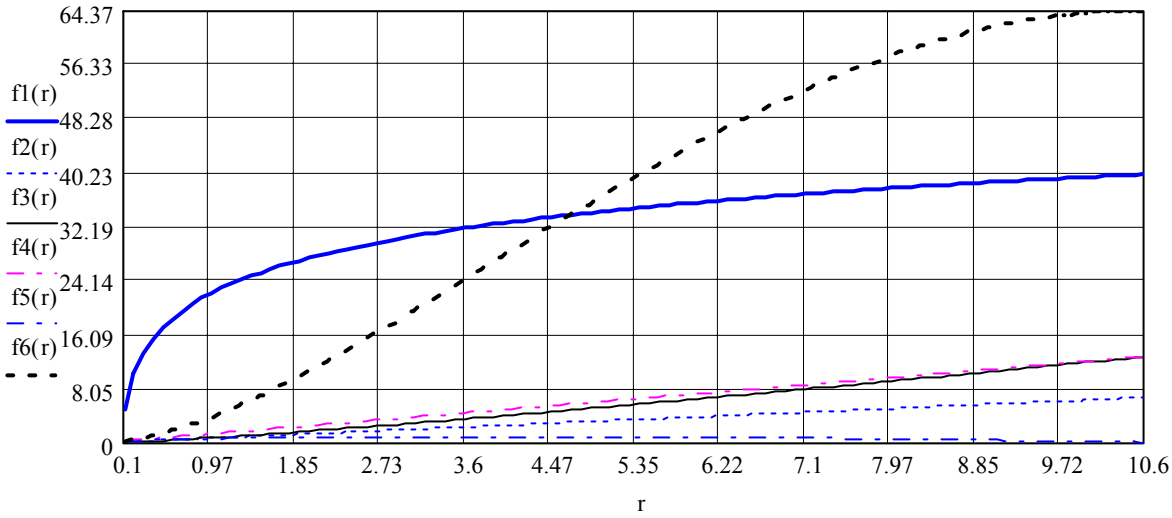


Рис.4 Изменение температуры охлаждаемой зоны f1(r), площади сечения ее слоев f2(r), теплосодержания слоев при пониженной f3(r) и естественной температуре горных пород f4(r), удельного f5(r) и суммарного количества тепла f6(r), подлежащего удалению при охлаждении горного массива водой скважины, опережающей забой подготовительной выработки. Естественная температура горного массива 40°С.

С целью экономии объема статьи таблицы подсчета суммарного количества тепла, подлежащего выносу при формировании охлажденной зоны, исключены из рисунка 4, но график f6(r) иллюстрирует характер изменения величины подлежащего выносу тепла. С учетом принятого в расчетах коэффициента k величина выноса тепла с участка охлаждаемой зоны единичной длины составляет 6,5 гигакалорий. Для оценки параметров тепловыноса при формировании охлажденной зоны такой же скважиной в горных породах с естественной температурой 50, 60 и 70°С по той же методике произведены расчеты, итоговые результаты которых в виде графиков представлены ниже на рис 5. 6 и 7.

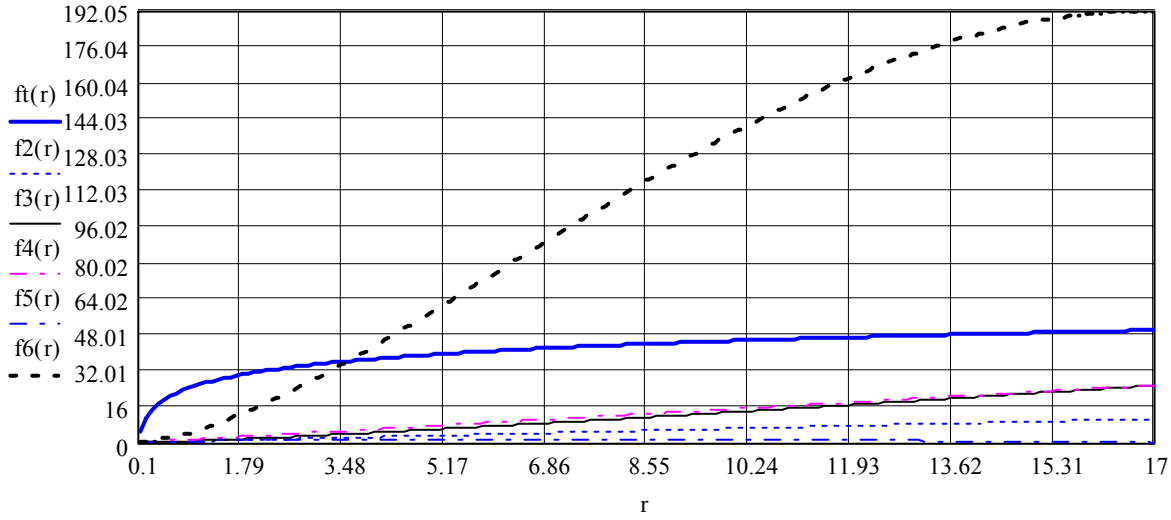


Рис.5. Результаты расчета параметров формирования зоны охлаждения при естественной температуре массива горных пород 50°С

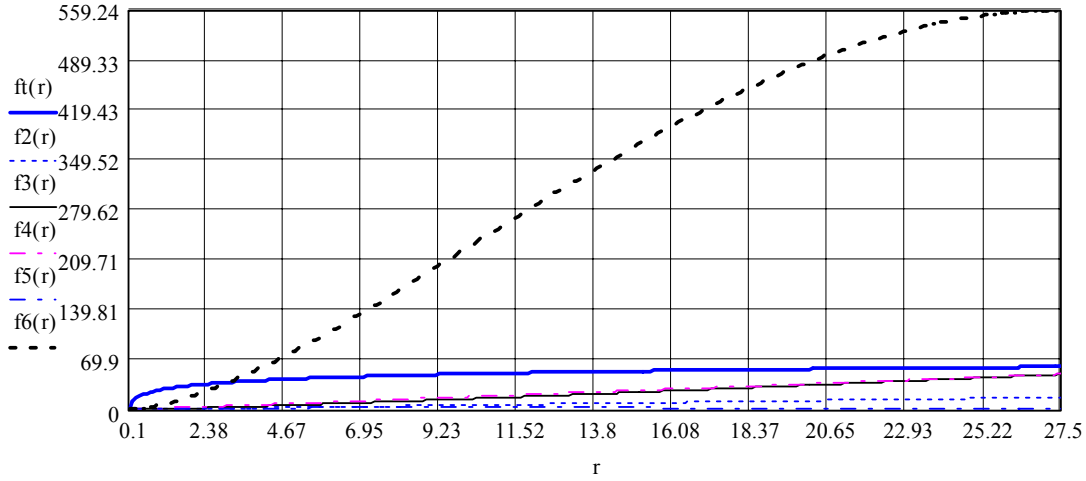


Рис.6.Результаты расчета параметров формирования зоны охлаждения при естественной температуре массива горных пород 60°С

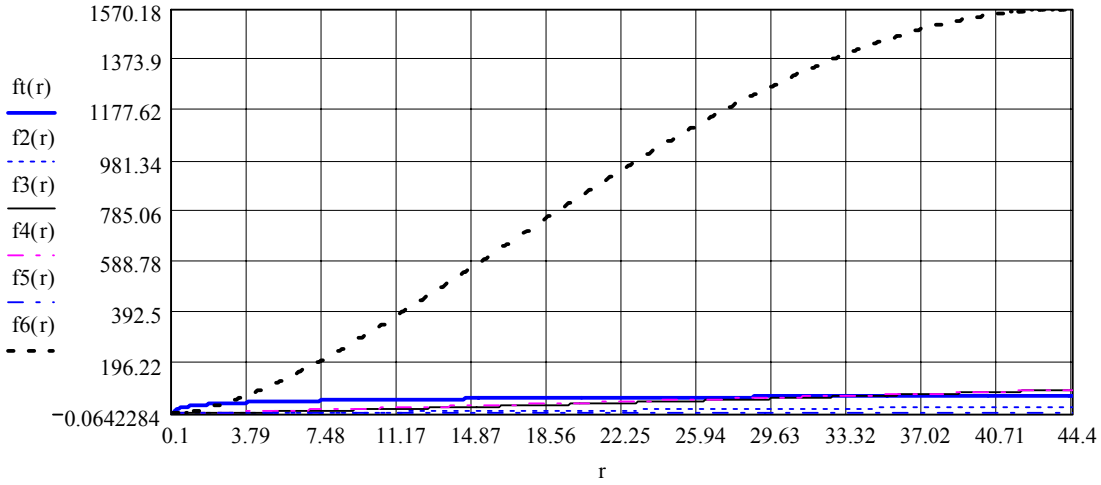


Рис.7. Результаты расчета параметров формирования зоны охлаждения при естественной температуре массива горных пород 70°С

Результаты расчетов наглядно иллюстрируют характер изменения тепловых параметров массива горных пород при его охлаждении, причем некоторые из них кажутся неожиданными. Размеры ТР, обеспечивающих получение заданной температуры стенки горной выработки при вскрытии ее после охлаждения опережающей скважиной, оказались достаточно большими и сильно зависящими от начальной температуры охлаждающей воды, Температура горных пород нелинейно изменяется вблизи скважины и медленно повышается с ростом радиуса ТР, количество тепла в пределах будущей ТР сильно возрастает с ростом ее радиуса, а количество тепла, подлежащего выносу из объема будущей теплоуравнивающей рубашки, оказалась сравнительно небольшим. Понятно, что приводимые в статье расчеты носят предварительный характер и не учитывают приток тепла из недр Земли в объем проводимой выработки за период ее строительства, но величина этого притока по общепризнанным научной общественностью данным исследований Гуттенберга [5] оказалась не слишком пугающей, что дает основание рассчитывать на успешное преодоление этого фактора влияния на микроклимат горной выработки.

Оценим полученные расчетные величины с точки зрения их приемлемости для практической реализации [7]. Выше приведены результаты предварительных расчетов охлаждения горного массива с помощью скважины, опережающей забой подготовительной выработки для самых благоприятных условий, когда температура поступающей в скважину воды составляет 5 °С. Расчетный радиус охлажденной зоны, обеспечивающий получение температуры стенки выработки 26 °С при ее вскрытии, оказался равным 10,6, 17, 27,5 и 44.2 м для горного массива с естественной температурой пород 40, 50, 60 и 70°С соответственно. Расчетная величина выноса тепла из участка ТР единичной длины для рассмотренного варианта составляет 0.643, 1,92, 5,59 и 15,7 Гкал соответственно.

Расчетная величина количества тепла в ТР до начала охлаждения горного массива составляла 6, 22, 70 и 212 Гкал, то есть по результатам предварительного расчета для создания обеспечивающей расчетную температуру стенки горной выработки требуется удалить из ТР порядка 7-10% ее первоначального количества тепла. В расчетах везде фигурировал один и тот же радиус скважины 0,1м. Если принять, что средняя температура вытекающей из скважины воды будет составлять порядка 27, 34, 45 и 52°С для естественной температуры горного массива 40.50, 60 и 70°С, то для выноса подлежащего удалению из ТР количества тепла потребуется 28, 66, 140 и 330 кубометров холодной воды с температурой 5 °С. Если учесть частичное уменьшение площади сечения потока в скважине за счет оборудования ее трубой для отвода нагретой воды, то и в этом случае площадь живого сечения потока воды составит около 0.04 кв.м. Приняв из условий обеспечения герметичности уплотнений трубы в скважине требование небольшого перепада давления воды при сохранении герметичности и достаточной для эффективного теплообмена его турбулизации (скорость движения воды до 1 м/с), получим, что скважина способна пропустить за сутки порядка 3500 кубометров воды, что на порядок превышает требуемый по расчету ее дебит. На данном этапе исследований преждевременно утверждать, что предлагаемый способ обеспечения приемлемых параметров микроклимата горной выработки в периоде строительства окажется достаточным в условиях повышенных естественных температур вплоть до предельных глубин залегания угольных пластов. Нужно продолжить исследования по установлению реальной скорости процесса теплообмена не только в скважине, но и при орошении стенки выработки за оболочкой радиационного кондиционера, а также при орошении поверхности призабойной зоны подготовительной выработки.

Пока можно сделать лишь предварительные выводы о перспективности применения предлагаемого способа нормализации тепловых условий подготовительных выработок глубоких шахт в период их строительства. Проблема эта сложная как с точки зрения научной, так и прикладной, ибо даже при наличии финансирований на приобретение сложной дорогостоящей мощной зарубежной холодильной техники для шахт требуемый микроклимат горных выработок на глубоких горизонтах не может быть обеспечен за счет доставки холода в горные выработки воздухом.

Авторы надеются опубликовать результаты дальнейших исследований по решению задач рассматриваемой проблемы и приглашают лиц, заинтересованных в решении проблемы добычи угля на больших глубинах и обеспечении энергетической независимости Украины, принять участие в их решении.

Выводы

1. Ведение горных работ по вскрытию и подготовке к выемке запасов угля на глубоких горизонтах невозможно как из-за отсутствия в шахтах Донбасса соответствующей холодильной техники, так и из-за исчерпания ресурса доставки холода в горные выработки воздухом.

2. Для решения проблемы нормализации тепловых условий в горных выработках глубоких горизонтов в период их строительства предлагается применять систему нормализации микроклимата, основанную на ускоренном формировании охлажденной оболочки горных пород вокруг проводимых выработок и доставки холода водой.

3. Применение воды в качестве средства доставки холода позволяет наряду с ускоренным формированием охлажденной оболочки горных пород вокруг выработок значительно сократить приток тепла в горные выработки и вынести на-гора излеченное тепло нагретого горного массива.

4. Переход на использование воды в качестве основного средства доставки холода в шахту открывает возможность использования холода аммиачных и бромисто-литиевых холодильных установок, установленных на дневной поверхности, и альтернативных естественных источников холода зимнего периода, водоемов и водоносных горизонтов.

5. Выполненные авторами статьи предварительные расчеты по нормализации микроклимата проводимых на глубоких горизонтах горных выработок показывают, что для ускоренного формирования теплоуравнивающих оболочек горных выработок требуется извлечь из горного массива сравнительно небольшую, составляющую 7-10 %, часть содержащегося в них запаса тепла.

6. Рекомендуемые в статье схемные решения и пригодная для инженерных расчетов методика определения тепловых параметров горного массива позволяет в значительной степени ускорить и упростить решение задач горной теплофизики, в том числе требующих применения сложного аппарата математической физики.

Список литературы

1.Щербань А. Н., Кремнев О. А.. Научные основы расчета и регулирования теплового режима глубоких шахт. Том 1,2. Издат. АН УССР, Киев, 1959. -430 с,1960.-348 с.

2. Бойко В. А.. Оценка теплового потенциала горного массива глубокой шахты Донбасса и возможностей типовой схемы нормализации условий труда. Сборник научных трудов Национального горного университета, №16, с. 113-124, -Днепропетровск, 2003

3.Щербань А. Н., Цырульников А. С., Мерзляков Э. И., Рыженко И. А. Системы извлечения тепла земной коры и методы их расчета. Киев, Наукова думка, 1986.-238 с.

4. Бойко В. А. Структура и математическая модель системы охлаждения горного массива глубокой шахты. Науковий вісник НГУ № 9, с. 63-69, Днепропетровск, 2004.

5. Гутенберг Б. Физика земных недр.-М.:Издательство иностр. литературы, 1963.- 263

6. Бойко В.А., Бойко А. В. Способ управляемого извлечения тепла горного массива глубокой шахты Донбасса. Сб. научн. трудов НГУ №22, -с. 186-192. Днепропетровск, 2005.

7. Бойко В. А., Бойко О. А. Разработка способа и средств формирования теплозащитной оболочки горных выработок глубокой шахты и оценка влияния ее параметров на теплоприток из горного массива. Материалы международной конференции “Форум горняков 2009”, секция “Рудничная аэрология и безопасность труда”, с.57-73, Дн-ск, НГУ, 2009.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Голіньком В.І.
Надійшла до редакції 22.10.10

УДК 622.814

© Е.А. Новикова

ДИНАМИКА РУДНИЧНЫХ АЭРОЗОЛЕЙ, ОБРАЗОВАВШИХСЯ ПРИ ДОБЫЧЕ И ТРАНСПОРТИРОВАНИИ ПОЛЕЗНЫХ ИСКОПАЕМЫХ

Приведены теоретические исследования динамики рудничных аэрозолей по длине конвейерных выработок, образовавшихся при добыче и транспортировке угля.

Приведені теоретичні дослідження динаміки рудникових аерозолів по довжині конвеєрних виробок, що утворилися при здобичі і транспортуванні вугілля.

Theoretical researches of dynamics of mine aerosols on length of the conveyer making appearing at a booty and transporting of coal are resulted.

Введение. Источниками образования аэрозолей в горных выработках угольных шахт являются процессы, связанные с добычей и транспортировкой угля. Основным источником пыли при транспортировке угля являются конвейерные установки. Известно также, что в горные выработки угольной шахты поступает 40% метана за счет газовыделений из отбитого угля транспортируемого от очистного забоя до поверхности. В связи с этим, в рудничной атмосфере горных выработок угольных шахт, как правило, образуются тройные смеси (угольная пыль + метан + воздух) с тем или иным соотношением горючих компонентов. Главной особенностью тройных смесей является то, что взятые в отдельности невзрывчатые концентрации метана и угольной пыли в смеси с воздухом приобретают взрывчатые свойства. Присутствие метана даже в небольших количествах заметно снижает нижний предел взрываемости угольной пыли. Кроме того, выработки, оборудованные конвейерным транспортом, особо опасны в отношении возникновения и распространения по ним взрывов угольной пыли. Об этом свидетельствует самая крупная авария в Донбассе по катастрофическим последствиям, которая произошла на шахте им. Баракова (г. Краснодон). В связи с вышеуказанным, исследование динамики рудничных аэрозолей, образовавшихся при добыче и транспортировке угля, весьма актуально.

Постановка задачи. Отложение пыли по длине выработки может быть определено по измерению ее концентрации в воздухе. Правильно определить содержание и обосновать место отложения наиболее взрывоопасной фракции аэрозоля можно только при известной функции распределения пыли и знании закономерностей изменения распределения или параметров функции в процессе распространения рудничных аэрозолей. Поэтому, при выполнении исследований динамики аэрозолей в конвейерных выработках угольных шахт, с целью повышения уровня безопасности конвейерных установок при их эксплуатации, были поставлены следующие задачи:

- выполнить анализ распределения пыли по фракциям при ее образовании;
- установить закономерности изменения дисперсного состава пыли в процессе ее распространения в конвейерной выработке.

Результаты работы. Как известно, по мере движения рудничного воздуха по горным выработкам происходит оседание взвешенных пылевых частиц под

действием, в основном, гравитационных и инерционных сил. Причем динамика аэродисперсной системы осложнена различными процессами взаимодействия частиц с окружающей средой.

Распределение частиц по размерам в пылевом потоке для каждого конкретного случая устанавливается экспериментально одним из известных методов дисперсионного анализа [1] и выражается кривыми распределения или табличными данными. Дисперсный состав пыли является наиболее изменчивым и трудно предсказуемым фактором, который принято характеризовать функцией распределения $P(\delta)$ массы материала по диаметрам частиц или соответствующей плотностью распределения $f(\delta)$. Иногда используют функцию и плотность распределения числа частиц по размерам $P_n(\delta)$ и $f_n(\delta)$ и другие характеристики. Графически функции распределения изображаются в виде кривых распределения.

Анализ многочисленных данных экспериментальных исследований дисперсного состава аэрозолей как угольных так и рудных шахт [1, 2, 3, 4] показывает, что практически ни один график распределения, построенный в логарифмически вероятностной координатной сетке не имеет вида прямой, что свидетельствует о неприменимости логарифмически нормального закона распределения для описания рудничных аэрозолей. Причина этого заключается в том, что указанный закон распределения теоретически доказан Колмогоровым для материалов подвергавшихся измельчению в течении достаточно длительного времени не соответствует механизму образования рудничных аэрозолей. С другой стороны, указанное распределение приемлемо для описания ненарушенного состава пыли.

Рассмотрим процесс образования рудничных аэрозолей считая, что основными процессами, обуславливающими образование мелкодисперсных частиц пыли при добыче полезных ископаемых, являются процессы трения режущего инструмента о поверхность массива и, в основном, взаимное трение кусков ископаемого друг о друга при разрушении массива и их падении, а также при транспортировке. Очевидно, что дисперсный состав пыли, прежде всего, зависит от вышеуказанных процессов образования мелких фракций в продуктах разрушения массива, так как в момент образования, частицы пыли не являются агрегатированными и не связаны с поверхностью массива и, вероятность их выноса воздушным потоком с зоны образования не зависят от дисперсного состава частичек. Интенсивность пылевыделения, напротив, зависит как от интенсивности процессов диспергирования, так и от условий выноса образовавшейся пыли потоком воздуха.

При взаимодействие двух трущихся поверхностей кусков разрушенного массива, то есть процесса который является определяющим при пылеобразовании (при разрушении массива, падении кусков и т. п.) происходит обязательное смещение и трение кусков разрушенного массива, вызванное силами давления режущего инструмента, гравитационными силами и силами инерции. При трении двух шероховатых поверхностей процесс образования пыли зависит, прежде всего, от степени шероховатости поверхностей, сил взаимодействия и прочностных свойств трущихся материалов. В общем случае процесс элементарного взаимодействия двух выступов шероховатости при трении поверхностей может

окончиться разрушением одного из выступов или проскальзыванием трущихся поверхностей без разрушения (рис. 1). Результат взаимодействия зависит при этом от множества факторов (относительной скорости, массы кусков, силы внешнего давления, формы выступов, вида материалов и т.д.) и носит вероятностный характер. В общем случае разрушение выступов шероховатости осуществляется по плоскостям каких-либо нарушений в выступах (границах зерен, кристаллов и т.п.) под воздействием силы среза $F_{ср}$. Расположения зон нарушения также носит вероятностный характер. Таким образом, в процессе взаимодействия может произойти скалывание любого из двух выступов шероховатости и образование частицы. Вероятность того, что в результате взаимодействия произойдет разрушение первого выступа шероховатости, в общем случае пропорциональна моменту силы $F_{ср}$ равному $M_1 = F_{ср}\, h$ (где h - расстояние от точки взаимодействия до плоскости среза) и обратнопропорциональна площади среза $S_{ср.1}$.

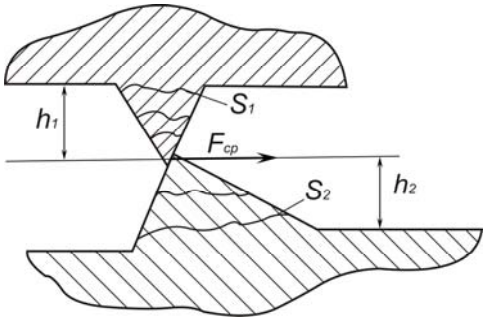


Рис. 1. Схема элементарного взаимодействия шероховатых поверхностей.

Приняв, что для выступа конусообразной формы площадь среза пропорциональна квадрату расстояния h, запишем вероятность разрушения первого выступа шероховатости и образования частицы высотой h как

$$P_1(h) = K_1^I \frac{M_1}{S_1} = \frac{K_1}{h} \tag{1}$$

где K_1 – коэффициент, учитывающий свойства материала и силы взаимодействия.

Аналогично вероятность

$$P_2(h) = \frac{K_2}{h} \tag{2}$$

Вероятность того, что в результате взаимодействия размер образующихся частиц равен h

$$P(h) = P_1(h) \cdot P_2(h) = \frac{K_1 \cdot K_2}{h^2} = \frac{K_3}{h^2} \tag{3}$$

Шероховатость трущихся поверхностей зависит от множества факторов и, прежде всего, от вида разрушаемого материала. Разрушение массива и образование крупных трущихся кусков происходят главным образом по имеющимся различным нарушениям в массиве, границам зерен и кристаллов, посторонним включениям и т.п. В любом случае процесс образования поверхностей носит случайный вероятностный характер, а шероховатость в таком случае подчиняется нормальному закону распределения случайных величин (рис. 2)

$$f_h(h)=\frac{1}{\sigma_h\sqrt{2\pi}}e^{-\frac{h^2}{2\sigma_h^2}} \tag{4}$$

где σ_h – среднеквадратическое отклонение размеров выступов и впадин относительно поверхности.

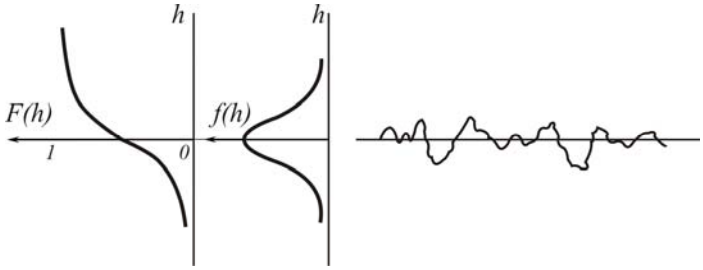


Рис. 2. Распределение бугорков шероховатости на трущихся поверхностях

При разрушении выступов шероховатости и образований аэрозоля величина h в общем случае является пропорциональной эквивалентному диаметру частиц δ. С учетом этого, принимая во внимание вероятность образования частиц при взаимодействии шероховатых поверхностей (3) распределение числа частиц пыли образовавшихся при трении

$$\varphi_h(\delta)=f_h(h)\cdot P(h)=\frac{K_3}{\sigma_h\delta^2\sqrt{2\pi}}e^{-\frac{\delta^2}{2\sigma_h^2}} \tag{5}$$

С учетом зависимости массы сферической частицы от ее размера $m=\frac{1}{6}\pi\delta^3\gamma$, распределение массы пыли от размера

$$\varphi(\delta)=\frac{K_3\sqrt{\pi}\ \delta\gamma}{6\sqrt{2}\cdot\sigma_h}e^{-\frac{\delta^2}{2\sigma_h^2}} \tag{6}$$

Функция распределения по размерам в таком случае

$$P(\delta)=\frac{\int_0^{\delta}\varphi(\delta)d\delta}{\int_0^{\infty}\varphi(\delta)d\delta} \tag{7}$$

После интегрирования получим

$$P(\delta)=1-e^{-\frac{\delta^2}{2\sigma_h^2}} \tag{8}$$

Обозначив $\frac{1}{2\sigma_h^2}=b$ окончательно получим

$$P(\delta)=1-\exp(-b\delta^2), \tag{9}$$

$$f(\delta)=2b\delta\exp(-b\delta^2). \tag{10}$$

Сопоставление полученных выражений с существующими эмпирическими и теоретическими функциями распределения показывает, что они совпадают с распределением Розина-Раммлера [5] при значении показателя степени а=2.

Выражения (9), (10) характеризуют распределение рудничной пыли в момент ее образования, то есть у источников пылевыделения. По мере движения запыленного воздуха по конвейерным выработкам происходит изменение концентрации пыли и изменение ее дисперсного состава. Основными процессами, оказывающими влияние на концентрацию и дисперсный состав пыли, являются инерционное и гравитационное осаждение частиц а также их диффузия. Диффузионные процессы играют существенную роль только для частиц с размерами $\delta < 1$ мкм и при анализе процессов изменения дисперсного состава рудничных аэрозолей могут не учитываться, так как доля указанной фракции в общей массе пыли даже на исходящих вентиляционных струях шахт не превышает 4%, Гравитационное осаждение частиц играет существенную роль в процессе осаждения пыли для производственных помещений и выработок с малой скоростью движения воздуха (например камер большего объема и подготовительных выработок). Характерный признак преимущественного гравитационного осаждения – интенсивное накопление пыли на горизонтальных и наклонных поверхностях и незначительное накопление на вертикальных поверхностях конвейерного става, а также кровле конвейерных выработок. Для остальных выработок наиболее характерным является инерционное осаждение пыли. Исходя из экспериментальных исследований авторами работ [6, 7] предложены эмпирические формулы для расчета концентрации по длине выработок. Однако эти выражения не являются универсальными, требуют экспериментального определения коэффициентов в выражении и не дают оценки изменения дисперсного состава пыли. Вопрос изменения дисперсного состава пыли при движении воздуха в выработках вод воздействием гравитационных сил рассмотрен в [8]. Однако полученные выражения и порядок расчета настолько сложен, что результаты не представляют практического интереса.

Осаждение частиц монодисперсной пыли из турбулентного потока в круглом гладком трубопроводе, при равномерном распределении концентрации частиц пыли по сечению трубопровода и чисто гравитационных процессах осаждения рассмотрены Н. Фуксом [9]. Полученное им выражение имеет вид

$$C = C_0 \exp\left(-\frac{2\tau_p g L}{\pi R \overline{U}} \right), \qquad (11)$$

где $\tau_p = \frac{1}{18}\frac{\delta^2 \gamma}{\mu}$ – время релаксации частиц; L, R – длина и радиус трубопровода; $\overline{U}$ – средняя скорость воздуха в трубопроводе.

Приведенное выражение может быть использовано для анализа осаждения аэрозолей и в горных выработках при преимущественно гравитационном осаждении пыли. Учитывая то, что форма сечения выработок значительно отличается от круглого трубопровода в выражении (11) величину R определим как

$$R = \frac{2S}{P}$$

где S – сечение выработки; Р– периметр выработки.

Воспользовавшись (11) с учетом начального распределения определим изменение концентрации пыли и дисперсного состава по длине выработки. Учитывая, что выражение (11) справедливо только для монодисперсной пыли, а также то, что концентрацию частиц в узком диапазоне размеров $\Delta\delta$ полидисперсного аэрозоля можно представить как $\frac{dC}{d\delta}\Delta\delta$, получим

$$\frac{dC}{d\delta} = \frac{dC_0}{d\delta}\exp\left(-\frac{2\tau_p g L}{\pi \overline{UR}}\right) \tag{12}$$

подставив вместо τ_p его значение и введя величину

$$B = \frac{\gamma g L}{9\pi\mu R\overline{U}} \tag{13}$$

получим

$$\frac{dC}{d\delta} = \frac{dC_0}{d\delta}\exp\left(-B\delta^2\right) \tag{14}$$

С учетом того, что

$$\frac{1}{C_0}\frac{dC_0}{d\delta} = f_0(\delta)$$

имеем

$$\frac{dC}{d\delta} = C_0 f_0(\delta)\exp\left(-B\delta^2\right) \tag{15}$$

Приняв начальное распределение из (10) имеем

$$C = C_0\int_0^\infty f_0(\delta)\exp\left(-B\delta^2\right)d\delta = C_0\int_0^\infty 2b\delta\exp\left(-b\delta^2\right)\exp\left(-B\delta^2\right)d\delta \tag{16}$$

Выполнив интегрирование, получим выражение для определения суммарной концентрации аэрозоля

$$C = C_0\frac{b}{b+B} \tag{17}$$

Плотность распределения пыли по дисперсному составу определим как

$$f(\delta) = \frac{dC}{Cd\delta} = \frac{b+B}{b}f_0(\delta)\exp\left(-B\delta^2\right) \tag{18}$$

Окончательно плотность и функция распределения

$$\begin{aligned} f(\delta) &= 2(b+B)\delta\exp\left[-(b+B)\delta^2\right], \\ P(\delta) &= 1-\exp\left[-(b+B)\delta^2\right] \end{aligned} \tag{19}$$

где $B = \frac{\gamma g L}{9\pi\mu R\overline{U}}$ – величина зависящая только от геометрических размеров выработки, скорости воздуха и плотности частиц.

Эта величина легко определяется для каждого конкретного случая.

Из уравнений (19) видно, что по мере распространения аэрозоля в горных выработках и изменения его дисперсного состава закон распределения массы частиц не изменяется. Угол наклона прямой характеризует распределение в двойной логарифмической сетке, остается постоянным, а изменяется только начальное смещение прямой.

$$C_1 = \lg(\lg e) + 2\lg\sqrt{b+B} \tag{20}$$

В реальных условиях горных выработок процесс осаждения под воздействием гравитационных сил может естественно отличаться от принятого (11). Отличия эти могут быть обусловлены неравномерным распределением концентрации пыли по сечению выработки и наличием иных механизмов осаждения, в частности инерционного. Однако, анализируя уравнения (11) и (15), можно заметить, что если процессы осаждения или распределения пыли в выработке экспоненциально связаны с временем релаксации, то закон распределения не меняется.

Концентрация пыли в точке измерения через концентрацию у пыли у почвы, с учетом выражения (17) может быть определена как

$$C = C_{П}\frac{b+B}{b+B+A} \tag{21}$$

При большой скорости вентиляционных потоков существенную роль начинает играть инерционное осаждение пыли. Такое осаждение происходит за счет локальных вихрей образующихся при обтекании элементов крепи, препятствий, выступов шероховатости и т.п., а также осаждение под воздействием поперечной составляющей пульсационной скорости. Интенсивность инерционного осаждения зависит от множества факторов и до сих пор в достаточной мере не изучена, более того нет единого мнения и в характере затухания пульсационной скорости у стенок выработок. Н. Фукс [9] считает, что на интенсивность осаждения на стенки выработок и на препятствия существенно влияет также электрозаряженность частичек. Однако можно согласиться с Н. Фуксом, что и в случае инерционного осаждения интенсивность осаждения пропорциональна концентрации частиц и их подвижности, определяемой временем релаксации. Формула описывающая процесс осаждения монодисперсного аэрозоля на участке сосуда с объемом $V_в$ и площадью поверхности $S_в$ имеет вид [9].

$$V_b\frac{dn}{dt} = S_b K_T n \tau_p \tag{22}$$

Откуда концентрация частиц монодисперсного аэрозоля

$$C = C_0 \exp\left(-\frac{S_b K_T}{V_b}\tau_p t\right) \tag{23}$$

Сопоставление выражения (13) с выражением для гравитационного осаждения показывает их однозначную зависимость от величины τ_p, поэтому и ход дальнейшего решения аналогичен. Учитывая, что величина $t = \frac{L}{\overline{U}}$, а $\frac{S_b}{V_b} = \frac{P}{S} = \frac{2}{R}$

введем новый коэффициент B_1, характеризующий совместное воздействие инерционных и гравитационных сил

$$B_1 = \frac{\gamma g L}{9\pi\mu R\overline{U}} + \frac{K_T L\gamma}{9\mu R\overline{U}} = \frac{\gamma L}{9\pi\mu R\overline{U}}\left(g + K_T\pi\right) \tag{24}$$

Окончательно с учетом гравитационного и инерционного осаждения

$$\begin{aligned} f(\delta) &= 2(b + B_1)\delta\exp\left[-(b + B_1)\delta^2\right]; \\ P(\delta) &= 1 - \exp\left[-(b + B_1)\delta^2\right] \\ C &= C_0\frac{b}{b + B_1} \end{aligned} \tag{25}$$

При анализе процессов образования и распространения пыли в горных выработках учтены основные факторы влияющие на процесс образования и распространения пыли. Однако существует много других второстепенных факторов, которые в какой-то мере способны повлиять на распределение. В частности, при многократном взаимодействии трущихся поверхностей в процессе образования пыли, закон распределения шероховатости, будет в какой-то мере отличаться от первоначального распределения. При этом возрастет вероятность образования более грубых фракций и, как следствие, некоторого снижения показателя степени в уравнении распределения $P(\delta) = 1 - \exp\left(-b\delta^2\right)$. В свою очередь анализ процессов осаждения выполнен без учета процессов коагуляции аэрозоля, заряженности частиц аэрозоля, осаждения аэрозоля на стенки выработки за счет молекулярной диффузии и возможного вторичного сдувания осевших частичек пыли. Все эти процессы носят вероятностный характер и зависят от большого количества трудноопределяемых факторов. Однако они не являются определяющими и не могут существенно повлиять на распределение пыли. Учитывая изложенное, следует считать, что распределение рудничной пыли однозначно описывается распределением Розина-Раммлера при среднем значении показателя степени а=2 Незначительные отклонения от этого значения возможны в процессе образования пыли и при наличии механизмов осаждения пыли не связанных экспоненциально с временем релаксации частиц пыли. Для проверки справедливости сделанных выводов, сопоставим полученный результат с многочисленными экспериментальными данными по определению дисперсного состава пыли изложенных в работах ученых ВостНИИ [4], МакНИИ [1, 10], Кудряшова [11], Голузина [12, 13] Бройера [14] и Никитина [15]. На рис. 3. представлены наиболее характерные кривые распределения, построенные в двойной логарифмической координатной сетке, и теоретическая кривая распределения с угловым коэффициентом, равным 2, при l = 0,005.

Для всех приведенных кривых распределения характерно то, что они в основном имеют вид прямых линий в двойной логарифмической координатной сетке, в том числе и распределения по данным ВостНИИ, некоторые авторы, пытаясь связать их с логарифмическим нормальным законом, изображали в логарифмически вероятностной координатной сетке кривыми линиями. Некото-

рое исключение представляют отдельные распределения по данным МакНИИ [1] которые в области частиц с δ <20 представляют собой прямую линию а при больших размерах наклон прямой уменьшается.

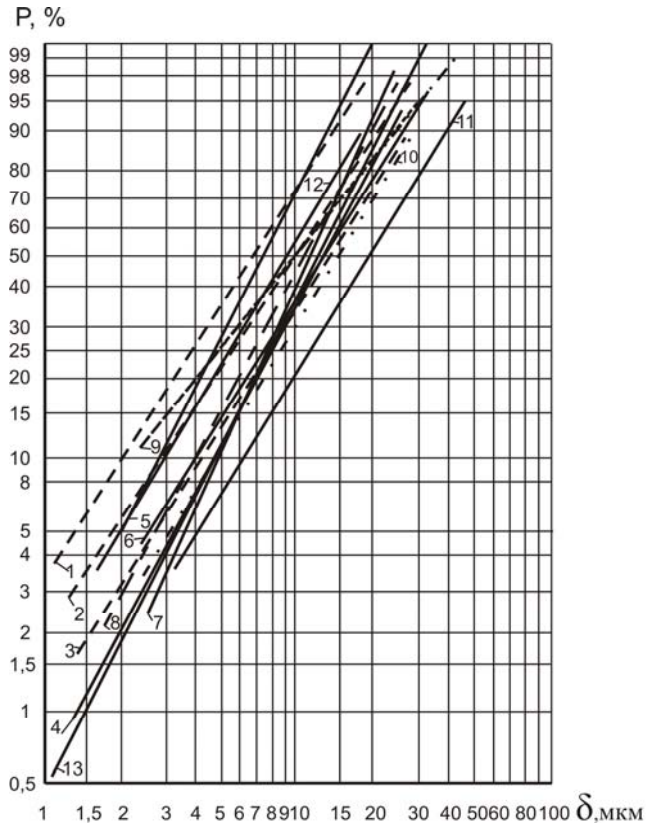


Рис. 3. Распределение массы пыли по диаметрам. 1 - на исходящей струе [4]; 2 - в 20 - 30 м от комбайна [4]; 3 - в зоне дыхания машиниста [4]; 4 - наиболее вероятное распределение, по данным МакНИИ [13]; 5 - конвейерный штрек в 300м от лавы [10]; 6- перегрузочный пункт [10]; 7 - крутое падение, лава [10]; 8 - по данным Кудряшова; 9, 10 - по данным Голузина [13]; 11 - по данным Никитина [15]; I2- по данным Бройера [14]; 13 - теоретическое распределение при а=2 и в=0,005.

Тангенс угла наклона прямых находится в основном в диапазоне от 1,7 до 2,2, причем характерно то, что вблизи источников пылеобразования, как правило, угол меньше, а по мере удаления от источников угол наклона распределения увеличивается. С одной стороны это можно объяснить тем, что процесс образования пыли в какой-то мере отличается от принятой нами модели. Как указывалось ранее, это может привести к уменьшению значения коэффициента а. С другой стороны, не исключены и возможные ошибки при отборе проб у источников пылеобразования, связанные с несоблюдением условий изокинетичности отбора в турбулентных потоках и ошибки при обработке пробы. Тангенс угла наклона кривой, характеризующей наиболее вероятное распределение по данным МакНИИ, незначительно отличается от теоретического и составляет 1,9. По-видимому при разработке методов расчета уровня запыленности рудничной атмосферы целесообразно в дальнейшем принять эту величину. Ошибка в определении общей концентрации пыли, а также содержание различных фракций пыли при возможных изменениях величины $1{,}7 \le a \le 2{,}2$ не превысит ±10%.

Выводы. На основании выполненных исследований установлено, что:

- дисперсный состав пыли является наиболее изменчивым и трудно предсказуемым фактором, оказывающим решающее влияние на изменение концентрации пыли по высоте горной выработки;

- логарифмически нормальное распределение и другие теоретические законы распределения получены для условий не соответствующих механизму образования рудничных аэрозолей и являются неприемлемыми для их описания;

Теоретический анализ процессов образования аэрозолей при разрушении горных пород, с учетом вероятностного характера разрушения и шероховатости трущихся поверхностей, позволил получить математическое описание функций распределения. Сопоставление полученных выражений с существующими эмпирическими функциями показывает, что они совпадают с распределением Розина-Раммлера при значении показателей степени равным двум.

При распространении аэрозолей в горных выработках изменения его дисперсного состава не приводят к изменению закона распределения. Угол наклона, прямой, характеризующей распределение в двойной логарифмической сетке, остается постоянным, а изменяется только начальное смещение прямой. Получены выражения позволяющие рассчитать концентрацию и дисперсный состав рудничных аэрозолей по длине и высоте горных выработок при наличии гравитационного и инерционного осаждения частиц.

Список литературы

1. Борьба с угольной и породной пылью в шахтах / П.М.Петрухин, Г.С.Гродель и др. - М., Недра, 1981. – 248 с.

2. Смачивание пыли и контроль запыленности в шахтах / В.В. Кудряшов, Л.Л. Воронина, М.К. Шуринова и др. – М.: Наука, 1979. – 200 с.

3. Кудряшов В.В., Химченко В.Ф. Свойства рудничной пыли и радиоизотопный метод определения запыленности воздуха // Колыма, 1969. – № 6. – С. 31 – 33.

4. Онтин Е.И., Кустов И.И. Исследование дисперсного состава пыли угольных шахт // Совершенствование вентиляции и способов борьбы с пылью и газом в угольных шахтах. Научные сообщения ИГД им. А.А. Скочинского, вып. 171. – М.: 1978. – С. 53-61.

5. Коузов П.А. Основы анализа дисперсного состава промышленных пылей и измельченных материалов. – Л.: Химия. – 1974. – 280 с.

6. Рид Р., Шервуд Т. Свойства жидкостей и газов. - М.: Гостоптехиздат, 1964. - 334 с.

7. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. - М.: Энергия, 1977. - 343 с.

8. Янов А.П., Ващенко В.С. Защита рудничной атмосферы от загрязнения. - М.: Недра, 1977. - 263 с.

9. Фукс Н.А. Механика аэрозолей. - М.: Изд-во АН СССР, 1955. - 352 с.

10. Борьба с угольной пылью в шахтах / Е.Л.Бекирбаев, Г.С.Гродель и др. - М.: Госгортехиздат, 1959. - 287 с.

11. Кудряшов В.В. Исследование дисперсного состава угольной пыли // Безопасность труда в горной промышленности, 1967. -№ 12.

12. Голузин Н.И. Изменение концентрации фракций пыли в зависимости от скорости воздуха в лаве // Известия вузов. Горный журнал, 1962. - № 2.

13. Голузин Н.И., Ярцев В.А. Оценка дисперсности рудничной пыли Челябинского бурого угля по весовым показателям // Известия вузов. Горный журнал, 1962. - № 3.

14. Бройер Г. Совершенствование методов замера пыли в производственных условиях // Глюкауф, 1961. - № 21.

15. Никитин В.С. К вопросу о дисперсном составе пыли, витающей в карьерах // Научные работы институтов охраны труда ВЦСПС, вып. 57. - М.: Профиздат, 1969.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Голіньком В.І.
Надійшла до редакції 12.11.10

УДК 658.012

© А.Г. Енакиева

АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ СУБЪЕКТОВ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКИ УКРАИНЫ

Вступление. Электроэнергетика является основной среди базовых отраслей экономики Украины. Она влияет не только на развитие народного хозяйства, но и на территориальную организацию производственных сил. Поэтому анализ рынка электроэнергии является актуальной темой для исследования.

К субъектам рынка электроэнергии относятся производители электрической энергии, энергоснабжающие компании, поставляющие электрическую энергию непосредственно потребителям и независимые поставщики.

Генерирующие мощности Украины представлены тепловыми, атомными и гидроэлектростанциями.

Вступление. Электроэнергетика является основной среди базовых отраслей экономики Украины. Она влияет не только на развитие народного хозяйства, но и на территориальную организацию производственных сил. Поэтому анализ рынка электроэнергии является актуальной темой для исследования.

К субъектам рынка электроэнергии относятся производители электрической энергии, энергоснабжающие компании, поставляющие электрическую энергию непосредственно потребителям и независимые поставщики.

Генерирующие мощности Украины представлены тепловыми, атомными и гидроэлектростанциями.

Наиболее полно задачи исследования рынка электроэнергии рассмотрены в [1].

Цель работы - анализ основных показателей деятельности субъектов рынка электроэнергии Украины для выявления тенденций временной динамики его развития и региональных особенностей.

Объект исследования - показатели деятельности субъектов рынка электроэнергии Украины (показатели потребления и производства электроэнергии в 2009 году).

Основные источники производства электрической энергии - природные ресурсы (уголь, природный газ, уран); их добыча, результат их переработки существенно влияют на экологическую ситуацию в регионах. Мониторинг рынка электроэнергии – наблюдение за процессом производства и потребления с целью прогнозирования и анализа результатов. Для его проведения приоритетным является применение информационных технологий.

Разработанная информационная технология анализа показателей рынка электроэнергии включает:

1. Создание базы данных (БД) показателей потребления и производства электроэнергии.
2. Разведочный анализ.
3. Регрессионный анализ.
4. Кластерный анализ.

5. Эмпирическое выявление закономерностей распределения показателей.

Анализ показателей рынка электроэнергии.

1. Построение временных трендов зависимости производства электроэнергии от времени.

Наилучшей моделью, отображающей спецификацию производства электроэнергии, является параболический тренд вида:

$$\hat{y}_t = 579671.73 - 1892.93 \cdot t + 5.4 \cdot t^2$$

где a = 579671,73 – начальный уровень тренда в момент времени t, b= -1892,93 – среднее изменение за единицу времени (параметр показывает среднедневной прирост показателя), c=5,4 – константа параболического тренда, его квадратичный параметр, равный половине ускорения [2].

Использование данного вида модели подразумевает, что наибольшее производство приходится на начало и конец года, а минимум производства приходится на середину года. При этом параболический тренд характеризует возрастающую тенденцию уровней ряда, что говорит о том, что производство электроэнергии увеличивается.

2. Построение автокорреляционной функции производства электроэнергии.

Выявлена цикличность временного ряда, а также периодичность ряда, равная 7 дням [3]. Производство электроэнергии имеет высокий показатель в течение 5 рабочих дней, при этом на выходные дни производство уменьшается (рис. 1). То есть производство электроэнергии тесно связано с экономическими отраслями, в большей мере с промышленностью, которая является основным крупнейшим потребителем электроэнергии.

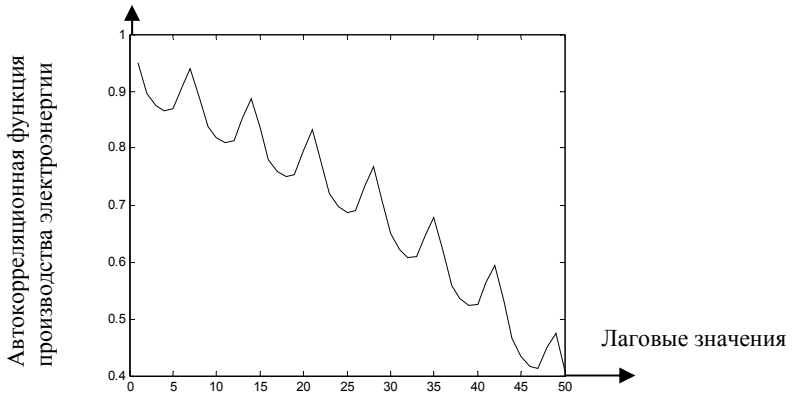


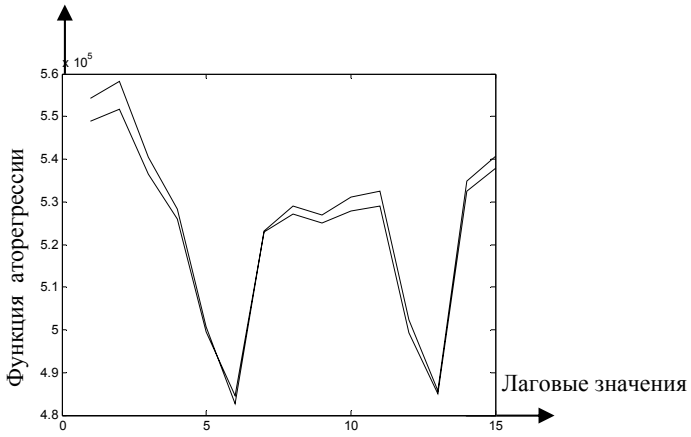
Рис. 1. Автокорреляционная функция производства электроэнергии

3. Нахождение оптимальной модели авторегрессии [2].

В качестве зависимой переменной - производство электроэнергии, а в качестве независимых переменных – потребление электроэнергии и значения показателя производства электроэнергии, смещенные на период, равный 7 дням. Построенная модель авторегрессии

$$y_t = -1212{,}94 + 1{,}08 \cdot x_t - 0{,}05 \cdot y_{t-7},$$

где x_t - потребление электроэнергии за 2009 год, y_{t-7} - производство электроэнергии за 2009 год, дает четкое представление о том, что производство электроэнергии зависит не только от величины показателя потребления, но и от величины производства электроэнергии, которая была произведена в предыдущий период (рис. 2).



.

Рис. 2. Показатель производства за 14 дней

4. Построение корреляционных полей зависимости потребления электроэнергии от изменения температуры (рис. 3).

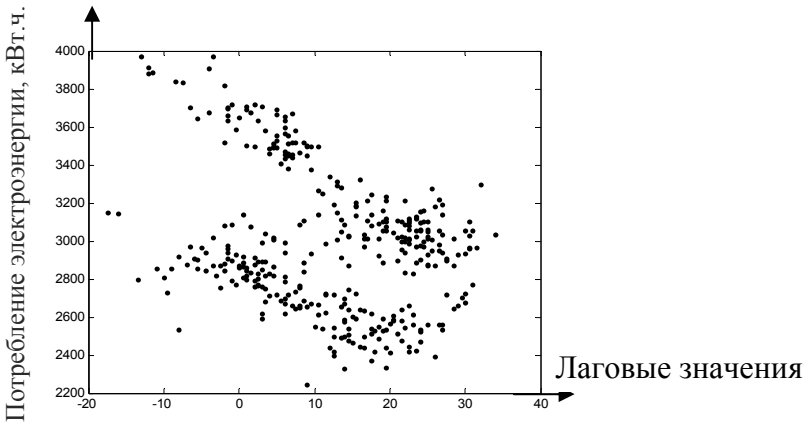


Рис. 3. Корреляционное поле зависимости потребления электроэнергии от температуры

Потребление электроэнергии зависит от температуры. Коэффициент корреляции имеет высокое значение (например, по Днепропетровской области), равный R_1=-0.891, R_2=-0.82 (за первое и второе полугодие 2009 года). Чем выше показатель температуры, тем ниже показатель потребления электроэнергии. В период летних месяцев наблюдается скачок потребления. В зимние месяцы обогрев помещения происходит не только за счет центрального отопления, но и за счет электрических отопительных приборов. В летние месяцы при повышении температуры используются электрические приборы для охлаждения воздуха в помещениях.

5. Кластерный анализ.

Анализ кластеризации регионов с использованием следующих признаков: объем иностранных инвестиций (млн. долларов), объем инвестиций в основной капитал (млн. грн.), валовый региональный продукт (млн. грн.), потребление электроэнергии (кВт.ч.) показывает, что имеет место разделение Украины по экономической направленности областей. Выделяются 2 кластера: 1) с/х области, 2) промышленные области. В областях с промышленным развитием потребление электроэнергии значительно выше, чем в других областях. При кластеризации разными методами выявлено, что такими областями являются Днепропетровская и Донецкая области. На рис. 4 приведен пример одной из полученных моделей кластеризации на 6 классов методом к-средних [4].

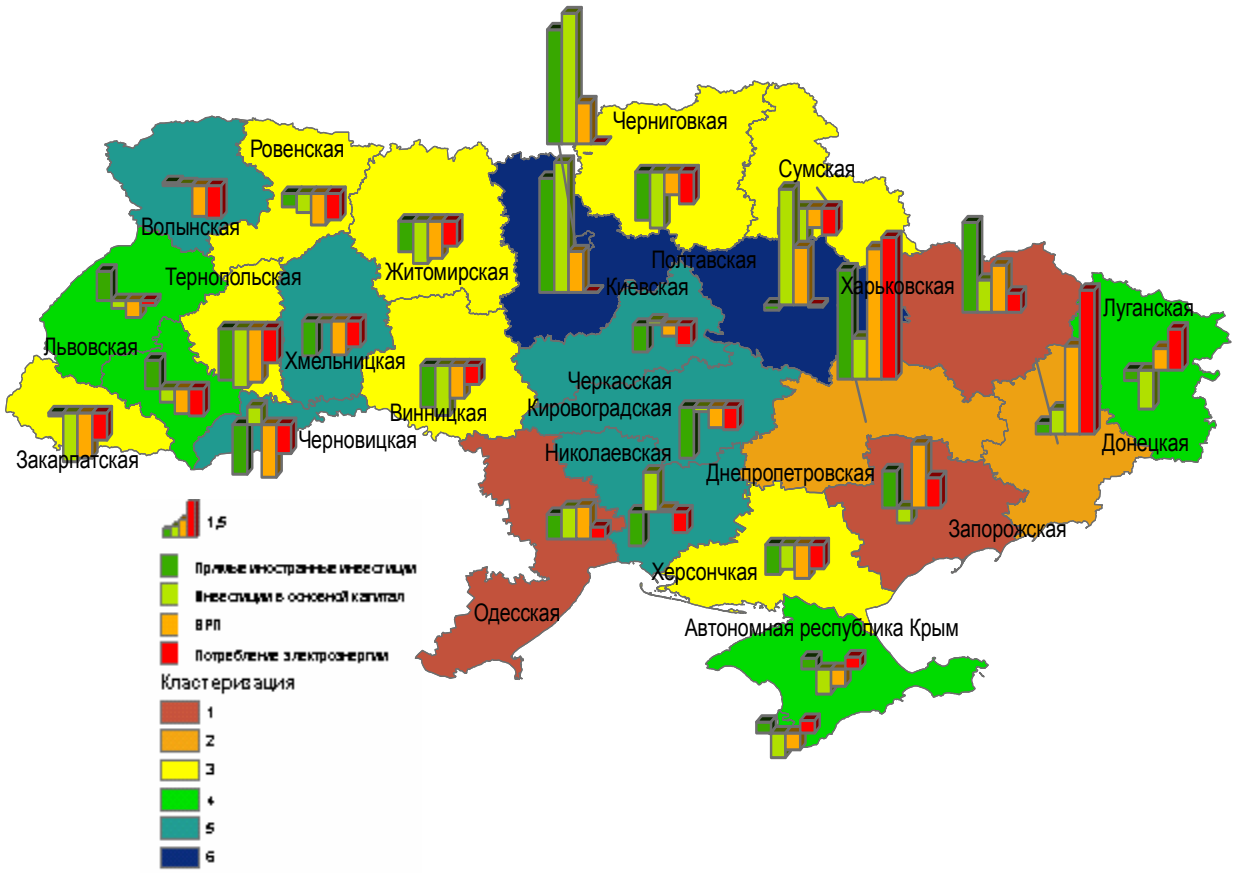


Рис. 4. Кластеризация по регионам Украины, полученная методом к-средних

6 Эмпирическое выявление закономерностей распределения показателей случайной величины [5], полученной путем нормирования показателя потребления электроэнергии на значение численности населения и на валовый региональный продукт по областям (рис. 5).

Полученная экспоненциальная функция распределения показывает, что потребление электроэнергии подчиняется убывающему закону и распределяется неравномерно по регионам Украины. Результаты эмпирического распределения связаны с кластерным анализом. То есть выделяются области с промыш-

ленным и сельскохозяйственным развитием. При этом областей с сельскохозяйственным развитием большинство.

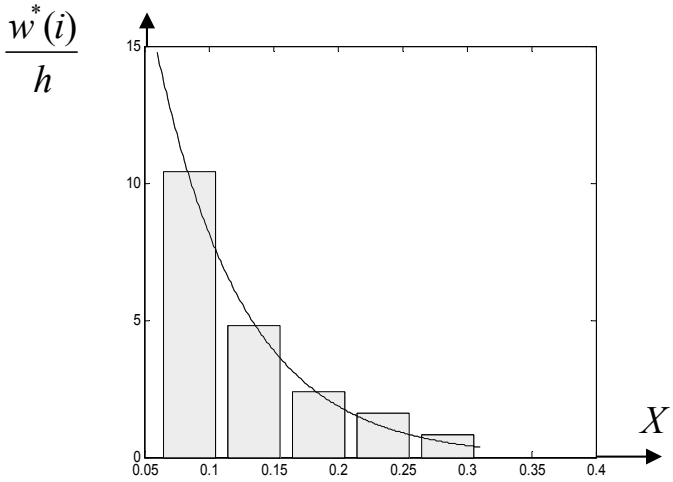


Рис. 5. Экспоненциальная функция распределения для случайной величины с параметром λ=14,753

Вывод. Разработана информационная технология анализа основных показателей деятельности субъектов электроэнергетики Украины. Результаты ее применения на реальных данных мониторинга рынка электроэнергии показали ее адекватность. Построены модели: 1) зависимости производства от времени, 2) автокорреляционная модель производства электроэнергии, 3) авторегрессии, 4) кластеризации. Выявлена эмпирическая закономерность распределения показателей.

Список литературы

1. Потери электроэнергии. Реактивная мощность. Качество электроэнергии; Руководство для практических расчетов / Ю.С. Железко. – М.: ЭНАС, 2009. – 456 с.

2. Практикум по эконометрике: Учеб. Пособие/ И.И. Елисеева, С.В. Курышева, Н.М. Гордеенко и др..; Под ред.. И.И. Елисеевой. – М.: Финансы и статистика, 2002. – 192 с.

3. Эконометрика: учебник/И.И. Елисеева, С.В. Курышева, Т.В. Костеева и др..; под. ред.. И.И. Елисеевой. – 2-е изд.,перераб. И доп. – М.: Финансы и статистика, 2007. – 576 с.

4. Гайдышев И. А Анализ и обработка данных: специальный справочник – СПб: Питер, 2001. – 752 с.

5. Синайский Е.С. Высшая математика: Учеб. пособие. Ч. 2/ Е.С.Синайский, Л.В.Новикова, Л.И.Заславская; Национальный горный университет.- Днепропетровск: НГУ, 2004.- 399 с.

6. Міністерство палива та енергетики України. Офіційний веб-сайт.[Электрон. ресурс]. – Способ доступа: URL: http://mpe.kmu.gov.ua.

7. Міністерство палива та енергетики України. Державне підприємство НЕК «Укренерго». .[Электрон. ресурс]. – Способ доступа: URL: http://www.ukrenergo.energy.gov.ua.

8. Держкомстат України. .[Электрон. ресурс]. – Способ доступа: URL: http://www.ukrstat.gov.ua/.

9. ДП «Енергоринок». Офіційний веб-сайт.[Электрон. ресурс]. – Способ доступа: URL: http://www.er.gov.ua.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Бусигіним Б.С.
Надійшла до редакції 12.10.10

УДК 621.876

© Д.Л. Колосов

ДОСЛІДЖЕННЯ РОЗПОДІЛУ НАПРУЖЕНЬ В ПЛОСКОМУ ГУМОТРОСОВОМУ КАНАТІ СТУПІНЧАСТОЇ КОНСТРУКЦІЇ ПРИ ЙОГО БАГАТОШАРОВОМУ НАМОТУВАННІ

Досліджено розподіл напружень при багатошаровому намотуванні плоского гумотросового каната ступінчастої конструкції. Показано, що тиск вужчої ступені каната призводить до локальної зміни напруженого стану намотаної частини каната.

Исследовано распределение напряжений при многослойном наматывании плоского резинотросового каната ступенчатой конструкции. Показано, что давление более узкой ступени каната приводит к локальному изменению напряженного состояния намотанной части каната.

The analysis of tensions is executed at the multi-layered laying of rope of variable width. Pressure of more narrow part of rope is provided by the local change of tensions in the put part of rope.

Вступ. Розробка підйомної машини для надвеликих глибин пов'язана із впровадженням канатів ступінчастої конструкції, в якому кількість тросів за його довжиною ступінчасто змінюється – збільшується від кінцевого (корисного) вантажу до барабана підйомної машини. Аналогом такого каната є плоский гумотросовий канат. В такому канаті поперечний переріз залишається незмінним по усій довжині каната. На підйомній машині канат розташований вертикально і зусилля розтягнення змінюється за його довжиною – воно залежить від маси каната, розташованої нижче розглядуваного перерізу. Збільшення довжини каната веде до зростання його маси, що зменшує реальну вантажопідйомність машини. Отже, недоліком плоского гумотросового каната постійного поперечного перерізу при застосуванні його на шахтних підйомних установках як головного є його нерівноміцність за довжиною, яка обмежує масу кінцевого вантажу і глибину добутку корисних копалин.

В канаті ступінчастої конструкції зміною конструктивних елементів та поперечного перерізу досягається можливість забезпечення рівноміцності тягового каната за довжиною при зменшенні маси каната та збільшенні кінцевого навантаження та глибини підйому, за рахунок чого покращуються експлуатаційні характеристики підйомної машини – збільшується глибина підойму при існуючих її габаритних розмірах.

Застосування нових канатів вимагає розв'язання багатьох актуальних науково-технічних задач. До таких задач відноситься і задача визначення впливу змінної ширини каната на його напружено-деформований стан (НДС) в бобіні (рис. 1), утвореній багатошаровим намотуванням.

Стан питання. Плоскі канати (стрічки) незмінної ширини використовуються понад 100 років в підйомно-транспортних машинах. В такій конструкції тиск верхнього шару практично рівномірно розподілений по ширині. Результати досліджень напружено-деформованого стану таких органів широко висвітлені в науковій літературі [1-3].

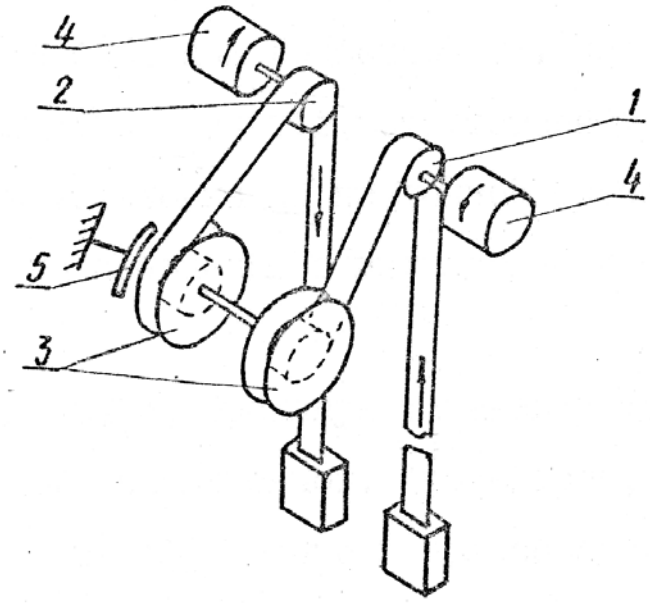


Рис. 1. Схема бобінної установки с ведучими шківами тертя: 1, 2 – ведучі шківи; 3 – бобіни; 4 – електродвигуни; 5 – гальма

Мета роботи полягає у визначенні основних закономірностей напружено-деформованого стану намотаного в декілька шарів плоского гумотросового каната та навантаженого тиском шару меншої ширини.

Постановка задачі та основний зміст роботи. Під час намотування плоского каната ступінчастої конструкції шари кожної ступені укладаються на шари більшої ширини (рис. 2). Дослідимо НДС тіла, що утворене багатошаровим намотуванням плоского каната і навантаженого силами тиску шарів меншої ширини (рис. 3). При цьому врахуємо, що троси в канаті обмежують нормальні деформації поперечного перерізу каната. Аналітичний розв’язок задачі з урахуванням поперечних деформацій тросів в канаті практично неможливий. З метою отримання результатів, які б дозволили відтворити механізм деформування пакета з шарів плоского каната, розглянемо два випадки. В першому випадку приймемо, що троси не впливають на деформування оболонки каната. В другому випадку приймемо, що шар з тросами не стискається, але не обмежує зсув тросів в площинах, паралельних торцям каната.

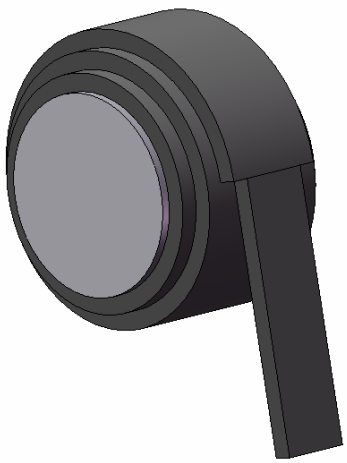


Рис. 2. Тяговий орган ступінчастої конструкції у намотці

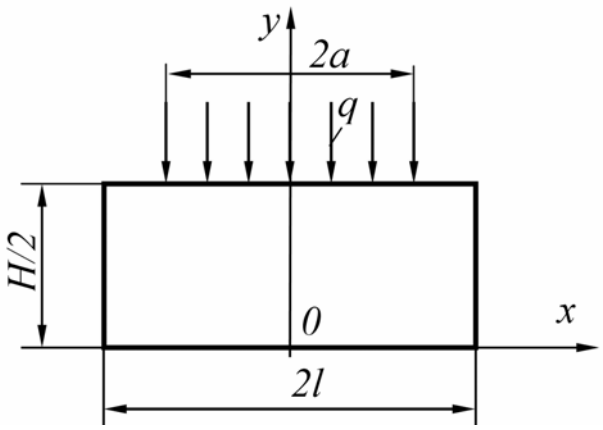


Рис. 3. Розрахункова схема навантаження ступені каната

Ці два випадки приводять до фізичної моделі, в якій канат ізотропний та виготовлений з матеріалу його оболонки. В першому випадку товщина каната дорівнює його дійсній товщині. В другому – товщині, зменшеній на діаметр тросів каната.

Радіус згину каната в тілі, утвореному намотуванням плоского каната, значно перевищує його товщину. Це дозволяє знехтувати згином та вважати кожний шар плоским. Визначимо напружено-деформований стан незначної кількості шарів як суцільного тіла, скориставшись функцією Ері у формі

$$\varphi = \sum_{n=1}^{\infty} cos\,(\alpha_n x)\; F\left(y\right), \tag{1}$$

де $F\left(y\right)_n = C_{n1} sh\left(\alpha_n y\right) + C_{n2} ch\left(\alpha_n y\right) + C_{n3} y\; sh\left(\alpha_n y\right) + C_{n4} y\; ch\left(\alpha_n y\right).$

Напруження для випадку плоского деформування

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} = \sum_{n=1}^{\infty} cos\,(\alpha_n x)\; F\left(y\right)_n'', \qquad \sigma_y = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} = -\sum_{n=1}^{\infty} \alpha_n^2 cos\,(\alpha_n x)\; F\left(y\right)_n,$$
$$\tau_{xy} = -\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x\;\partial y} = \sum_{n=1}^{\infty} \alpha_n\; sin\,(\alpha_n x)\; F\left(y\right)_n'. \tag{2}$$

Відносні деформації

$$\varepsilon_x = \frac{1+\mu}{E}\left[\left(1-\mu\right)\sigma_x - \mu\sigma_y\right], \varepsilon_y = \frac{1+\mu}{E}\left[\left(1-\mu\right)\sigma_y - \mu\sigma_x\right], \gamma_{xy} = \frac{2\left(1+\mu\right)}{E}, \tau_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G}, \tag{3}$$

де μ, E – коефіцієнт Пуассона та модуль пружності матеріалу оболонки тягового органа (гуми).

Переміщення в напрямку осей x та y

$$u_x = \int \frac{1+\mu}{E}\left[\sum_{n=1}^{\infty} cos(\alpha_n x)\;\left[\left(1-\mu\right)F\left(y\right)_n'' + \mu\alpha_n^2 F\left(y\right)_n\right]\right]dx + f(y);$$
$$v_y = -\int \frac{1+\mu}{E}\left[\sum_{n=1}^{\infty} cos(\alpha_n x)\;\left[\left(1-\mu\right)\alpha_n^2 F\left(y\right)_n + \mu F\left(y\right)_n''\right]\right]dy + f_1(x), \tag{4}$$

де $f_1(x)$, $f_1(y)$ – невідомі функції інтегрування.

Аналіз залежностей (4) показав, що $f'(y)=0$, $f_1'(x)=0$. Відповідно приймаємо $f(x)$ і $f_1(x)$, що описують лише переміщення зразку як твердого тіла вздовж координатних осей.

Результати дослідження. Граничні умови для розрахункової моделі

$$x=l,\quad \begin{matrix}\sigma_x=0,\\ \tau_{xy}=0;\end{matrix}\qquad y=\frac{H}{2},\quad \begin{matrix}\sigma_y=q,\\ \tau_{xy}=0;\end{matrix}\qquad y=0,\quad v_y=0. \tag{5}$$

З метою виконання першої умови, приймемо $\alpha_n=\dfrac{(n+0{,}5)\pi}{l}$. Другу умову виконаємо наближено, прийнявши $\int_0^{H/2}\tau_{xy}=0$. Тиск задамо рядом Фур'є $q=A_0+\sum_{n-1}^{\infty}A_n\cos(\alpha_n x)$.

Для отриманої системи рівнянь невідомі сталі визначаються залежностями

$$C_{n1}=\frac{a_n\left(\mu-1+\alpha_n^2\mu\right)}{2\alpha_n^2}\cdot\frac{\left(\alpha_nH+2ch\left(\frac{\alpha_nH}{2}\right)sh\left(\frac{\alpha_nH}{2}\right)-ch\left(\frac{\alpha_nH}{2}\right)\alpha_nH-2sh\left(\frac{\alpha_nH}{2}\right)\right)}{\left(\mu-1+\alpha_n^2\mu\right)\left[ch\left(\frac{\alpha_nH}{2}\right)^2+\frac{1}{4}\alpha_n^2H_n\right]+\left(1-\mu-\alpha_n^2\mu\right)},$$

$$C_{n4}=-C_{n1}\alpha_n\frac{1-\mu+\alpha_n^2\mu}{\mu-1+\alpha_n^2\mu},\qquad C_{n2}=\frac{a_n}{\alpha_n^2},$$

$$C_{n3}=\frac{-\frac{a_n}{\alpha_n^2}\left(ch\left(\frac{\alpha_nH}{2}\right)-1\right)-C_{n1}\left[sh\left(\frac{\alpha_nH}{2}\right)-\frac{1-\mu+\alpha_n^2\mu}{\mu-1+\alpha_n^2\mu}\alpha_nch\left(\frac{\alpha_nH}{2}\right)\frac{H}{2}\right]}{sh\left(\frac{\alpha_nH}{2}\right)\frac{H}{2}}.$$

З використанням отриманих залежностей дослідимо вплив багатошарового намотування тягового органа на напружений стан утвореного тіла. У якості тягового органа приймемо ступінчастий тяговий орган з параметрами, що відповідають гумотросовому канату типу ГТК-3250. Розподілене навантаження задамо з урахуванням тиску окремих тросів. Середнє значення інтенсивності тиску прийнято рівним одиниці. При завданні тиску верхнього шару на нижні шари врахуємо перші десять членів ряду Фур'є.

На рисунках 4-8 показані поверхні, що демонструють розподіл напружень та деформування трьох шарів тягового органа з чотирьох тросів у разі тиску на нього ступені тягового органа з двох тросів. Оскільки тяговий орган симетричний, то на рисунках показані розподіли напружень лише для половини зразка.

Наведені на рисунках поверхні свідчать про суттєвий вплив наявності дискретних тросів в канаті. Нерівномірний тиск призводить до нерівномірного розпо-

ділу напружень та деформацій. Екстремальні нормальні напруження паралельні осі *x* одного порядку з екстремальними значеннями розподіленого тиску.

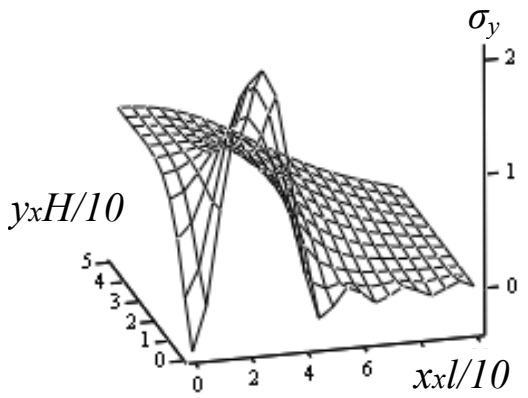


Рис. 4. Поверхня, що відтворює розподіл нормальних напружень в тілі бобіни з одного шару вздовж осі *y*

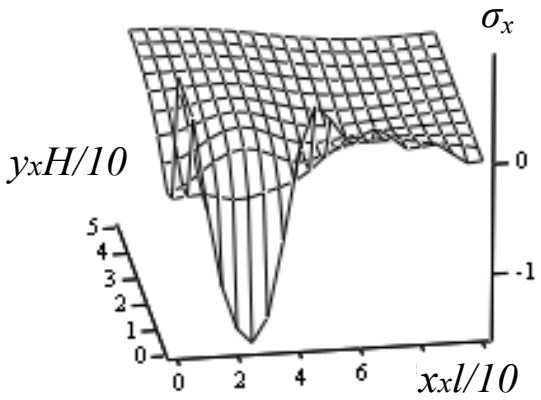


Рис. 5. Поверхня, що відтворює розподіл нормальних напружень в тілі бобіни з одного шару вздовж осі *x*

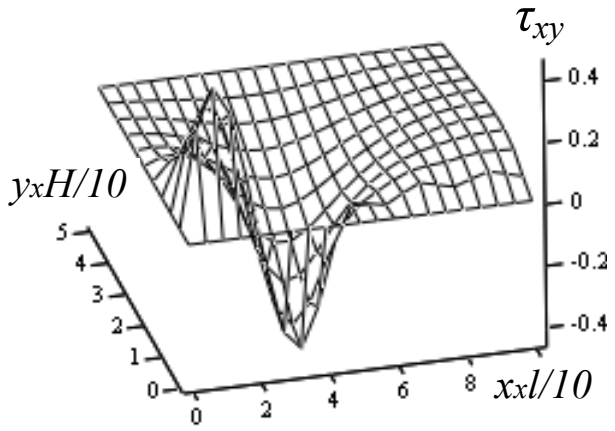


Рис. 6. Поверхня, що відтворює розподіл дотичних напружень в тілі бобіни з одного шару

Дотичні напруження, що виникають в зразку менші за величини навантажень. Це свідчить про відсутність умов ковзання одного шару каната по іншому

внаслідок нерівномірного тиску на шари більшої ширини шарами меншої. Це означає, що втрата форми у вигляді набуття бобіною телескопічної форми внаслідок нерівномірного тиску, неможлива. З іншого боку це вказує на прийнятність застосованого нами розгляду системи шарів каната, як суцільного тіла.

Разом з тим, деформації в напрямку осі *y* призводять до відхилення твірної поверхні намотування від прямої лінії. Таке відхилення може сприяти втраті форми тіла бобіни через можливу зміну кінематики процесу намотування каната, коли канат починає намотуватися не за спіраллю Архімеда, а за конічною гвинтовою лінією. При такому намотуванні канат може набувати телескопічної форми. Наведені графічні залежності відповідають першій фізичній моделі. В другій моделі товщина каната прийнята меншою за реальну товщину на величину, що дорівнює діаметру тросів каната.

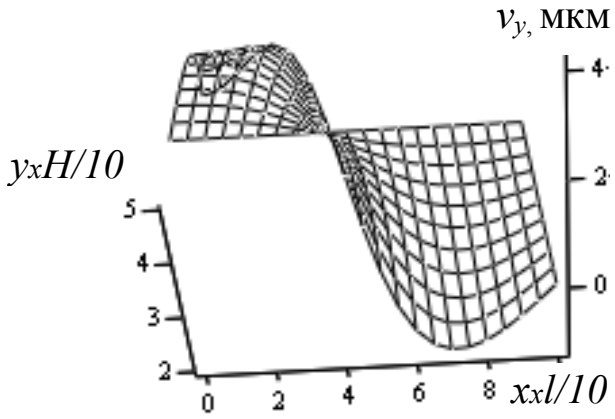


Рис. 7. Поверхня, що відтворює розподіл деформацій тіла бобіни з одного шару вздовж осі *y*

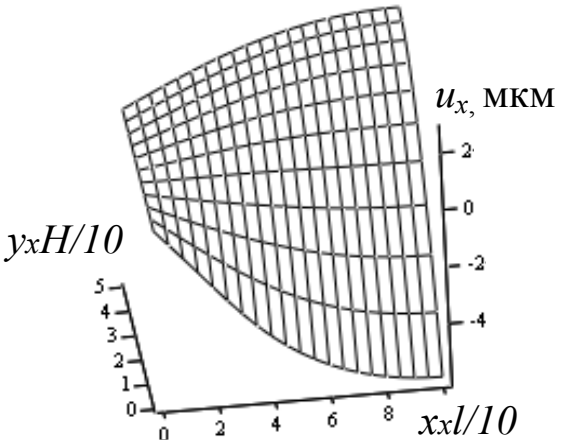


Рис. 8. Поверхня, що відтворює розподіл деформацій тіла бобіни з одного шару вздовж осі *x*

Виконані дослідження показали якісну близькість характеру розподілу напружень та переміщень при зменшенні зони практично рівномірного розподілу напружень. Найбільше умовне зменшення товщини вплинуло на величини дотичних напружень – вони зросли в декілька раз, але залишилися значно мен-

шими за величини нормальних напружень. Виконані дослідження впливу кількості тросів в канаті на його НДС в тілі бобіни показують, що збільшення кількості тросів практично не впливає на екстремальні значення напружень та деформацій в напрямку осі *y*. Зростають деформації в напрямку осі *x* (поширення зразка), внаслідок зростання ширини каната при зростанні кількості тросів в ньому.

Висновки. Нерівномірний тиск верхнього шару меншої ширини на шари каната, намотаного на барабан, призводить до нерівномірного напружено-деформованого стану плоского каната ступінчастої конструкції підйомних машин для надвеликих глибин. В тілі бобіни виникають дотичні напруження, менші за нормальні, які не можуть спричинити намотаним тілом бобіни телескопічної форми. Незначні дотичні напруження свідчать про припустимість розгляду тіла бобіни, як суцільного тіла. Нерівномірний тиск збільшує відхилення твірної поверхні намотування від прямої лінії. Таке відхилення може сприяти втраті форми тіла бобіни через можливу зміну кінематики процесу намотування каната, коли канат починає намотуватися не за спіраллю Архімеда, а за конічною гвинтовою лінією. При такому намотуванні канат може набувати телескопічної форми. Упередити кінематичну втрату форми каната в тілі бобіни має його спеціальна конструкція.

Список літератури

1. Колосов Л.В. Научные основы разработки и применения резинотросовых канатов подъемных установок глубоких рудников. – Дис... докт. наук: 05.05.06, 01.02.06. – Днепропетровск, 1987. – 426 с.

2. Бельмас И.В. Научные основы теории и расчета резинотросовой ленты конвейера с учетом его пространственной формы: Дис. … д-ра техн. наук: 05.05.06, 01.02.06. – Днепропетровск, 1993. – 360 с.

3. Колосов Д.Л. Обоснование параметров и конструкций двухслойных резинотросовых конвейерных лент для горных предприятий. Дис. … канд. техн. наук: 05.05.06. – Днепропетровск, 2002. – 164 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Блохіним С.Є.
Надійшла до редакції 02.11.10

УДК 622.6:622.33.012.2

© А.Я. Рибалко

ВЛИЯНИЕ НА АКТИВНОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ МНОГОПРОВОЛОЧНОГО ПРОВОДА СПЛОШНОГО СЕЧЕНИЯ ЭФФЕКТА БЛИЗОСТИ И ПОВЕРХНОСТНОГО ЭФФЕКТА

Проанализированы взаимосвязи показателей конструкции, геометрических размеров, формы сечения и электрические характеристики (омическое и активное сопротивления) многопроволочного провода сплошного сечения для тяговой сети системы электроснабжения передвижных потребителей при частоте 4 – 10 кГц. Предложены базовые решения для исключения поверхностного эффекта и эффекта близости.

Проаналізовані взаємозв'язки показників конструкції, геометричних розмірів, форми перетину і електричні характеристики (омічний і активний опори) багатопровідного проводу суцільного перетину для тягової мережі системи електропостачання пересувних споживачів при частоті 4 – 10 кГц. Запропоновані базові рішення для виключення впливу поверхневого ефекту і ефекту близькості.

Intercommunications are analysed of indexes of construction, geometrical sizes, forms of section and electric descriptions (omicheskoe and active resistances) of multiwire wire of continuous section for the hauling network of the system of elektrosnabgeniya of movable users at frequency 4 – 10 kGts. The base solutions are offered for the exception of superficial effect and effect of closeness.

В системах электроснабжения с индуктивной передачей энергии передвижным потребителям на участках их питания используют открытые двухпроводные сети из многопроволочного провода. В рассматриваемом диапазоне частот 4 – 10 кГц существует значительное превышение длины электромагнитной волны над размерами двухпроводной тяговой сети, поэтому анализируем параметры тяговой сети как сосредоточенные [1]. Вдоль проводов двухпроводной тяговой сети распространяется поперечная электромагнитная волна (ТЕМ-волна) [6]. Составляющие плоскую электромагнитную волну векторы напряженности электрического поля $\dot{E}$ и магнитного поля $\dot{H}$ зависят от одной пространственной координаты и времени. Векторы перпендикулярны друг другу и лежат в плоскости, перпендикулярной направлению распространения волны.

В передаче энергии большую роль играют частота изменения электромагнитного поля, конструкция сечения проводов и самой тяговой сети. В тяговой сети имеют место наибольшие потери энергии и ставиться задача выбора вида сечения, конструкции и размеров провода для тяговой сети для их снижения [2, 3].

При условии постоянного значения тока в сети уровень потерь энергии обуславливается электрическим сопротивлением провода. Снижение роста активного сопротивления от уровня частоты достигается изменением конструкции и формы сечения провода для исключения поверхностного эффекта и эффекта близости.

Если рассматривать проводящий слой провода с неизменным сечением s_0, которое заполнено N элементарными проволочками, то здесь возможны следующие оценки проявления поверхностного эффекта и эффекта близости в зависимости от формы сечения и конструкции провода (d – диаметр его сечения) [4,5]:

– сплошное проводящее сечение провода образуют N изолированных цельных проволочек. Увеличение его активного сопротивления за счет поверхностного эффекта такое же, как и для одной проволочки;

– проводящий слой провода имеет цельное трубчатое сечение (внутренний радиус $r_{вн}$; внешний радиус $r_{нр}$). Увеличение активного сопротивления от поверхностного эффекта определяем по аргументу $r_{экв} \equiv d/2 = \sqrt{s_0/\pi}$;

– если трубчатый проводящий слой провода выполнен проволочками без изоляционного покрытия, то его эквивалентно представляем сплошным сечени-

ем с диаметром $d_{экв} = d_{пр}\sqrt{N} = 2\sqrt{s_0/\pi}$ и оцениваем по этому аргументу увеличение активного сопротивления;

– для трубчатого проводящего слоя провода из изолированных проволочек относительное увеличение активного сопротивления от поверхностного эффекта будет таким же, как и для одной проволочки.

Оценим количественно проявление добавочных потерь энергии в указанных конструкциях многопроволочного провода. Для этого проанализируем взаимосвязь показателей конструкции, геометрических размеров и электрических характеристик (омическое и активное сопротивления) многопроволочного провода для тяговой сети системы электроснабжения передвижных потребителей.

Анализ активного сопротивления многопроволочного провода сплошного сечения можно выполнить распространяя полученные в [8] аналитические зависимости для элементарной проволочки на сечение многопроволочного провода, где необходимо учесть:

– заполнение N проволочками сечения $s_0 = \pi r_0^2 = \pi d_{пр}^2 N/(4p)$, где p – коэффициент заполнения сечения провода проволочками с диаметром $d_{пр}$;

– изменение напряженности магнитного поля в сечении провода;

– изменение плотности потерь энергии в сечении провода.

Предварительно приводим рассмотренные характеристики к единице площади сечения, а затем перейдем к сечению провода. Количество проволочек, приходящихся на единицу поперечного сечения провода, будет характеризовать коэффициент приведения $k_s = \dfrac{N}{\pi r_0^2} = \dfrac{4p}{\pi d_{пр}^2}$. Тогда для приведения площади $2\pi r dr$ элементарного кольца к площади кольца из проволочек используем выражение

$$ds_к = k_s 2\pi r dr \quad \rightarrow \quad ds_к = \frac{8p}{d_{пр}^2} r dr \,. \tag{1}$$

В сечении провода напряженность магнитного поля в точке, отстоящей от его центра на расстоянии $r < r_0$, согласно работе [6]

$$\overline{H}(r) = \frac{\dot{I}}{2\pi r_0} \cdot \frac{J_1\left(j^{3/2} r k\right)}{J_0\left(j^{3/2} r_0 k\right)}, \tag{2}$$

где $k = \sqrt{\omega\gamma\mu_0\mu_r}$; ω – угловая частота колебаний электромагнитного поля, создаваемого током в проводе; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная; μ_r – относительная магнитная проницаемость; γ – удельная проводимость материа-

ла провода; $J_0\left(j^{3/2}kr_{np}\right)$, $J_1\left(j^{3/2}kr\right)$ – функции Бесселя первого рода нулевого и первого порядков с мнимым аргументом $\left(j^{3/2}r\sqrt{\omega\gamma\mu_0\mu_r}\right)$ [7].

Плотность потерь энергии, с использованием из [8] уравнения

$$P_{пр,бл}=\frac{I_{пр}^2k^2}{2\pi r_{пр}^2\gamma\left[ber^2\left(kr_{пр}\right)+bei^2\left(kr_{пр}\right)\right]}\cdot L\left(kr\right),$$

где интеграл Ломмеля

$$L\left(kr\right)=\int_0^{r_{пр}}\left[ber_1^2\left(kr\right)+bei_1^2\left(kr\right)\right]\cdot r\cdot dr$$

и с учетом выражения (2), определим как

$$\frac{d}{ds}P_{пр,бл}=\frac{\frac{2k^2I^2}{\gamma\pi^2d_{пр}^2r_0^2}\left\{\int_0^{r_{пр}}\left[ber_1^2\left(kr\right)+bei_1^2\left(kr\right)\right]\cdot r\cdot dr\right\}\cdot\left[J_1\left(j^{3/2}\cdot rk\right)\right]^2}{\left[ber^2\left(\frac{d_{пр}}{\Delta\sqrt{2}}\right)+bei^2\left(\frac{d_{пр}}{\Delta\sqrt{2}}\right)\right]\left[ber_1^2\left(\frac{\sqrt{2}r_0}{\Delta}\right)+bei_1^2\left(\frac{\sqrt{2}r_0}{\Delta}\right)\right]}. \quad (3)$$

Интегрирование последнего выражения (3), с учетом выражения (1) для левой части в пределах $\left[0;\,s_0\right]$ и для правой части в пределах $\left[r_{пр};\,r_0\right]$ позволяет определить составляющую потери энергии в сечении провода, где выделяем прирост от эффекта близости активного сопротивления провода к омическому сопротивлению, т.е.

$$\frac{R_{бл}\left(k,r_{пр},r_0\right)}{R_{уд,=}\left(r_0\right)}=L\left(kr\right)\cdot\int_{r_{пр}}^{r_0}\left[ber_1^2\left(kr\right)+bei_1^2\left(kr\right)\right]rC_{бл}\left(d_{пр},r_0\right)dr. \quad (4)$$

Здесь введен коэффициент

$$C_{бл}\left(d_{пр},r_0\right)=\frac{k^6p}{\pi}\frac{1}{\left(\frac{d_{пр}}{\Delta\sqrt{2}}\right)^4}\cdot\frac{1}{\left[ber^2\left(\frac{d_{пр}}{\Delta\sqrt{2}}\right)+bei^2\left(\frac{d_{пр}}{\Delta\sqrt{2}}\right)\right]\left[ber_1^2\left(\frac{\sqrt{2}r_0}{\Delta}\right)+bei_1^2\left(\frac{\sqrt{2}r_0}{\Delta}\right)\right]}.$$

Выполнив замену переменной $k=\sqrt{2}/\Delta$ (здесь $\Delta=\sqrt{\frac{2}{\omega\gamma\mu_0\mu_r}}$ – глубина проникновения электромагнитной волны в проводящую среду), оцениваем изменение зависимости (4) численными методами (см. рис. 1), от основных переменных: конструктивных параметров (диаметра и количества проволочек) и

частоты тока. Отмечаем в результате: возрастание активного сопротивления провода с увеличением количества проволочек и уменьшением диаметра проволочки; в целом проявление эффекта близости на частоте 5 кГц относительно небольшое – до 20 %.

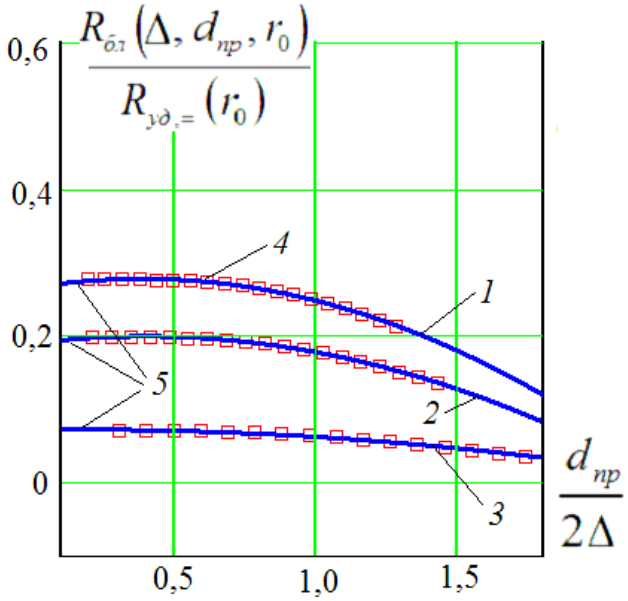


Рис. 1. Кривые аппроксимации прироста активного сопротивления провода сплошного сечения в результате эффекта близости от соотношения диаметра проволочки, глубины проникновения электромагнитной волны и частоты: 1 – 4 кГц; 2 – 5 кГц; 3 – 10 кГц; 4 – расчетные точки; 5 – кривые регрессии

Существует вариация прироста активного сопротивления по аргументу $d_{пр}/(2\Delta)$: с повышением частоты и увеличением диаметра проволочки прирост активного сопротивления провода от эффекта близости снижается; темп снижения для каждого уровня частоты свой. Для получения простой оценки аналитической зависимости этого прироста от существенных переменных выполнена аппроксимация графической зависимости рис. 1 с применением полиномиальной регрессии (коэффициент регрессии 0,99) в виде полинома второй степени

$$\frac{R_{бл}(\Delta, d_{пр}, r_0)}{R_{уд,=}(r_0)} = a_0 + a_1 \frac{d_{пр}}{2\Delta} + a_2 \left(\frac{d_{пр}}{2\Delta}\right)^2, \qquad (5)$$

значения коэффициентов которого сведены в таблице 1.

Таблица 1

Значения коэффициентов полинома (5)

Частота, кГц	a_0	a_1	a_2
4	0,266	0,061	- 0,08
5	0,19	0,047	- 0,059
10	0,072	0,004927	- 0,014

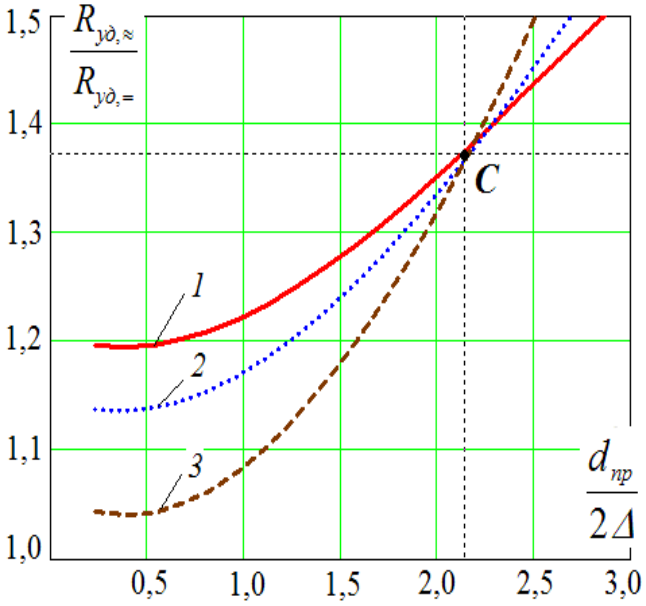


Рис. 2. Кривые зависимости прироста активного сопротивления провода в результате влияния поверхностного эффекта и эффекта близости от соотношения диаметра проволочки и глубины проникновения электромагнитной волны при частотах: 1 – 4 кГц; 2 – 5 кГц; 3 – 10 кГц

Суммарную оценку увеличения активного сопротивления провода от поверхностного эффекта и эффекта близости $R_{\approx} = R_n + R_{бл}$ определяем по отношению к омическому

$$\frac{R_{уд,\approx}}{R_{уд,=}} = 1,005 + pa_0 + \left(pa_1 - 0,104\right)\frac{d_{пр}}{2\Delta} + \left(pa_2 + 0,148\right)\left(\frac{d_{пр}}{2\Delta}\right)^2 - 0,011\left(\frac{d_{пр}}{2\Delta}\right)^3, \qquad (6)$$

где $R_{уд,=} = 1/\left(\pi r_0^2 \gamma p\right)$ – удельное электрическое, поверхностный эффект.

Для точки С (см. рис. 2) частотная зависимость параметров является одинаковой в рассматриваемом диапазоне частот (прирост активного сопротивления до 38% по отношению к омическому). Соотношение $d_{пр}/\left(2\Delta\right) < 2,146$ рекомендуется для выбора основных конструктивных параметров многопроволочного провода сплошного сечения.

Таким образом, многопроволочный провод следует выполнять из совокупности изолированных элементарных проводников, которые по длине скручены таким образом, что они последовательно проходят через каждую точку поперечного сплошного сечения используемого провода. При общем заполнении необходимого сечения изолированными элементарными проволочками с диаметром в пределах $d_{пр} \le 2,3\Delta$ активное сопротивление за счет эффектов вытеснения тока увеличиться на 36 %.

Список литературы
1. Львов А.П. Электрические сети повышенной частоты. – М.: Энергоиздат, 1981. –104 с.
2. Рибалко А.Я. Оцінка витрати провідникового матеріалу в системі електропостачання безконтактних електровозів // Гірнича електромеханіка та автоматика: Наук. – техн. зб. – 2001. – Вип.67. – С.53–60.
3. Рыбалко А.Я. Снижение расхода проводникового материала в системе электроснабжения бесконтактных электровозов// Горн. информ.-аналит. бюл. – 2003. – №3. – С.207–210.
4. Транспорт с индуктивной передачей энергии для угольных шахт /Г.Г.Пивняк, И.П.Ремизов, С.А.Саратикянц и др.; Под ред. Г.Г. Пивняка. – М.: Недра, 1990. – 245 с.
5. Розенфельд В.Е., Староскольский Н.А. Высокочастотный электрический транспорт. М.: Транспорт, 1978. – 208 с.
6. Математичне моделювання електромагнітних процесів передачі енергії / Г.Г. Півняк, М.Г. Поляков, А.Я. Рибалко, С.О. Сушко; За ред. акад. НАН України Г.Г. Півняка. – Д.: Національний гірничий університет, 2003. – 145 с.
7. Ватсон Г.Н. Теория бесселевых функций.– М.: Изд-во иностранной литературы, 1949. – Ч.1. – 798 с.
8. Рыбалко А.Я. Провод для сетей тока повышенной частоты. – Гірнича електромехініка та автоматика: Науч.- техн. зб. – 2010. – Вип.84.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Заїкою В.Т.
Надійшла до редакції 30.10.10

УДК 504.4.054

© М.П. Рева, А.С. Редчук, Т.К. Макарова

ЕВАПОРИТОВА СЕДИМЕНТАЦІЯ СОЛЕЙ ЗІ СКЛАДНИХ РОЗЧИНІВ ВОДНИХ ОБ'ЄКТІВ КРИВБАСУ

Розглядається процес кристалізації солей при випаровуванні складних сольових розчинів.
Рассматривается процес кристаллизации солей при выпаривании многокомпонентных рассолов.
Process of crystallization of salts at evaporation of multicomponent brines is considered.

Вступ. Основними джерелами забруднення навколишнього середовища при видобуванні та збагаченню залізних руд Кривбасу являються відвали хвостосховища, ставки-накопичувачі, невід'ємною складовою яких є значні обсяги високо мінералізованих вод (до 20 млн. $м^3$ на рік). Мінералізація досягає 30 $г/дм^3$. Фільтрація високо мінералізованих вод в ґрунти, в водоносні горизонти, та скиди в р. Інгулець згубно діють на довкілля.

Зосередженням декількох джерел забруднення в одному місці значно знижується негативний вплив на оточуюче середовище. Для Південного гірничо-збагачувального комбінату – це розміщення хвостосховища «Войково» на відвалі Лівобережний, загальна площа якого складає близько 900 га, а висота – 100 м. Площа поверхні, з урахуванням її грубоуламкової структури, - до 20 млн. $м^2$. В теплий період року скальна поверхність відвалу розігрівається (за рахунок сонячної енергії) до 70^0С, що дозволяє при відповідних режимах зрошення випаровувати значні обсяги високо мінералізованих вод, а надлишки (в зимовий період) акумулювати в тілі відвалу першого ярусу, де обсяг пустот досягає 20 млн. $м^3$.

Мета роботи – виконати аналітичні дослідження процесу кристалізації солей при випаровуванні води з багатокомпонентних сольових розчинів. Для визначення режиму зрошення необхідно оцінити умови випадання твердих сольових залишків в осадок в залежності від хімічного складу технологічних вод. Джерела забруднення – хвостосховище "Войково" та ставок – накопичувач б. Свистунова.

Ставок-накопичувач б. Свистунова. Результати хімічного аналізу води зі ставка–накопичувача балки Свистунова представлені в табл. 1. Склад води за даними аналізу представлений в таблиці 1.

Таблиця 1

Хімічний склад води ставка-накопичувача б. Свистунова

Компонент	Вміст		Після кристалізації кальциту і гіпсу	
	(мг/л)	(моль-екв/л)	(моль-екв)	г
Cl^-	18045	0,5083	0,5083	18,045
SO_4^{2-}	1650	0,0337	0,0098	0,470
HCO_3^-	244,1	0,0040	0	0
Ca^{2+}	571,1	0,0286	0	0
Mg^{2+}	869,4	0,0725	0,0725	0,869
Na^+, K^+	10282	0,4470	0,4470	10,282

Згідно табл. 1 основними компонентами розчину є перші шість іонів. Нажаль, в результатах аналізу відсутні окремі дані по натрію і калію, але якщо припустити, що вміст калію досить значний, то баланс катіонів і аніонів погано сходиться. В зв'язку з цим у всіх подальших розрахунках вважалось, що в розчині присутній ***лише натрій***.

Що стосується нітрату, нітриту, амонію та заліза, то їх вміст незначний і впливом цих компонентів на розчинність основних солей можна в першому наближенні знехтувати.

Евапоритова седиментація солей з розчину. **В основу подальших розрахунків покладені наступні припущення:**

1. Так як вміст солей у розчині досить малий (32 мг/л це приблизно 3% по масі), припускаємо, що літр розчину містить 1000 г води.
2. Випарювання розчину йде до зменшення кількості води у 20 раз (тобто до маси залишкової води 50 г).
3. Після випарювання розчин охолоджується до 0°С.

Кількість моль-еквівалентів кальцію в розчині суттєво менше кількості моль-еквівалентів гідрокарбонату, тому за моделлю Харді – Егстера [1], розчин відноситься до нейтральних. Еволюція такого розчину при його випарюванні відбувається так, що pH залишається близьким до нейтрального. В першу чергу наступає кристалізація найменш розчинного компоненту – кальциту за схемою:

$$Ca^{2+} + 2HCO_3^- \rightarrow CaCO_3\downarrow + H_2O + CO_2\uparrow$$

Маса кальциту відповідає кількості гідрокарбонату: два моля HCO_3^- осаджують 1 моль $CaCO_3$, тобто 0,004 моль гідрокарбонату дають 0,002 моль каль-

циту (m = 0,002·100 = 0,2 г, 100 – молярна маса кальциту). Кількість кальцію в результаті цього процесу зменшується на 0,004, тобто складає 0,0246 моль-екв.

Далі, за схемою Харді – Егстера йде осадження гіпсу ($CaSO_4 \cdot 2H_2O$). Так як кількість еквівалентів кальцію менша за кількість еквівалентів сульфату в розчині, маса гіпсу визначається вмістом кальцію. Один моль-еквівалент Ca^{2+} дає 1 моль-еквівалент гіпсу, звідси маса гіпсу, що кристалізується дорівнює 0,0246·86 = 2,11 г (86 – еквівалентна маса гіпсу).

Таким чином, результатом виділення найменш розчинних сполук – кальциту і гіпсу – є зменшення маси розчинених солей на 2,31 г (в розрахунку на літр вихідного розчину), повне зникнення кальцію і гідрокарбонату з розчину і зменшення кількості сульфату (в даному випадку до 0,0098 моль-екв). Абсолютний вміст іонів у розчині після осадження кальциту та гіпсу в моль-еквівалентах та в грамах представлений в двох останніх колонках таблиці 1. При дослідженні сумісної розчинності солей склад розчину найчастіше виражають представляючи його як вміст певних солей [2, 3]. У нашому випадку це будуть солі NaCl, Na_2SO_4 і $MgCl_2$. З даних таблиці маємо вміст Na_2SO_4 (0,0098 моль-екв) – 0,697 г, $MgCl_2$ (0,0725 моль-екв) – 3,44 г і NaCl (0,436 моль-екв) – 25,50 г. Вміст натрій сульфату досить малий (0,88% за масою, що менше розчинності навіть при 0°С). Якщо знехтувати цією величиною, то можна розглядати розчин як систему, що містить тільки натрій хлорид і магній хлорид. Діаграма розчинності для цієї системи показана на рис. 1. Слід відзначити, що для значних концентрацій натрій хлориду тверда фаза в рівновазі з насиченим розчином для температур 0°С і вище містить тільки натрій хлорид (галіт).

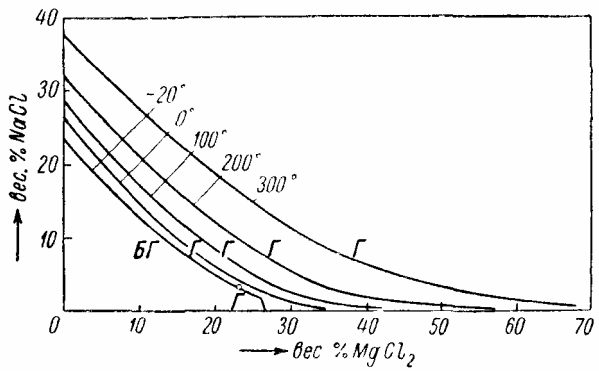


Рис. 1. Діаграма розчинності системи NaCl – $MgCl_2$ – H_2O [2]

Якщо взяти до уваги, що в результаті упарювання маса води зменшується до 50 г, легко обчислити процентний вміст солей у пересиченому розчині. Нехтуючи натрій сульфатом, одержуємо:

$$\omega_{NaCl} = \frac{25,50 \cdot 100}{25,5 + 3,44 + 50,00} = 32,3\%;\ \omega_{MgCl_2} = \frac{3,44 \cdot 100}{25,5 + 3,44 + 50,00} = 4,4\%.$$

За даними [2], при 0°С і при вмісті $MgCl_2$ 4,4% розчинність натрій хлориду складає 20,8% (ізотерма 0°С добре описується рівнянням $y = 0,0146x^2 - 1,3134x + 26,269$, де x і y – масові частки NaCl і $MgCl_2$ відповідно). Звідси легко одержати масу NaCl, яка викристалізується з такого розчину. Нехай z – маса кристалів. Маса NaCl в розчині дорівнює $25,5 - z$, а маса розчину, відповідно $78,94 - z$. Складаємо рівняння:

$$\omega'_{NaCl} = \frac{(25,50 - z) \cdot 100}{(78,94 - z)} = 20,8\%$$

Розв'язок цього рівняння дає $z = 11{,}5$, тобто в результаті охолодження випареного розчину до 0°С викристалізується 11,5 г натрій хлориду.

В результаті кристалізації NaCl концентрація магній хлориду зростає до величини 5,1% (зменшується маса розчину), що приводить до подальшого зменшення розчинності натрій хлориду (до 19,95%). Повторне обчислення маси викристалізованої солі дає значення 12,2 г. Подальші ітерації не приводять до суттєвої зміни цієї величини.

Слід відмітити, що розчинність натрій хлориду в діапазоні від 0°С до 100°С мало залежить від температури (див. рис.1), тому при охолодженні, скажімо, до 10°С маса кристалів буде практично тією ж самою.

В результаті випарювання 1 літра водного розчину, склад якого представлений у таблиці 1, до маси води 50 г виділяються такі маси солей: $CaCO_3$ (кальцит) – 0,2 г; $CaSO_4 \cdot 2H_2O$ (гіпс) – 2,11 г; NaCl (галіт) – 12,2 г.

Загальна маса осаду складає близько 14,5 г.

Хвостосховище „Войково". Результати хімічного аналізу води з хвостосховища „Войково" наведені в табл.2

Таблиця 2

Хімічний склад води хвостосховища „Войково"

Компонент	Вміст		Після кристалізації кальциту і гіпсу	
	(мг/л)	(моль-екв/л)	(моль-екв)	г
Cl^-	7924	0,223	0,223	7,92
SO_4^{2-}	2280	0,0475	0,0367	1,76
HCO_3^-	378,3	0,0062	0	0
Ca^{2+}	340,7	0,0170	0	0
Mg^{2+}	693,1	0,0578	0,0578	0,693
Na^+, K^+	4667	0,203	0,203	4,67

Склад цього розчину теж в основному представлений першими шістьма рядками таблиці, тобто аніонами хлориду, сульфату і гідрокарбонату та катіонами натрію, магнію і кальцію. Відмінність від розчину зі ставка-накопичувача б. Свистунова полягає у суттєво меншій кількості натрію і, особливо, хлориду. Що стосується сульфату, то його концентрація більша – і абсолютна, і відносна. Зауваження з попереднього розділу, що стосуються компонентів, які є незначними домішками, справедливі і для даного розчину.

Евапоритова седиментація солей з розчину. В основу розрахунків були покладені ті ж припущення, що і для розчину зі ставка-накопичувача б. „Свистунова". Єдина різниця полягає в тому, що при випарюванні розчину до маси води 50 г маса солей, які кристалізуються, досить незначна, тому розрахунки виконані як для маси води після випарювання рівної 50 г, так і для маси води, рівної 20 г.

Розчин, що досліджується, також відноситься до „нейтральних" [1]. При його випаровуванні першою починається кристалізація кальциту і гіпсу.

Маса кальциту відповідає кількості гідрокарбонату: 0,0031·100 = 0,310 г. Кількість кальцію в результаті цього процесу зменшується на 0,0062, тобто складає 0,0108 моль-екв. Далі йде осадження гіпсу. Маса гіпсу, як і в попередньому випадку, визначається вмістом кальцію. Один моль-еквівалент Ca^{2+} дає 1 моль-еквівалент гіпсу, звідси маса гіпсу, що кристалізується дорівнює 0,0108·86=0,932 г.

Абсолютний вміст іонів у розчині після осадження кальциту та гіпсу в моль-еквівалентах та в грамах представлений в двох останніх колонках таблиці2. В цьому випадку маса розчинених речовин суттєво менша. Якщо представити склад розчину як суму NaCl, Na_2SO_4 і $MgCl_2$, то отримаємо такі величини.

Маса Na_2SO_4 складає 0,0367·71 = 2,60 г. Маса $MgCl_2$ складає 0,0578·47,5 = 2,74 г. Маса NaCl складає 0,1655·58,5 = 9,68 г.

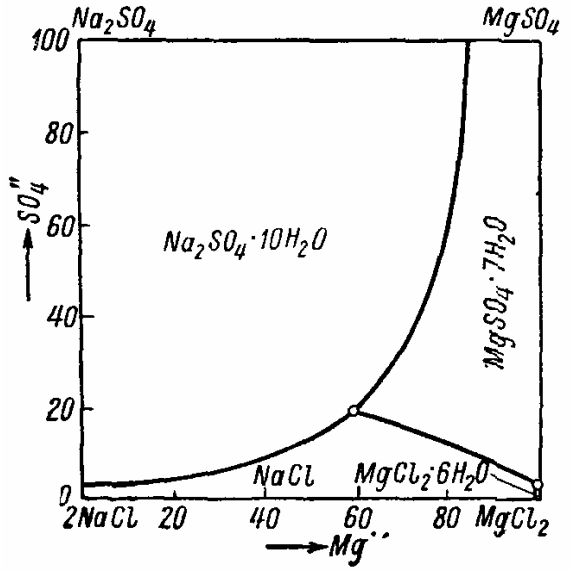


Рис. 2. Діаграма розчинності системи $2NaCl + MgSO_4 \rightarrow Na_2SO_4 + MgCl_2$ (температура 0°С)

Маса натрій сульфату досить значна, тому ми не маємо права нехтувати його присутністю в розчині і повинні розглядати цей розчин як чотирьохкомпонентну систему: $2NaCl + MgSO_4 \rightarrow Na_2SO_4 + MgCl_2$.

Розчинність в такій системі досліджена і досить детально описана в технічній літературі [3]. Розглянемо систему при двох масах залишкової води – 50 г і 20 г. Масові частки речовин у пересиченому розчині для цих двох випадків представлені в табл. 3.

Діаграма розчинності системи $2NaCl + MgSO_4 \rightarrow Na_2SO_4 + MgCl_2$ для температури 0°С представлена на рис. 2.

Таблиця 3

Масові частки речовин в пересиченому розчині

Компонент	Вміст при залишку води	
	50 г	20 г
NaCl	14,9	27,6
Na_2SO_4	4,00	7,43
$MgCl_2$	4,22	7,83

Добре помітно, що в обох випадках, представлених в таблиці 3, фігуративна точка системи відповідає зоні кристалізації мірабіліту ($Na_2SO_4·10H_2O$) та галіту (NaCl). Апроксимація даних таблиць розчинності [3] дає для вмісту $MgCl_2$ 4,22% розчинність натрій сульфату 1,86%, а розчинність натрій хлориду – 20,3%. Звідси витікає, що при залишку води 50 г повинен кристалізуватись лише мірабіліт. Обчислення маси кристалів можна провести як у випадку криста-

лізації хлориду натрію для попереднього розчину, але з урахуванням того, що мірабіліт містить кристалізаційну воду, маса розчину зменшується на 2,27*z*:

$$\omega'_{Na_2SO_4} = \frac{(2,60 - z)\cdot 100}{(65,02 - 2,27z)} = 1,86\% .$$

Рішення цього рівняння дає масу мірабіліту (2,27*z*) 3,26 г. Зміщення фігуративної точки системи за рахунок зменшення маси розчину в цьому випадку незначне, причому розчинність натрій сульфату трохи зростає, тому одержана маса мірабіліту трохи завищена.

Для масової частки магній хлориду 7,83% розрахована розчинність натрій сульфату становить 2,87%, а розчинність натрій хлориду – 15,6%, тому у випадку залишкової маси води 20 г кристалізуються як мірабіліт, так і натрій хлорид. Це ускладнює розрахунок – доводиться розв'язувати систему двох рівнянь з двома невідомими:

$$\omega'_{Na_2SO_4} = \frac{(2,60 - z)\cdot 100}{(35,02 - 2,27z - t)} = 2,87\%;\ \omega'_{NaCl} = \frac{(9,68 - t)\cdot 100}{(35,02 - 2,27z - t)} = 15,6\% .$$

Розв'язання системи дає масу мірабіліту 4,28 г і масу NaCl 5,79 г. Зменшення маси розчину на 10,07 г приводить до зміни масової частки $MgCl_2$ до 10,98%, при якій розчинність натрій сульфату дорівнює 4,08%, а розчинність натрій хлориду – 11,2%. Розв'язання системи рівнянь для цих значень розчинності дає масу мірабіліту 2,06 г, тоді як маса кристалів натрій хлориду складає в цьому випадку 8,49 г. Зміна маси розчину в цьому випадку – 10,55 г. Далі зміщенням фігуративної точки системи можна знехтувати.

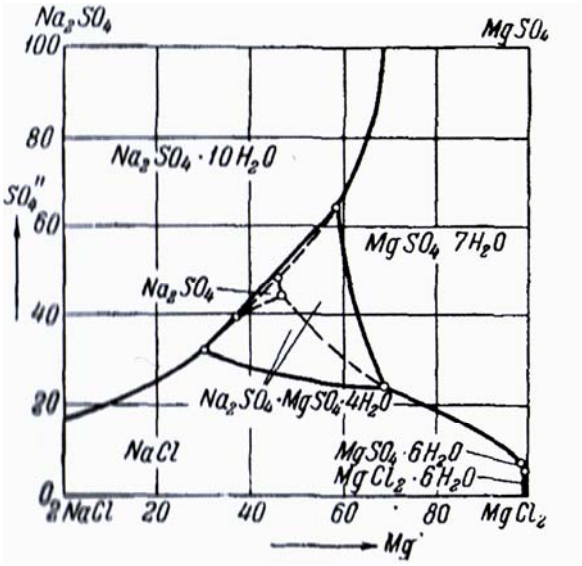


Рис. 3. Діаграма розчинності системи $2NaCl + MgSO_4 \rightarrow Na_2SO_4 + MgCl_2$ при температурі 15°С

Слід відзначити, що в даному випадку крім натрій хлориду з розчину кристалізуються і натрій сульфат, розчинність якого суттєво знижується від температури, тому, якщо розчин буде охолоджений до менш низької температури, мірабіліт може зовсім не випадати в осад (рис.3), тоді як маса кристалів NaCl залишається майже тією ж самою, тому що розчинність натрій хлориду, як уже згадувалось, в діапазоні 0 - 100°С від температури майже не залежить.

В результаті випарювання 1 літра водного розчину, склад якого представлений у таблиці 2, до маси води 50 г виділяються такі маси солей: $CaCO_3$ (кальцит) – 0,310 г; $CaSO_4 \cdot 2H_2O$ (гіпс) – 0,932 г; $Na_2SO_4 \cdot 10H_2O$ (мірабіліт) – 3,26 г.

Загальна маса осаду складає близько 4,5 г. При випарюванні до маси води 20г маси солей складають: $CaCO_3$ – 0,310 г; $CaSO_4 \cdot 2H_2O$ – 0,932 г; $Na_2SO_4 \cdot 10H_2O$ – 2,06 г.; NaCl – 8,49 г.

Загальна маса осаду рівна приблизно 11,8 г. Якщо мірабіліт не буде кристалізуватись, маса твердих солей буде приблизно 9,7 г.

Висновки.

1. В багатокомпонентних сольових розчинах, якими являються високо мінералізовані технологічні води гірничо-збагачувальних комбінатів Криворіжжя, кристалізація окремих солей починається при концентраціях в межах 40-60%. У цьому випадку обсяг випаруваної води досягає 98%.

2. Зміна температури розчину з 100^0С до 0^0С майже не впливає на обсяги кристалізації (для досліджених розчинів)

3. Для утилізації складних сольових розчинів шляхом випарювання води, найбільш доцільним є мілкодисперсне зрошення розігрітої поверхні відвалу, що дозволяє за один цикл випаровувати 100% води. При наступних циклах зрошення, маса твердих сольових залишків нарощується, а потім "змивається" в тіло відвалу дощем або більшим обсягом зрошення. В тілі відвалу тверді сольові залишки можуть складуватися природнім шляхом, в процесі пошарової відсипки відвалу, передбаченої технологічним процесом складування грубоулашкових скальних порід.

Список літератури

1. Чарыкова М.В., Чарыков Н.А. Термодинамическое моделирование процессов эвапоритовой седиментации. – СПб.: Наука, 2003. – 262 с.

2. Справочник экспериментальных данных по растворимости многокомпонентных водно-солевых систем. Том 1 / состав. Здановский А.Б., Ляховская Е.И., Шлеймович Р.Э./. – Ленинград: Ленгосхимиздат, 1953. – 671 с.

3. Справочник экспериментальных данных по растворимости многокомпонентных водно-солевых систем. Том 2 / состав. Здановский А.Б., Ляховская Е.И., Шлеймович Р.Э./. – Ленинград: Ленгосхимиздат, 1954. – 600 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Зберовським О.В.
Надійшла до редакції 03.11.10

УДК 628.4.028

© С.Х. Авраменко, Ю.В. Волох

ЕКОЛОГІЧНІ ПРОБЛЕМИ ВІД НАКОПИЧЕННЯ ТВЕРДИХ ПРОМИСЛОВИХ ВІДХОДІВ ТА ШЛЯХИ ВИКОРИСТАННЯ МЕТАЛУРГІЙНИХ ШЛАКІВ

Наведено актуальність проблем від накопичення та поводження з відходами. Проаналізовано дольовий вклад металургійних шлаків у загальному об'ємі відходів. Запропоновані пропозиції щодо їх ефективного використання: виробництво шлакової вати, тепло – і звукоізоляційних матеріалів, у виробництві бетонних тротуарних плит. В цілому доцільно організовувати територіально – виробничі комплекси, де відходи одних виробництв будуть сировиною для інших.

Показана актуальность проблем от накопления и обращения с отходами. Определен долевой вклад металлургических шлаков в общем объеме отходов. Предложены мероприятия для их эффективного использования: производство шлаковаты, тепло- и звукоизоляционных материалов, в производстве бетонных тротуарных плит. В целом целесообразно орга-

низовывать территориально – производственные комплексы , в которых отходы одних производств будут сырьем для других.

The topicality of the problem with accumulation and treating with wastes has been given. Contribution sharing of metallurgical slags to general amount of waste products has been analyzed. The proposals of their effective utilization have been offered: the production of slag wool, heat- and soundproof materials, in manufacturing of concrete pavement plates. In general, it is reasonable to organize the territorial - manufacturing complexes, where the wastes of some manufactures will be raw material for others.

Вступ. В наш час еколого - економічна проблематика визначає не лише ефективність функціонування усіх видів та форм господарської діяльності, але й принципіальні умови нормального функціонування кожної людини.

Екологічно несприятлива обстановка на Україні складається за рахунок наявності крупних підприємств важкої промисловості та значної концентрації автотранспорту. Більшість підприємств мають у своєму складі фізично зношені й морально застарілі цехи та виробничі комплекси, які, крім основної продукції, виробляють ще й масу шкідливих речовин, стічні води та промислові відходи.

Розрив між прогресуючим накопиченням токсичних відходів і заходами з їх утилізації та знешкодження, а також дестабілізації економіки країни загрожує поглибленню екологічної кризи, особливо в індустріально навантажених регіонах, до яких відноситься м. Дніпродзержинськ. Отже проблема поводження з відходами в таких регіонах на сьогодні являється актуальною.

Постановка задачі. Дніпродзержинський промвузол є одним з найбільших промислових центрів України, що має у своєму складі підприємства різних галузей промисловості (металургійної, хімічної, машинобудівної, будматеріалів, енергетики та ін.).У Дніпродзержинську проживає 276 тис. чол. (0,6 % населення України). На підприємствах міста виготовляється майже 1,7% промислової продукції країни. Але ціна її занадто велика – здоров'я населення.

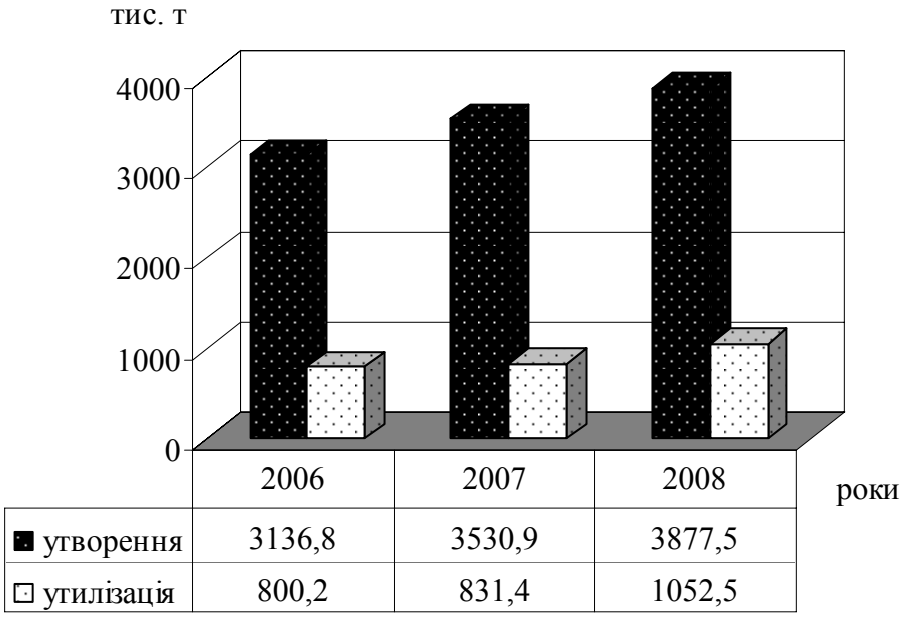
На підприємствах міста утворюється за рік понад 3млн. т промислових відходів, з яких близько 20 -25 % використовуються, а залишки накопичуються (рис.1). Як видно з наведеного графіка, якщо у 2006 р. кількість неутилізованих відходів склала 2336 тис .т, то у 2008 році кількість відходів, що потрапили у шламозбірники, склала 2825 тис. т.

В результаті кількість накопичених відходів збільшується, їхнє розміщення вимагає додаткових площ землі і призводить до інтенсифікації забруднення навколишнього природного середовища, що негативно позначається на стані здоров'я населення.

Домінуюча більшість промислових відходів міста утворюється на Дніпровському комбінаті ім. Дзержинського. Це великотоннажні відходи: шлами, шлаки, пил, окалина прокатних цехів, які повністю чи частково використовуються у виробництві (рис. 2).

Наприклад, шлами мийки автомобілів, хімчистки одягу, мийки залізно - дорожніх деталей, відходи резини, відпрацьовані акумулятори, масла та т. ін. реалізуються стороннім організаціям, шлами доменний (частково), сталеплавильний (в повному обсязі), окалина прокатних цехів відправляються для переробки на аглофабрику, доменний та сталеплавильний шлаки після подріб-

нення , магнітного сепаратора частково направляються на аглофабрику. Але велика кількість вказаних відходів складується у відвали, в той час як розроблені технології для практично повного використання їх для будівельних матеріалів після вилучення металевої складової.



	2006	2007	2008
утворення	3136,8	3530,9	3877,5
утилізація	800,2	831,4	1052,5

Рис. 1. Рівень утворення і утилізації промислових відходів м. Дніпродзержинська

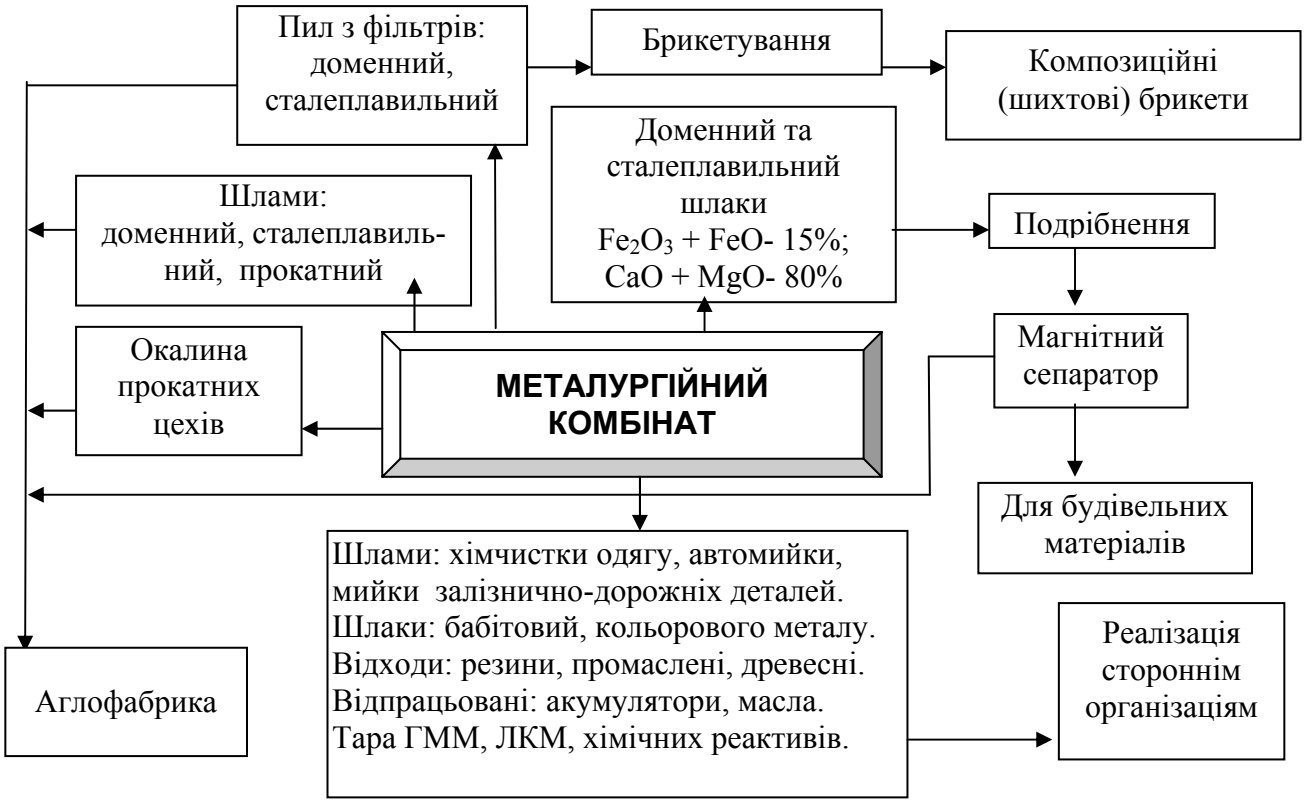


Рис. 2. Схема утилізації відходів металургійного виробництва

Задачею даної роботи було: виконати аналіз та визначити вклад відходів, перш за все шлаків доменного та сталеплавильного виробництв, підприємств металургійного профілю, зокрема Дніпродзержинського металургійного комбінату, у загальній кількості відходів міста, означити діючі та перспективні шляхи для їх використання і намітити основні заходи для управління та поводження з відходами.

Результати роботи. Розглянемо детальніше шлаки доменні та сталеплавильні. Шлаки – це відходи, що утворюються за умов високих температур внаслідок фізико – хімічної взаємодії компонентів вихідних твердих матеріалів та газового середовища. Вони відносяться до 4 класу небезпеки, але займають великі площі землі, за використання яких комбінат сплачує досить високу платню.

Доменні шлаки. Вихід доменних шлаків на 1 т чавуну складає 0,6-0,7 т. Щорічно при виробництві чавуну утворюється 1,4 млн. т шлаку. Вони переробляються на гранульовані та відвальні шлаки (рис.3).

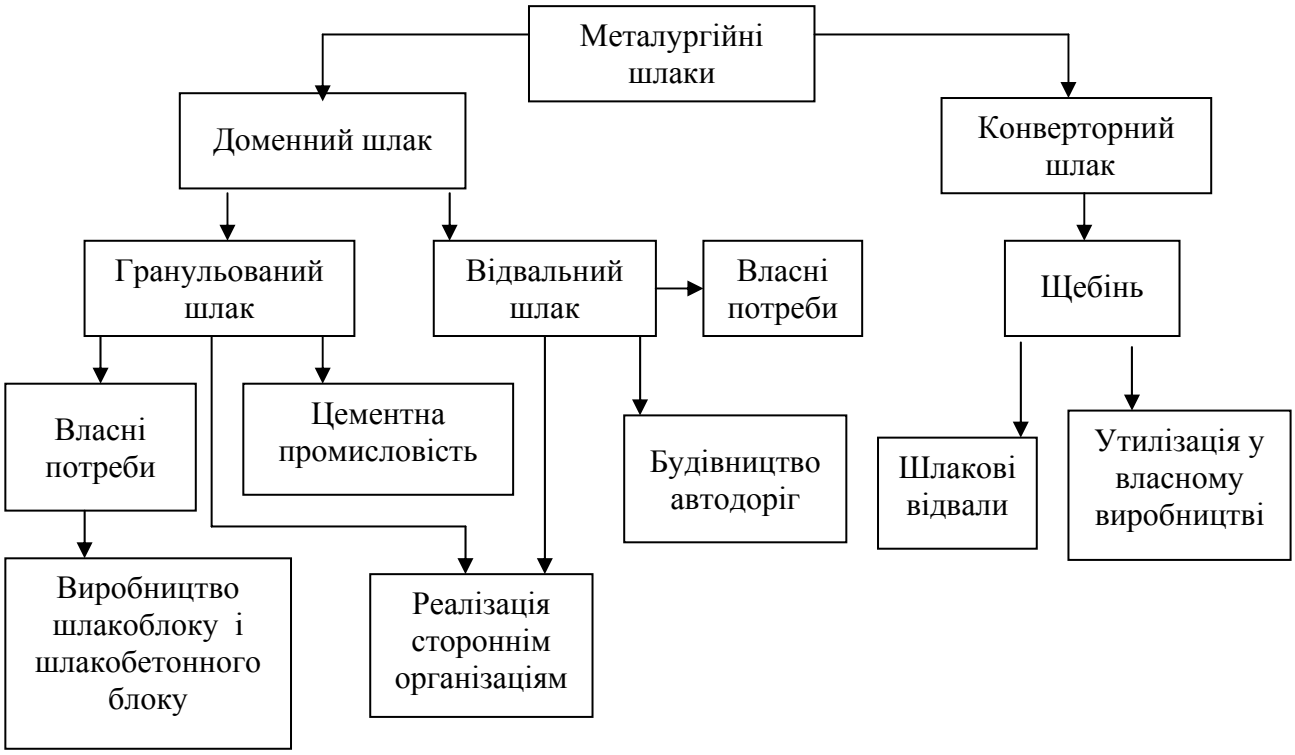
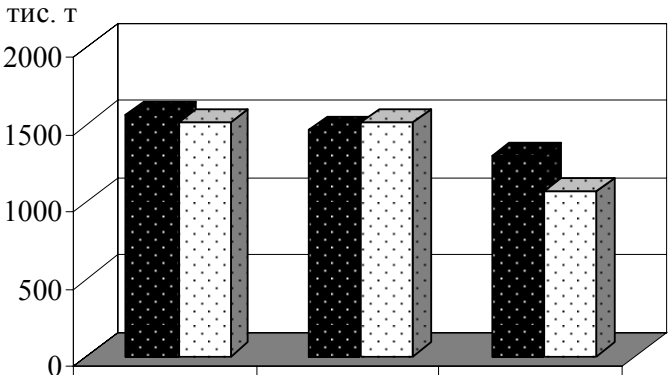


Рис. 3. Шляхи використання доменних шлаків

Гранульовані шлаки використовуються у виробництві цементу, для виготовлення шлакоблоків та реалізуються стороннім споживачам, а відвальні - на будівництво автодоріг. На рис.4 наведено співвідношення між утворенням та утилізацією доменних шлаків.

Як видно, ці шлаки у 2007 році використовувались в повному обсязі (при утворенні 1466 тис. т утилізовано 1510,8 тис. т, тобто утилізували шлак ще й частково з відвалів) тому що велика кількість їх реалізовувалась стороннім споживачам по оптимальній вартості, а в 2008 році реалізація зменшилась у зв'язку з підвищенням вартості на шлак. Тому необхідно встановити оптимальну вартість на шлак для підвищення попиту у споживачів і виготовляти та реалізовувати наприклад шлакоблок не тільки на власні потреби, а й для продажу населенню.



	2006	2007	2008
утворення	1558,3	1466,0	1296,2
утилізація	1516,6	1510,8	1063,1

роки

Рис. 4. Співвідношення утворення та утилізації доменних шлаків

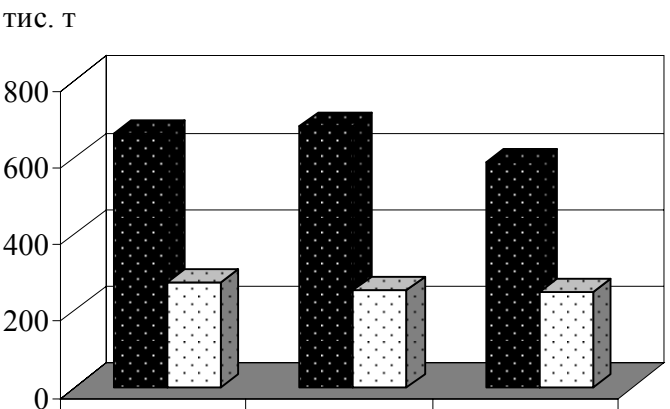
Найбільш повно доменні гранульовані шлаки використовує будівельна індустрія. Ці шлаки застосовуються у виробництві цементу, в'яжучих, бетону, щебеню. При виробництві цементного клінкеру шлак, як сировинна складова, дозволяє повністю замінити глину, знизити питому витрату вапняку.

Високоефективним являється виробництво шлакової вати, шлакових плит з вогненно - рідких доменних шлаків, вони мають гарні тепло - і звукоізоляційні властивості, які використовуються в сучасних технологіях виробництва. Ця продукція буде в 2 рази дешевше ніж подібні теплоізоляційні матеріали з мінеральної вати за рахунок використання фізичного тепла шлакового розпалу.

Можливо також розширити асортимент будівельного виробництва і використовувати дрібні фракції шлаку у виробництві бетонних тротуарних плит з різноманітними формами: квадратні, фігурні, декоративні з широким спектром кольорів в залежності від потреби споживача. Крім того, це дозволить відновити та посилити міжгалузеві зв'язки між підприємствами металургійного профілю та підприємствами районів інтенсивного будівництва, що відчувають реальний дефіцит природних будівельних матеріалів (м. Київ, західні і північні регіони України, окремі області Білорусії, Росії та ін.).

Сталеплавильні шлаки. Вихід сталеплавильних шлаків при виплавці 1т сталі складає 0,1– 0,3т. Вони мають низький рівень використання - 42 % (рис. 5) тільки тому, що їх переробка ускладнена через неоднорідність структури і мінливість складу.

Але аналіз даного відходу показує, що 50% за морфологічним складом становлять промислово цінні для металургійного виробництва компоненти; наявність до 10 % вільного та 20-25% оксидного заліза підвищує його комерційну і технологічну цінність (у заскладованих масивах конвертерних шлаків міститься близько 250 тис. т металу). Ці шлаки можна застосовувати в таких основних напрямках: в сільському господарстві; в якості вапнякових добрив, тому що шлаки мають мікроелементи, які благотворно впливають на ріст рослин; як компонент шихти для одержання клінкеру; як сировинну складову частину у виробництві цементу; для отримання абразивного материалу; разом з іншими відходами у виді брикетів для плавильних агрегатів.



	2006	2007	2008	роки
утворення	660,1	680,5	584,5	
утилізація	272,4	252,0	249,9	

Рис. 5. Співвідношення утворення та утилізації сталеплавильних шлаків

На комбінаті постійно проводиться робота по зниженню техногенного впливу на навколишнє середовище шляхом екологізації технологічних процесів виробництва. В рамках розробленої стратегії розвитку підприємства корпорацією «ІСД» разом з спеціалістами комбінату впроваджуються маловідходні технології. Що стосується конвертерних шлаків, з 2008 року була введена в експлуатацію щокова дробарка, яка дозволяє фракціонувати шлак до 40 мм і максимально використовувати в агломераційному виробництві.

Таким чином, металургійні шлаки мають великий набір коштовних фізико – хімічних і технологічних властивостей, причому вся продукція шлакопереробки економічно вигідна, тому потенційні області їхнього застосування в найближчому майбутньому будуть розширюватися при вдосконаленні технології й організації шлакопереробки. Це дозволить утилізувати не тільки всі шлаки поточного виходу, але й відвалів, і вирішити важливу комплексну народногосподарську, екологічну й соціальну проблеми.

Комплексність вирішення питань вдосконалення організаційно-економічного механізму в сфері поводження з відходами зумовлює потребу щодо координації дій багатьох ланок управління: правового, організаційного, економічного та процесів реформування на державному, регіональному і місцевому рівнях.

Нами в роботі на прикладі виконаного аналізу діючих та перспективних заходів по вирішенню наведеної проблеми підприємства з доменними та сталеплавильними відходами розроблено рекомендації щодо удосконалення системи управління та поводження з відходами взагалі, а саме:

- *Удосконалення правового механізму.* Доцільно розробити єдину систему поводження з відходами, а на регіональному рівні акти, які повинні встановлювати єдине тлумачення нормативно - законодавчого поля у рамках конкретного регіону, враховуючи його соціально-економічні і природні особливості, що сприятиме більш ефективному виконанню загальнодержавної політики у сфері поводження з відходами. .

- *Удосконалення економічного механізму.* Розробити та запровадити в практику економічний механізм, спрямований на стимулювання використання вторинних ресурсів, та механізм заохочувального характеру, наприклад, звільнення від оподаткування екологічних фондів та природоохоронного майна, штрафи за екологічні правопорушення спрямовувати на вирішення природоохоронних проблем, надавати кредити на виконання заходів по зменшенню кількості накопичених відходів та розробляти заходи щодо впровадження інвестиційних програм у сфері поводження з відходами.

- *Удосконалення організаційного механізму.* Одним із найбільш перспективних напрямів щодо організації управління відходами є формування сучасної матеріально-технічної бази у сфері переробки відходів і створення автоматизованого інформаційного банку даних відходів. Інформаційна система має складатися з науково-методичного забезпечення (нормативно - правова база, що регулює поводження з відходами України), справочно – інформаційного забезпечення (інформація про вітчизняний та зарубіжний науково – технічний потенціал, відомості про наявність ефективних технологій поводження з відходами, про фірми, що займаються збором, переробкою й реалізацією відходів). Банк даних повинен вміщувати інформацію про обсяги відходів та джерела їх утворення, напрямки використання, ліміти, розміри плати, фізико-хімічні властивості та клас токсичності, відомості про полігони, шламо - і хвостосховища, місця знешкодження та видалення відходів на рівні підприємства, регіонів; про техніко - економічні показники виробництв – забруднювачів. Рекомендується створювати інформаційні, мультимедійні програми для візуалізації проблем відходів міста та систематичне обновлення і доступність інформації .

Висновки. Наведені дані дозволяють зробити висновок, що одним із пріоритетних напрямів мінімізації накопичення промислових відходів є повернення їх у виробництво з метою вилучення цінних компонентів і використання як вторинних ресурсів. Крім того, і перш за все, доцільно організовувати територіально – виробничі комплекси, де відходи одних виробництв повністю чи частково будуть сировиною для інших. Для впровадження нових ефективних сучасних технологій утилізації та знешкодження відходів необхідно знайти оптимальні рішення щодо управління та поводження з відходами, що дозволить зменшити вплив на навколишнє природне середовище і отримувати реальний прибуток від їх використання.

Список літератури

1. Основи промислової екології та охорони навколишнього середовища / [Огурцов А.П., Мамаєв Л.М., Волошин М.Д. та ін.]; під ред.М.Д. Волошина, С.Х.Авраменко . - К.: ІЗМН МОН України, 1997. – 250 с.

2. Зубов В.Н. Открытое акционерное общество «Днепровский металлургический комбинат имени Ф.Э.Дзержинског». Производственно - техническая структура и характеристика комбината .- Дніпродзержинськ: ГКПП України , 2001. – 35 с.

3. Екологічне управління / [Шевчук В.Я., Саталкін Ю.М., Білявський Г.О. та ін.] – К.: Либідь, 2004.- 432 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Зберовським О.В.
Надійшла до редакції 03.11.10

УДК622.807:628.511.2

© А. В. Зберовский, О. Г. Гоман, С.Д. Баранов

МОДЕЛЬ ФОРМИРОВАНИЯ И РАЗВИТИЯ ГАЗОЖИДКОСТНОЙ СТРУИ В КАРЬЕРЕ

В работе приведена методика расчета взаимодействия турбулентной газожидкостной реактивной струи с наклонной преградой в карьере.

У роботі наведена методика розрахунку взаємодії турбулентного газорідинного реактивного струменя з похилою перешкодою у кар'єрі.

The method calculation of co-operation the turbulent gas-liquid reactive stream is in-process resulted with a sloping barrier in a open-cast.

Введение. В глубоких карьерах горнорудной промышленности пылегазовый режим на рабочих площадках превышает предельно допустимые концентрации вредных веществ в десятки раз, а загрязненный карьерный воздух является источником загрязнения окружающей среды. В этой связи подавление и нейтрализация пылегазовых выбросов в карьере является актуальной социальной и экологической задачей. Среди известных средств, обеспечивающих решение указанных задач, важное место занимают реактивные струи авиационных двигателей, оснащенные дополнительными устройствами для впрыска воды или другого жидкого агента в зоне выходного сечения. Такого рода установки обеспечивают создание высокоскоростной струи, наполненной мелкодисперсными каплями жидкого агента, которая обладает значительной дальнобойностью, способностью аэрации больших объемов, орошения и пылегазоподавления на значительных площадях. При использовании газожидкостных струй в карьерах для орошения рабочих площадок и экскаваторных забоев, связывания мелких фракций пыли или нейтрализации газовых выбросов оборудования происходит взаимодействие струи с преградой, что сильно влияет на изменение кинематических характеристик исходной струи и изменяет ее несущие способности.

В этой связи **целью исследований** ставилось разработка математической модели формирования и развития газожидкостной струи, а также методов расчета параметров струи при её взаимодействии с преградами в карьере, например, при орошении экскаваторных забоев, площадок складирования, буровых и других рабочих участков и площадей с целью пылегазоподавления.

Изложение основного материала исследований.

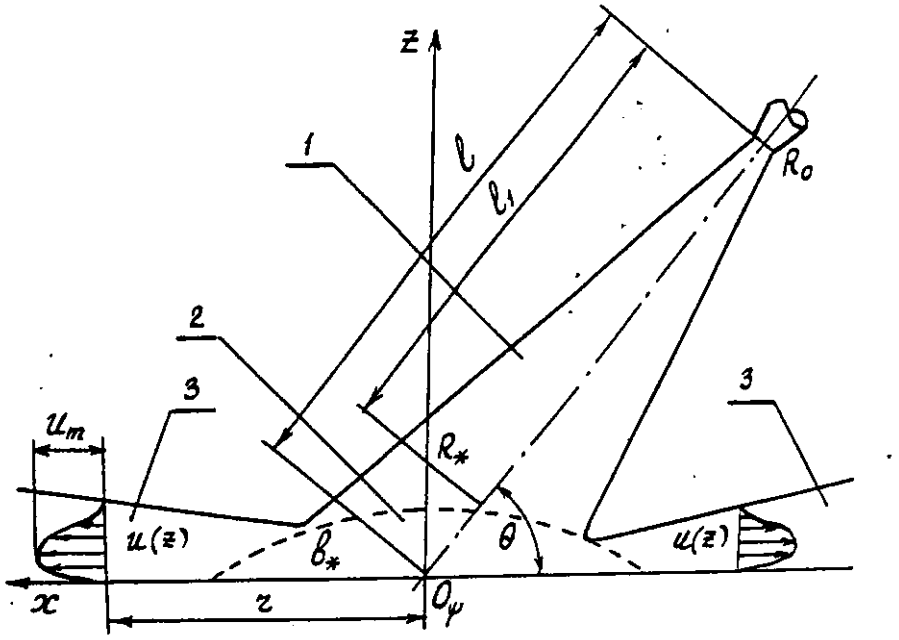
Несмотря на значительные успехи в теории струй, комплекс задач о расчете взаимодействия струй с различными преградами еще не достаточно глубоко проработан и требует своего дальнейшего развития как в теоретическом, так и в эмпирическом плане.

При использовании реактивных газожидкостных турбулентных струй для пылегазоподавления в карьерах, в зависимости от направления ветра в экскаваторных забоях, применяются различные схемы взаимодействия струи с рабочими площадками, уступами и горно-транспортным оборудованием.

Ниже приведена методика расчета взаимодействия турбулентной осесимметричной струи газа (в предположении о его несжимаемости), распространяющегося в неподвижной среде с той же (или близкой) плотностью, с наклонной бесконечной преградой. Методика основана на использовании экспериментальных данных [1], [2] и несколько видоизменена нами с целью упрощения расчета.

Взаимодействие струй с преградами, расположенными под прямым углом к набегающей струе, рассматривалось в работах [1] и [3]. В работе [4] представлены измерения скоростных напоров в плоскости симметрии струи, соударяющейся под произвольным углом с плоской преградой.

Течение в струе, соударяющейся с наклонной преградой условно можно разбить на три зоны: свободная струя, зона разворота и струя, стелющаяся по преграде (рис. 1).



1 – набегающая свободная струя; 2 – зона разворота потока;
3 – стелящаяся по преграде струя.

Рис. 1. Схема наклонного взаимодействия струи с бесконечной преградой.

Как показали опыты, выполненные в [1, 2], статическое давление по оси свободной струи вплоть до зоны разворота практически не отличается от давления на оси обычной затопленной струи, т.е. вплоть до зоны разворота параметры течения в струе подчиняются обычным закономерностям, изложенным в [5].

В зоне разворота имеет место сложное пространственное течение, которое характеризуется значительным изменением давления и большой кривизной линий тока. Сама зона имеет поперечный размер порядка диаметра свободной струи в месте (точке O_ψ) соприкосновения струи с преградой.

На рис. 2 приведена эпюра безразмерного статического давления в зоне разворота для осесимметричной струи с параметрами θ=45°, $\bar{l}=l/R_0$=20 (R_0 – радиус выходного сечения сопла) вдоль различных лучей ψ=0° (течение впе-

ред), ψ=90°, 270° (боковое растекание) и ψ=180° (возвратное течение). Коэффициент избыточного давления $\overline{P}$ отнесен к тому скоростному потоку $\rho\frac{W_m^2}{2}$ который был бы в точке O_ψ в свободной струе при отсутствии препятствия.

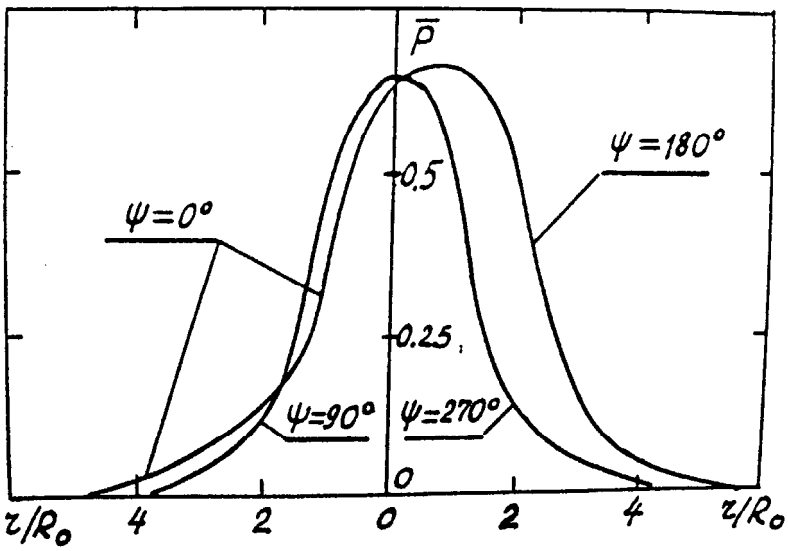


Рис. 2. Распределение давления по преграде при наклонном набегании на нее струи ($l=l/R_0=20;\ \theta=45°$)

Примерный радиус струи на расстоянии l от среза сопла равен:

$$\frac{R_{CT}}{R_0}=\left(R_0+0{,}22\cdot l\right)/\ R_0$$

где коэффициент c = 0,22 – стандартное значение коэффициента расширения струи на основном участке, т.е.

$$\frac{R_{CT}}{R_0}=5{,}4$$

Из графика рис. 2 видно, что в зоне разворота при r/R_0 ~5 статическое давление близко к атмосферному, что и позволяет считать, что размер зоны разворота $r_{з.р}$ примерно равен радиусу струи в точке O_ψ.

Область течения стелющаяся по поверхности преграды, характеризуется постоянным давлением (как по высоте струи, так и по ее длине), практически равным атмосферному. Движение в этой области носит радиальный характер; оно происходит таким образом, как если бы оно распространялось из цилиндрического источника, центр которого смещен относительно точки пересечения оси струи с преградой (точки O_ψ на рис. 4).

Результаты замера распределения радиальной компоненты по вертикали в различных точках преграды, показали, что профили скорости в координатах $\overline{U}=\frac{U}{U_m}$ и $\overline{z}=\frac{z}{z_{0,5}}$ являются подобными, где U_m – максимальное значение ско-

рости на данной вертикали, $z_{0,5}$ – полутолщина стелющейся струи (расстояние по нормали от преграды до точки, в которой $U=0,5U_m$). Причем, при $z \geq \delta$ профиль удовлетворительно описывается формулой Шлихтинга

$$\overline{U} = \left(1 - \xi^{3/2}\right)^2, \tag{1}$$

а при $z \geq \delta$

$$\overline{U} = \left(z / \delta\right)^{1/n}, \tag{2}$$

где δ – толщина пограничного слоя,

$$\xi = \frac{z - \delta}{b - \delta}, \tag{3}$$

b – толщина струи;

n – показатель, равный $n \approx 10$ (по данным [6]).

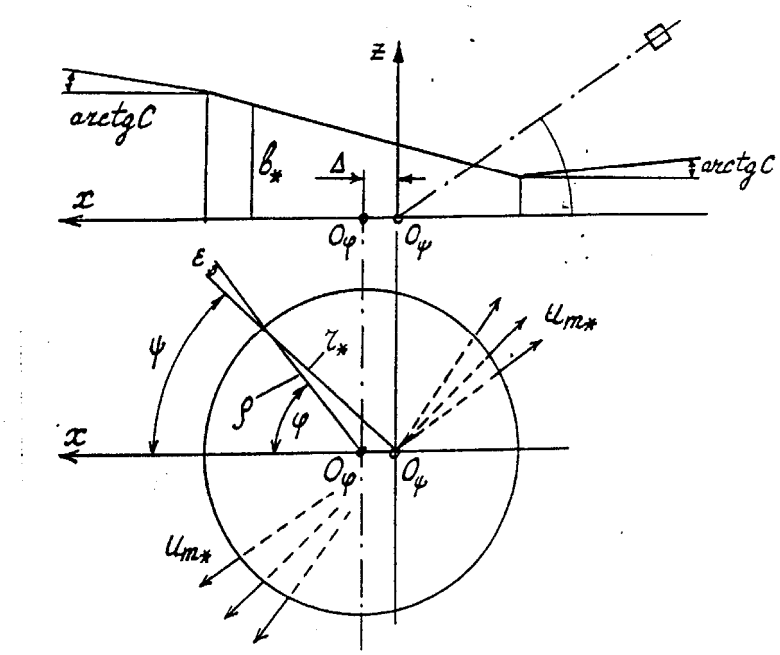


Рис. 3. Схема геометрии зоны разворота стелящейся струи

С удалением от центра распространения струи (точки O_ψ) толщина струи, при каждом фиксированном значении ψ, нарастает по линейному закону

$$\frac{b - b_н(\psi)}{r - r_н(\psi)} = c, \tag{4}$$

где $b_н(\psi)$ и $r_н(\psi)$– некоторые начальные значения толщины струи и радиуса.

Относительно константы c данные экспериментов несколько противоречивы: от значения c=0,22 (что соответствует закону расширения свободной струи) до величины c=0,16, полученной в опытах [1, 2]. Из этих же опытных

данных также следует, что угол наклона границ струи по отношению к плоскости преграды, равный $arctg\, c$, не зависит от угла соударения θ и угла ψ.

Выполненные экспериментальные данные положены в основу схемы течения, которая позволяет осуществить приближенный расчет зоны разворота и стелющейся струи. Основные положения этой схемы состоят в следующем:

– после зоны разворота течение реализуется в такой форме, которая имела бы место при истечении из кольцевого источника, образуемого круговым цилиндром переменной высоты b_*;

– центр источника O_φ смещен относительно точки O_ψ (точки пересечения оси струи с плоскостью экрана) на величину Δ;

– максимальная скорость на выходе из источника одинакова по всем направлениям и равна U_{m*};

– истечение происходит в направлении радиусов, проведенных из точки O_ψ;

– верхнее основание источника, согласно опытным данным, приближенно представляет плоскость, наклоненную к плоскости экрана под некоторым углом (т.е. верхнее основание источника представляет собой косой срез цилиндра).

Из этих положений следует, что высота образующих кольцевого источника в зависимости от направления распространения выражается формулой

$$b_*=A+B\cos\varphi\,, \qquad (5)$$

где угол φ отличается от угла ψ на величину ε (которая зависит от ψ). Радиус цилиндрического источника ρ не равен радиусу свободной струи R_* при подходе к плоскости преграды.

$$\rho=kR_* \qquad (6)$$

Величина k является опытной константой. Она определялась из условия наилучшего соответствия величин b_* и r_* в соотношении (4) и оказалась равной k= 1,5.

Таким образом для определения течения на выходе из зоны разворота необходимо определить три геометрических параметра A, B и Δ, которые зависят от угла соударения струи с плоскостью θ, формы профиля продольной скорости в свободной струе перед зоной разворота, и один кинематический параметр U_{m*}, который зависит от величины и распределения скорости W в свободной струе на выходе в кольцевой источник.

Параметры струи непосредственно перед зоной разворота определяются по известным закономерностям свободной струи [5].

Используя геометрические соотношения, законы сохранения массы, импульса и кинетической энергии, а также профили подобия для скоростей, расчет можно свести к следующей процедуре.

Введем следующие обозначения

$$U_*\left(z\right)=U_{m*}f\left(\bar{z}\right), \qquad \bar{z}=z\,/\,b_*\,, \qquad (7)$$

$$W_*(z) = W_{m*} f_0(\overline{R}), \qquad \overline{R} = R / R_* , \tag{8}$$

$$U_{m*} = \alpha W_{m*}, \qquad \overline{\Delta} = \frac{\Delta}{\rho}, \quad I_j = \int_0^{\pi} \frac{cos^j \varphi d\varphi}{\sqrt{1 + 2\overline{\Delta} cos\varphi + \overline{\Delta}^2}}, \tag{9}$$

$$\overline{A} = k\frac{A}{R_*}, \ \overline{B} = k\frac{B}{R_*}, \quad k = \frac{\rho}{R_*} , \tag{10}$$

где R – радиальное расстояние от оси свободной струи до произвольной точки; R_* – граничный радиус струи перед зоной разворота; W_{m*} – максимальная скорость на оси струи перед зоной разворота; U_{m*} – максимальная скорость на выходе из кольцевого источника (не зависит от φ); $f(\overline{z})$– профиль скорости на выходе из кольцевого источника; $f_0(\overline{R})$– профиль скорости в свободной струе в месте входа в зону разворота;

Формулы для расчета необходимых параметров имеют вид

$$\alpha = \left(\int_0^1 \overline{f_0}(\overline{R})\overline{R}\, d\overline{R} \int_0^1 f(\overline{z}) d\overline{z} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\int_0^f f_0(\overline{R})\overline{R}\, d\overline{R} \int_0^1 f^3(\overline{z}) d\overline{z} \right)^{-\frac{1}{2}}, \tag{11}$$

$$\beta = 2\left(\int_0^1 f_0(\overline{R})\overline{R}\, d\overline{R} \right)\left(\int_0^1 f(\overline{z}) d\overline{z} \right)^{-1} , \tag{12}$$

$$\gamma = 2\left(\int_0^1 f_0{}^2(\overline{R})\overline{R}\, d\overline{R} \right)\left(\int_0^1 f^2(\overline{z}) d\overline{z} \right)^{-1} , \tag{13}$$

$$\overline{\Delta} = cos\theta \left(2\int_0^1 f_0(\overline{R})\overline{R}\, d\overline{R} \right)^{1/2} , \tag{14}$$

$$\overline{A} = \frac{\beta\pi}{2\alpha\left(I_0 - \overline{\Delta} I_1\right)}, \quad (\text{при } \overline{\Delta} < 0{,}6: \quad \overline{A} \sim \frac{\beta}{2\alpha}), \tag{15}$$

$$\overline{B} = \frac{-\overline{A}\left(\overline{\Delta} I_0 + I_1\right) + \frac{1}{2}\pi\gamma\, cos\theta\, \alpha^{-2}}{\left(I_2 - \overline{\Delta} I_1\right)} , \tag{16}$$

$$b_* = A + B cos\varphi , \tag{17}$$

Особенность расчета состоит в том, что заранее положение верхнего основания кольцевого источника неизвестно. Поэтому, сначала расчет параметров на входе в источник определяется по формулам для расстояния от среза сопла до экрана (по расстоянию l, рис. 1). Затем по формулам (10) – (17) определяются геометрические параметры кольцевого источника. Полученные результаты используются для определения положения этого источника в первом приближении, что позволяет уточнить расстояние до источника (расстояние l_1 на рис. 1) и затем повторить расчет по формулам (10) – (17). Этого приближения обычно достаточно для расчета.

При расчете параметров струи перед зоной разворота можно пользоваться обычными формулами теории затопленной струи в несжимаемой жидкости, а именно, если зона разворота приходится на основной участок струи, то:

$$\frac{W_{m*}}{W_{m0}} = k_3 \frac{l}{R_0}, \quad \frac{R_*}{R_0} = k_2 \frac{l}{R_0}, \tag{18}$$

Здесь k_2=0,22, k_3 = 12,4

Если зона разворота находится настолько близко к преграде, что попадает на начальный участок струи, то видоизменение расчета заключается лишь в том, что в поперечном сечении струи нужно учесть наличие ядра потока. Подробные формулы для этого случая приведены в [5].

Дальнейший расчет стелющейся струи состоит фактически в расчете максимальной скорости U_m на каждом луче r и использовании в каждом вертикальном сечении некоторого универсального профиля.

В результате использования основных законов механики для элемента жидкости, движущегося в радиальном направлении от точки O_ψ и пренебрежении рядом малых членов, в [5] получена приближенная формула для определения зависимости $U_m(r)$:

$$U_m^2 = \alpha^2 W_{m*}^2 \frac{r_*}{r}\left[1 + \frac{CK}{\overline{A} + \overline{B}\cos\varphi}\left(\frac{r}{r_*} - 1\right)\right]^{-1}, \tag{19}$$

где, в свою очередь, величины $\cos\varphi$ и r_* определяются из геометрических соображений:

$$r^* = \rho\left(\sqrt{1 + \overline{\Delta^2 \sin^2\psi}} + \overline{\Delta}\cos\psi\right), \tag{20}$$

$$\cos\varphi = -\overline{\Delta}\sin^2\psi + \cos\psi\sqrt{1 + \overline{\Delta^2 \sin^2\psi}}, \tag{21}$$

При этом углом, определяющим направление радиального растекания, является угол ψ, а угол φ является вспомогательной величиной, служащей для описания области разворота.

При встрече с перпендикулярной преградой для максимальной скорости получаем выражение

$$\frac{U_m}{W_0} = \frac{3{,}22\, R_0}{\sqrt{r\left(r + 0{,}288l\right)}}\,, \tag{22}$$

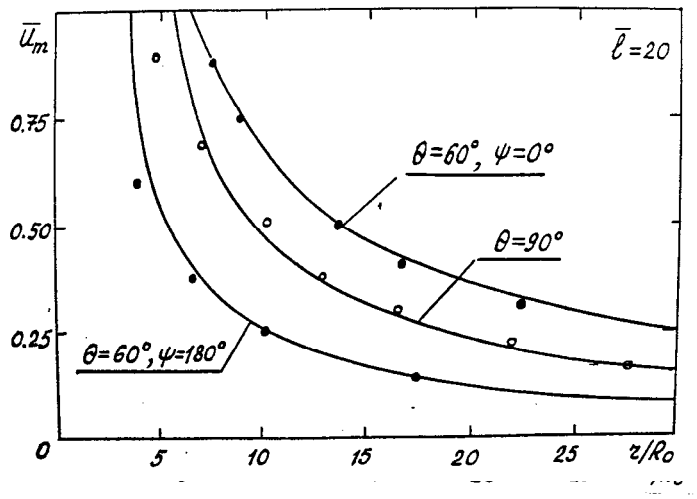
где W_0 и R_0 – скорость в выходном сечении сопла и его радиус.

Для профиля скорости на выходе из кольцевого источника и при дальнейшем распространении струи, стелющейся по преграде рекомендуется использовать профиль Шлихтинга с учетом пограничного слоя, а именно:

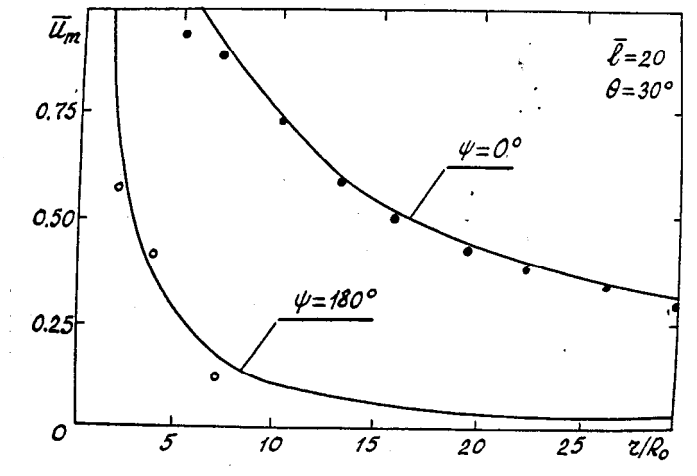
$$\overline{U} = \frac{U}{U_m} = \left(z / \delta\right)^{1/n}, \quad z \le \delta\,, \tag{23}$$

$$\overline{U} = \frac{U}{U_m} = \left[1 - \left(\left(z - \delta\right) / \left(b - \delta\right)\right)^{3/2}\right]^2, \quad \delta \le z \le b\,, \tag{24}$$

Результаты расчетов максимальной скорости в стелющейся по преграде струи, совместно с экспериментальными данными из [2], показаны точками на рис. 4 (а, б). Сопоставление показывает удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментальных данных.



а)



б)

Рис. 4. Зависимость максимальной скорости стелящейся струи от расстояния до центра O_ψ

В заключении отметим, что характерной особенностью стелющейся струи является фактически линейный закон нарастания ее толщины вдоль каждого радиуса с очень быстрым уменьшением величины максимальной скорости U_m профиля скорости по вертикали.

Выводы.

1. Представлена математическая модель формирования и развития газожидкостной реактивной струи в карьере при её взаимодействии с преградами, например, при орошении экскаваторных забоев, площадок складирования, буровых и других рабочих участков и площадей с целью пылегазоподавления.

2. Приведены возможные схемы работы установки по формированию газожидкостной струи для гидрообеспыливания в экскаваторных забоях в зависимости от направления ветра.

3. Разработана упрощенная методика расчета взаимодействия турбулентной осесимметричной струи газа (в предположении его несжимаемости), распространяющегося в неподвижной среде с той же (или близкой) плотностью, с наклонной бесконечной преградой.

4. Показано, что течение в струе, соударяющейся с наклонной преградой, условно можно разбить на три зоны: свободная струя, зона разворота и струя, стелющаяся по преграде.

5. Выявлено, что в зоне разворота газожидкостной струи имеет место сложное пространственное течение, которое характеризуется значительным изменением давления и большой кривизной линий тока. Эта зона имеет поперечный размер сопоставимый с диаметром свободной струи в месте соударения струи с преградой.

6. Выполненные исследования положены в основу схемы течения, которая позволяет осуществить приближенный расчет зоны разворота и стелющейся газожидкостной струи в карьере.

Список литературы

1. Секундов А. Н., Яковлевский О. В. Исследование взаимодействия струи с близкорасположенным экраном //Механика и машиностроение, 1964.- №1.- С. 66-70.

2. Крашенинников С. Ю., Яковлевский О. В. Распространение турбулентной струи, соударяющейся с плоскостью //Известия АН СССР, 1966.- № 4.- С. 3-8.

3. Сычев А. Т. Результаты исследования затопленной турбулентной струи, набегающей на плоскость гладкого потолка //Известия АН СССР, 1964.- Т.7.- 248 с.

4. Структурные течения жидкостей и газов //Тезисы Всесоюзной научной конференции (2-5 июня 1982г., Новополоцк), Ч. 3.- Новополоцк, 1982.- С. 11-32.

5. Теория турбулентных струй /Под. ред Абрамовича.-М.: Наука, 1984.- 716 с.

6. Сакипов З. Б. Теория и методы расчета полуограниченных струй и настильных факелов.- Алма-Ата: Наука, 1978.- 216 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Кременчуцьким М.Ф.
Надійшла до редакції 25.10.10

УДК 622.458:622.854

© А.В. Зберовский, Б.Е. Собко, В.В. Задорнова

ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НАПРАВЛЕННОГО МЕТАНИЯ ЖИДКОГО АГЕНТА ВЗРЫВОМ ПРИ ПЫЛЕГАЗОПОДАВЛЕНИИ В КАРЬЕРАХ

Рассмотрен способ пылегазоподавления направленным метанием жидкого агента взрывом. Представлен расчет гидродинамических параметров жидкого агента для локализации и нейтрализации динамического и температурного потенциала пылегазового облака при взрывных работах в карьерах.

Розглянуто спосіб пилогазоподавлення спрямованим метанням рідкого агента вибухом. Представлено розрахунок гідродинамічних параметрів рідкого агента для локалізації та нейтралізації динамічного і температурного потенціалу пилогазової хмари під час підривних робіт у кар'єрах.

The way a dust-gas suppression by the directed throwing of the liquid agent by explosion is considered. Calculation of the hydrodynamical parameters the liquid agent for localization and neutralization of dynamic and temperature potential a dust-gas cloud at explosive works on the opencast is presented.

Основным технологическим процессом добычи полезных ископаемых на карьерах в скальных горных породах является их взрывная отбойка, которая сопровождается выделением большого количества пыли и газа. Количество образующейся при взрыве пыли и ее дисперсность изменяются в широких пределах и зависят от типа и крепости горных пород взрываемого массива, степени их обводненности, удельного расхода промышленных взрывчатых веществ (ВВ) и др.

Мельчайшие частицы пыли приводят к существенному загрязнению атмосферы карьеров и прилегающих к ним районов. Известно, что наибольшая крупность пылинок, попадающих в легкие человека, обычно не превышает 10 мкм. Наибольшую опасность для человека в соответствии с санитарными нормами представляют пылевые частицы размером порядка 1 мкм, приводящие к такому заболеванию, как силикоз. Основные причины, приводящие к заболеванию пневмокониозом в карьерах, связаны с уровнем концентрации пыли и ее дисперсностью, периодичностью ее вдыхания, а также содержанием в ней свободного диоксида кремния, наличием адсорбированных газов (оксидов углерода и азота, альдегидов и др.) на поверхности пыли. Содержание свободного диоксида кремния в витающей пыли на различных карьерах колеблется в широких пределах: 20-50 % на карьерах Кривбасса и 1-10 % на карьерах Курской магнитной аномалии. Концентрация СО в верхней части пылегазового облака (ПГО) достигает 0,03-0,04 %, оксидов азота – 0,007 %, а пыли – порядка 2000 мг/м^3.

В этой связи задача пылеподавления и нейтрализации пыли и вредных газов при взрывных работах на карьерах является важной и актуальной.

Нами предложен новый способ подавления пылегазовых выбросов от взрывных работ в карьерах, который заключается в использовании энергии

гидроудара, направленного метания агента взрывом, локализации и нейтрализации динамического и температурного потенциала пылегазового облака в момент его зарождения и формирования над взрываемым блоком. При этом за счет активного разрушения оболочки пылегазового облака и внедрения в его эпицентр жидких теплопылеподавляющих агентов и пылегазоподавляющих составов, обеспечивается осаждение и рассеивание пылегазового выброса в атмосфере карьера без выброса в окружающую среду.

Сущность способа пылегазоподавления направленным метанием жидкого агента взрывом заключается в создании активных преград из жидких пылегазоподавляющих агентов в момент образования и распространения в атмосфере пылегазового облака при производстве взрывных работ. Активность подавления создают за счет направленного выброса агентов взрывом специальных зарядов из открытых емкостей, которыми могут служить открытые водоемы, специальные горные выработки, металлические сварочные конструкции и т.п., расположенные на площадках уступов карьера, вблизи взрываемого блока.

Для оценки гидродинамических полей, возникающих при взрыве заряда ВВ в жидкой среде, авторы [1-3] рекомендуют использовать математический аппарат по расчету взрывов сферических зарядов в безграничной жидкости с учетом отражения ударных волн от плоской твердой и свободной границ.

Для расчета устройств активного пылегазоподавления при метании жидкого агента из емкости взрывом определялись следующие параметры:

- скорость выброса агента из емкости устройства;
- дальность выброса агента;
- прочностные характеристики емкости устройства.

Основным гидродинамическим параметром при взрыве заряда ВВ в воде является давление на фронте распространяющейся ударной волны $P_ф$. Величина $P_ф$ является функцией от $r=r/R_{сз}$, где r – расстояние от точки наблюдения до центра заряда ВВ, м $R_{сз}$ – радиус эквивалентного сферического заряда $R_{сз} = 0{,}053 \cdot \sqrt[3]{Q_i}$, м

$$P_ф.=\gamma_i f(r) \qquad (1)$$

$\gamma_i = (Q_i/ Q_T)^{0,375}$, где Q_i – удельная энергия используемого ВВ, ккал/кг; Q_T = 1000 ккал/кг – удельная энергия тротила.

Зависимость (1) может быть получена путем численного моделирования уравнений гидродинамики или экспериментальным путем.

На рис. 1 представлена зависимость $P_ф$ от $r/R_{сз}$ при взрыве заряда ВВ в воде (пересчитанная для ВВ аммонитовой группы), полученная в результате численного моделирования авторами [4], а также значения $P_ф$, полученные по эмпирической формуле Коула [1]:

$$P_ф = A\left(G^{1/3}/r\right)^{1,13} = 14700/\bar{r}\cdot\gamma_i \qquad (2)$$

Из рис.1 видно, что в диапазоне 5<r<20 значения $P_ф$, рассчитанные по теоретической и экспериментальной зависимости хорошо согласуются между собой.

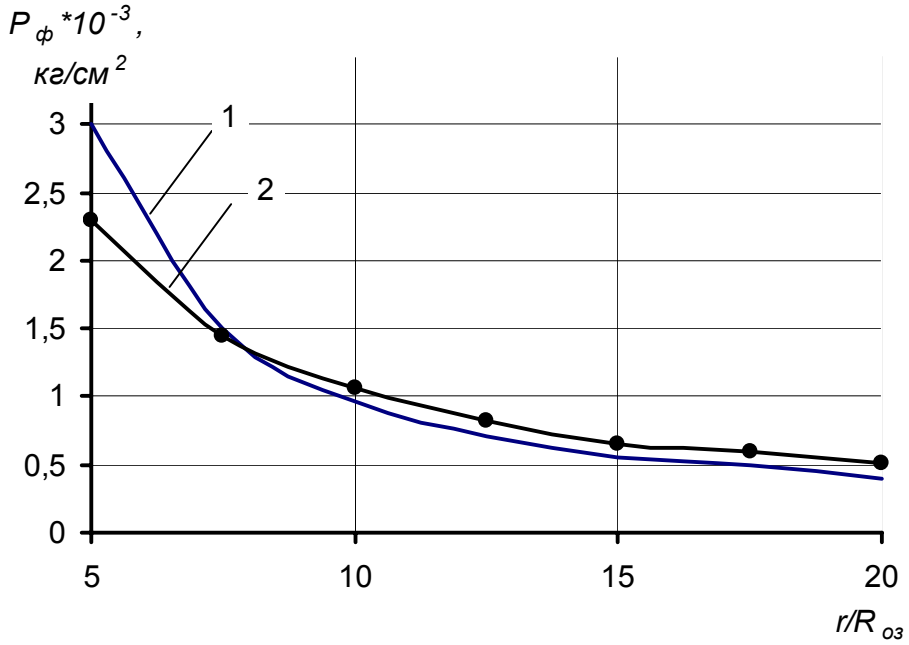


Рис. 1. График изменения давления $P_ф$ на фронте подводной ударной волны

1 – изменение давления, полученное по численным данным из [4];

2 – изменение давления, полученное по эмпирической формуле Коула [1]

К основным параметрам жидкости за фронтом ударной волны относятся: плотность $\rho_ф$, скорость движения частиц $U_ф$, скорость движения ударной волны в жидкости N. Отмеченные параметры могут быть выражены через давление на фронте $P_ф$ по следующим формулам, вытекающим из законов сохранения масс, импульса и энергии ударной волны [3]:

$$\frac{\rho_ф + B}{P_ф^n} = \frac{\rho_o + B}{P_o^n} \qquad N = \sqrt{P_ф / P_o\left(1 - \frac{\rho_o}{\rho_ф}\right)} \qquad U_ф = \sqrt{P_ф / P_o\left(1 - \frac{\rho_o}{\rho_ф}\right)}, \qquad (3)$$

где $P_ф$ и $\rho_ф$ – давление и плотность жидкости в исходном состоянии; B – 3045 кг/см^3 , n = 7,15 – параметры уравнения состояния воды в форме Тэта [3].

При прямом падении ударной волны на свободную поверхность, скорость частиц этой поверхности ($U_{св.п.}$) удваивается по сравнению со скоростью частиц за фронтом ударной волны ($U_ф$) [3]:

$$U_{св.п.} = 2U_ф = 2\frac{\rho_o P_ф}{nB}, \text{ м/с.}$$

Рассчитанные на основании этого свойства значения скорости частиц свободной поверхности непосредственно над местом расположения заряда ВВ и в зависимости от типа ВВ, его веса и глубины погружения в жидкость, представлены на рис .2. Из рис. 2 видно, что скорость частиц свободной поверхности при глубине погружения заряда равной 0,5 м и его массе 10 кг достигает более500 м/с, а при массе заряда ВВ 50 кг – более 1000 м/с. Однако время существования такой скорости крайне мало (1-2 мс), что не позволяет судить о фактической скорости выброса частиц жидкости из емкости.

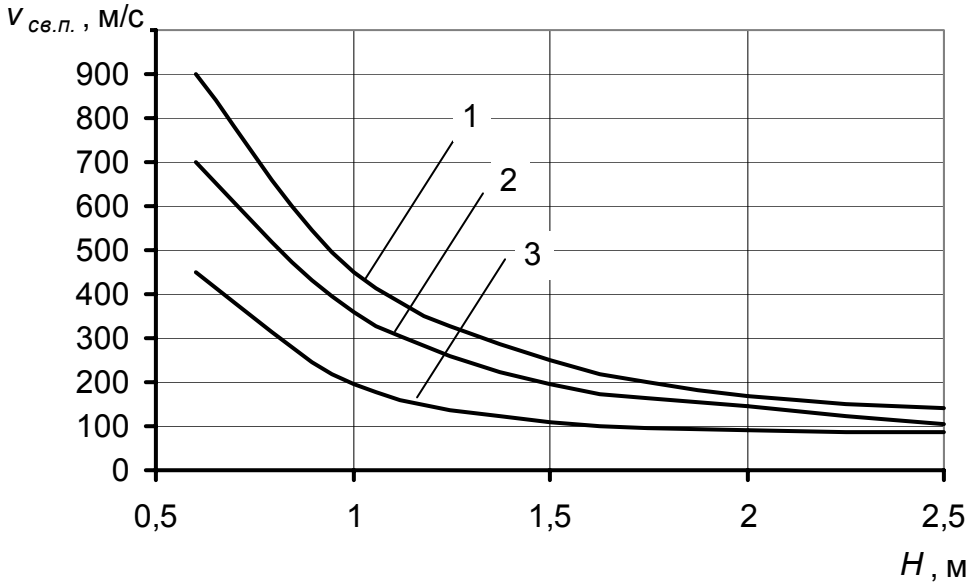
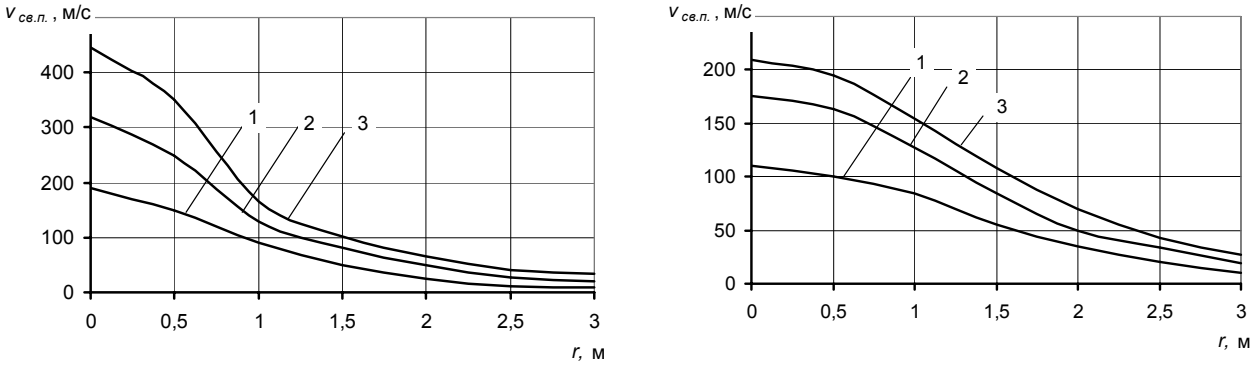


Рис.2. Графики изменения скорости движения частиц свободной поверхности жидкости в зависимости от глубины погружения заряда ВВ
1 – масса заряда ВВ = 50 кг; 2 – масса заряда ВВ = 30 кг;
3 – масса заряда ВВ = 10 кг

Расчет скорости выброса частиц свободной поверхности при взрыве заряда выброса в тех точках, к которым ударная волна приходит наклонно, представлены на рис. 3. Необходимо отметить, что представленные на рис 3 значения $U_{св.п.}$ при разных значениях времени, т.е. к тем моментам времени, когда ударная волна приходит в данную точку свободной поверхности в пределах радиуса r.



а) при Н=1 б) при Н=1,5

Рис. 3. Графики изменения скорости движения частиц свободной поверхности жидкости при различных значениях глубины погружения заряда ВВ и радиуса струи выброса
1 – масса заряда ВВ = 10 кг; 2 – масса заряда ВВ = 30 кг;
3 – масса заряда ВВ = 50 кг

Анализ полученных результатов показывает, что скорость выброса частиц со свободной поверхности сильно уменьшается при увеличении расстояния от оси струи. Например, при массе заряда выброса равного 10 кг и глубине его погружения в жидкость на 1 м, значения скорости $U_{св.п.}$ на оси струи достигают 200 м/с, а на расстоянии 1,5м от оси струи значения скорости $U_{св.п.}$ уменьшаются в 4 раза и достигают 50 м/с (рис. 3 а). Следует отметить, что хотя периферийные части струи имеют значительно меньшую скорость, чем ее центральная часть, импульс распределяется более равномерно по поперечному сечению струи за счет увеличения площади поперечного сечения, занятого периферийными участками струи.

Интегрирование данных, представленных на рис. 3 позволило получить формулу для определения средней скорости выбросов частиц жидкости при взрыве заряда ВВ в емкости:

$$U_B = \sqrt{\frac{2}{r^2}\int_0^r U_{св.п.}^2 r\,dr}\ , \text{м/с} \qquad (4)$$

Значения U_B, рассчитанные по формуле (4) для струи радиуса r заряда ВВ выброса, массой 10 кг при различной глубине погружения в емкости от 0,5 до 1,5 м представлены на рис.4. Анализ полученных данных показывает, что максимальные значения средней скорости U_B (более 500 м/с) достигают при глубине погружения заряда ВВ, равной 0,5 м. При глубине погружения заряда -1,5 м значения U_B одинаковы по всему поперечному значению емкости. Необходимо отметить, что чем глубже погружен заряд ВВ, тем большая часть жидкости будет выбрасываться. В точках на свободной поверхности жидкости, при значениях радиуса r более 1,5 м глубина погружения заряда фактически не влияет на скорость выброса жидкости из емкости. Это позволяет проектировать необходимые габаритные размеры емкости, при которых достигается наибольшая эффективность выброса жидкого агента.

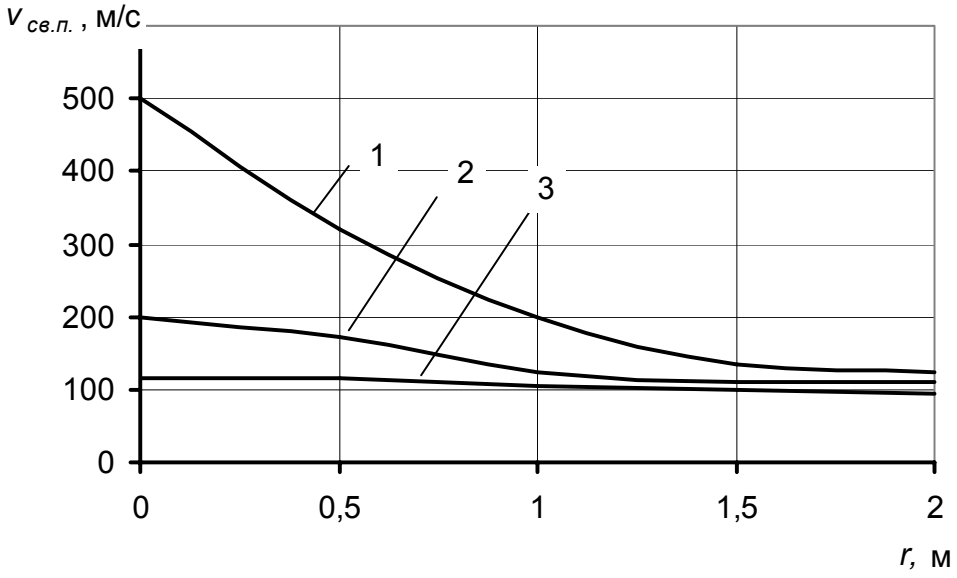


Рис.4. Графики изменения средней скорости выброса жидкости из емкости
1 – Н=0,5 м; 2 – Н=1,0 м; 3 – Н=1,5 м

Для оценки высоты метания жидкости при взрыве заряда ВВ в емкости принимаем, что выбрасываемая жидкость представляет собой цельную струю. Известно [5], что распределение скорости вдоль оси струи U_m на расстояниях x от начального сечения определяется по формуле:

$$U_m = \frac{12{,}4 r_0}{x} \cdot U_o \qquad (4)$$

где r_0 – радиус начального сечения струи, м; U_0 – средняя скорость в начальном состоянии, м/с. Формула (4) учитывает влияние эффекта размывания струи в окружающей среде и не учитывает влияние силы тяжести. При истечении струи вертикально вверх формула (4) примет вид:

$$\frac{U_m^2}{2} = \left[\frac{12{,}4 r_0}{h} \cdot U_o \right]^2 - gh \qquad (5)$$

где h – высота выброса струи, м; g – ускорение свободного падения.

Разрешая выражение (5) относительно предельной дальности выброса h (дальнобойность струи) получим:

$$h_{пр.} = \sqrt[3]{\frac{12{,}4^2 r_0^2}{2g} U_0^2}\ , \text{ м} \qquad (6)$$

Рассчитанные по формуле (6) предельные значения дальности метания струи $h_{пр.}$, используя вместо значений U_0 значения U_B представлены на рис. 5. Из графика изменения дальности выброса жидкости из емкости видно, что при глубине погружения заряда в емкости, равной 1-1,5 м, массе заряда 10 кг, высота подъема струи достигает 50-60 м (при r_0 = 1-2 м, где $2r_0$ – габаритный размер (ширина) открытой части емкости).

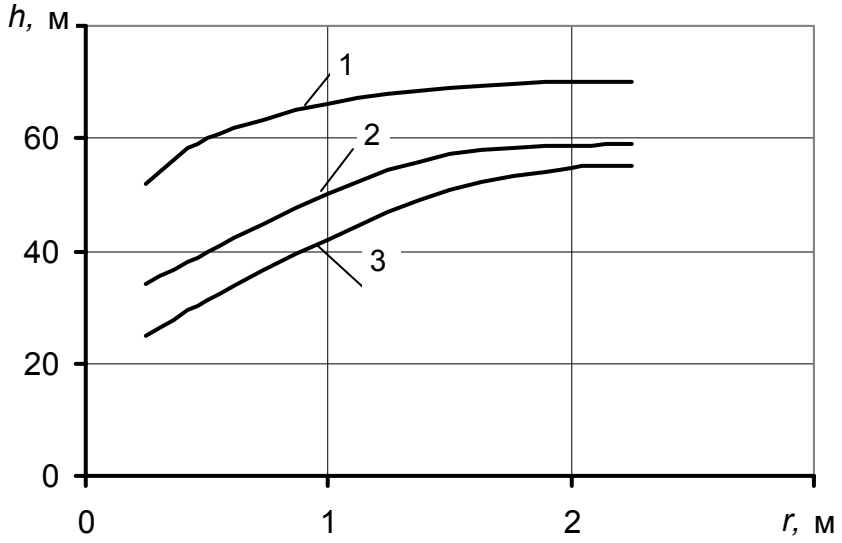


Рис.5. Графики изменения дальности выброса жидкости из емкости
1 – Н=0,5 м; 2 – Н=1,0 м; 3 – Н=1,5 м

Таким образом, предложенная методика расчета скорости и дальности выброса агента из емкости взрывом, позволяет получить значения рабочих параметров при проектировании и использовании устройств активного пылегазоподавления при взрывных работах. Вместе с тем при использовании энергии взрыва для направленного метания жидких агентов из емкости важно правильно выбрать объем заряда ВВ с позиций устойчивости конструкции емкости к воздействию ударных волн и обеспечения требуемых параметров устройства.

Список литературы

1. Коул Р. Подводные взрывы.- М.: ИИЛ, 1950.- 452 с.
2. Ландау Л.Д. Об ударных волнах на дальних расстояниях от места их возникновения.- М.: ПММ, 1954.-Т. IX.- вып. 4.-410 с.
3. Яковлев Ю.С. Гидродинамика взрыва.- Л.: Судпромиз, 1961.-312 с.
4. Стернберг Г.М., Уолкер В.А. Расчет течения и распределения энергии при подводной детонации пектолитовой сферы //Подводные и подземные взрывы.- М. Мир, 1985.-С. 121-151
5. Теория турбулентных струй /Под. ред. Г.Н. Абрамовича.- М.: Наука, 1984.-358 с.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Бойком В.О.
Надійшла до редакції 25.10.10

УДК 81'25:811.112.2 (076.6)

© І.Л. Кабаченко, В.Г. Прутнік

ЛЕКСИКО-ГРАМАТИЧНІ ОСОБЛИВОСТІ НАУКОВО-ТЕХНІЧНОГО СТИЛЮ НІМЕЦЬКОЇ МОВИ

У роботі висвітлено лексико-граматичні проблеми перекладу на основі аналізу німецькомовних оригінальних науково-технічних текстів та їх перекладів українською мовою.

В работе освещены лексико-грамматические проблемы перевода на основе анализа немецкоязычных оригинальных научно-технических текстов и их переводов на украинский язык.

The lexico-grammatical problems of translation, based on the analysis of German original scientific texts and their translations into the Ukrainian are discussed in the article.

Характерні особливості науково-технічної літератури спостерігаються на рівнях лексики, граматики, прагматики та стилістичних ознак. Хоча ці всі ознаки і присутні в будь-якій мові, проте вони не відповідають однозначно одні одним, а у кожній окремій мові виражаються своєрідно. Ця своєрідність має як кількісний, так і якісний характер. Якісна своєрідність виражається в тому, що у різних мовах для передачі тих самих відношень або характеристик вживаються неідентичні засоби мови, іноді лексичні засоби передаються граматичними і навпаки, а кількісна оригінальність виражається у різній частотності вживання тих чи інших лексичних, граматичних і стилістичних засобів.

Лексичні особливості.

- У німецькій мові набули певного поширення термінологічні лексичні лакуни. Їх поява свідчить про особливості локальної культури варіанту та інва-

ріанту того чи іншого етносу. Це, зокрема, такі лексичні одиниці, які можна розглядати в якості термінологічних лакун:

· *Getreide n – зернові культури*

· *Schlepper m – трактор-тягач*

· *Zapfwelle f – вал відбору потужності*

· *Kalkung f – удобрення вапном*

· *Entmisten n – прибирання гною*

- Більшість німецьких термінологічних одиниць при передачі лексичного значення особливостей не мають. Так, наприклад:

· *Auslassventil n – випускний клапан*

· *Einlassventil n – впускний клапан*

· *Bruttoertrag m – валовий збір*

· *Gräser Pl – злакові*

· *Hackfrüchte Pl – коренеплоди*

· *Grünland n – кормові угіддя*

- У німецькій мові термінологізми утворюють складні іменники. Шар складних іменників є досить чисельним. Такі іменники є надзвичайно характерними для німецької мови. Рід складних іменників залежить від основного слова. До цієї категорії іменників належать такі термінологізми, як:

· *Kornfrüchte Pl – зернові культури*

· *Ackerkrume f – орний шар*

· *Drillmaschine f – рядкова сівалка*

· *Flachsraufmaschine f – льонотеребилка*

· *Verbrennungsmotor m – двигун внутрішнього згорання*

· *Futterbasis f – кормова база*

· *Grasmäher m – сінокосилка*

· *Kartoffellegemaschine f – картоплесаджалка*

Граматичні особливості

Поділ труднощів перекладу на граматичні та лексичні є досить умовний, бо у кожній мові граматичне тісно пов’язане з лексичним, і спосіб передачі у перекладі граматичних форм і конструкцій нерідко залежить від їх лексичного наповнення. Однак, звичайно, існують і загальні закономірні відповідники граматичних форм і конструкцій оригіналу та перекладу, викладені нижче.

Граматичні явища німецької мови у сукупності відрізняються від граматичних явищ української, хоча й схожі в окремих відношеннях. Звідси витікають граматичні труднощі перекладу у випадках розходження граматичної будови мов.

До граматичних особливостей німецької мови, що впливають на морфологічно-категорійні трансформації під час перекладу науково-технічних текстів, відносяться такі [1, 2]:

а) розбіжності у будові мови як наборі певних граматичних категорій та форм: німецькі артиклі, наприклад, як категорія означеності/неозначеності, що визначають новизну інформації, невідомі українській мові;

б) різний обсяг змісту подібних конструкцій;

в) відмінні функціональні характеристики, наприклад, різні форми однини та множини;

г) відмінне частотне навантаження активного та пасивного стану, дійсного та мовного способів, інфінітивних конструкцій тощо;

д) різнотипність вираження "формального" підмета та додатка „man", „es", неможливих у структурі українського речення; використання лексичних засобів для вираження граматичних категорій, коли при використанні німецького плюсквамперфекта в українському реченні з'являються "раніше, перед тим, до того";

е) відмінна сполучуваність слів тощо.

До кількісних граматичних особливостей німецькомовної науково-технічної літератури належать:

1) підвищена частотність вживання поширеного означення, пасивної конструкції, конструкцій *"sein + zu + Infinitiv"* та *„haben + zu + Infinitiv"*, деяких прийменників, вказівних займенників (у тому числі й у ролі замінника іменника), генетива, практично цілковите зникнення питальних, спонукальних, неповних речень, відсутність наказового способу, 2-ої особи і ввічливої форми дієслів і відповідних особових і присвійних займенників, еліптизація підрядних речень з метою досягнення мовної економії, підвищена частотність вживання деяких граматичних категорій, наприклад, акузатива, перфекта, сполучень з модальними дієсловами, предикативного означення типу *"sehen, hören, fühlen + Infinitiv"* тощо;

2) збільшення лінійного розміру деяких синтаксичних категорій (поширеного означення і групи іменника в цілому, предикативного означення, речень в цілому).

Такі зміни зумовлені як завданнями стилю наукової підмови, так і письмовим характером останнього.

- У німецькомовній науково-технічній літературі спостерігається часте вживання граматичних конструкцій з пасивним значенням, субстантивованих інфінітивів, віддієслівних іменників, що означають процес, прикметників на *-lich*, *-isch*, *-ig*, *-bar*, кількісних числівників для називання величин вимірювання і пов'язане з цим вживання прийменника *von* для позначення приналежності.
- Нерідко труднощі німецько-українського науково-технічного перекладу зумовлені порушеннями граматичної норми німецької мови: дієслово–присудок може стояти не в кінці підрядного речення; означальне підрядне речення – не одразу після означального слова; порушена "рамкова" конструкція (відокремлюваний префікс стоїть не в кінці речення, а після дієслова, незмінювана дієслівна форма займає не останнє місце в реченні тощо). Під час перекладу необхідно правильно встановити глибинну структуру речення і перекладати його так, ніби цих відхилень у тексті оригіналу не існує [1, 3].
- У німецькій мові більш поширені іменники, утворені від дієслова за допомогою суфікса *–er*, що означають виконавця дії. В українській мові від цілої низки дієслів можна також утворити такі іменники, та від інших дієслів вони не утворюються, оскільки можуть набути статусу невиправданих неологізмів, що порушують лексичну норму української мови. Тому під час перекладу у

73,5% випадків вживається інший іменник, з яким могло б сполучитися це дієслово, та здійснюється трансформація німецького простого речення в українське складнопідрядне речення з підрядним означальним.

- Досить складними для розпізнавання у німецькому науково-технічному тексті є випадки, коли іменник з поширеним означенням не має ані артикля, ані прийменника, внаслідок чого відсутньою виявляється головна ознака, за якою можна з'ясувати межі цього поширеного означення. У такому разі важливо перекладати спочатку саме поширене означення, а лише після нього усі пояснювальні слова.
- При перекладі німецької науково-технічної літератури на українську мову встановлюється обмежене коло лексичних і граматичних явищ, які мають значення для частинної теорії перекладу з німецької мови на українську (наприклад, звороти *haben* і *sein* у дієвідмінюваній формі та *Infinitiv* з часткою *zu*, що виражають зобов'язаність або спроможність; *sich lassen* з *Infinitiv* та ін.).

Хоча переклад подібних явищ загалом однотипний, вибір між декількома близькими один до одного варіантами не виключений. Наприклад:

Dieser Versuch ist anzustellen.	Цей дослід має бути проведений. Та: Цей дослід слід (треба, належить) провести.

Вибір варіанту залежатиме від стилю тексту, співвідношення з сусідніми фразами та ін.

Слід мати на увазі, що відмінність граматичної будови часто викликає необхідність при перекладі передати морфологічну особливість оригіналу засобом синтаксичного або лексичного характеру. Наприклад:

Dieses Gesetz wird nach dem Namen seines Entdeckers das Ohmsche genannt.	Цей закон називається законом Ома на ім'я вченого, що його відкрив.

У німецькій мові більш поширені іменники, утворені від дієслова за допомогою суфіікса *–er*, що позначають виконавця дії *(erzeugen – Erzeuger, erfinden – Erfinder, senden – Sender, schalten – Schalter, entdecken - Entdecker)*. Та якщо в українській мові від цілої низки дієслів можна також утворити отакі іменники («виробляти — виробник, вмикати — вмикач, винаходити — винахідник»), то від інших дієслів (як, наприклад, «відкрити») їх утворити не можна, бо це був би невиправданий неологізм, порушуючий лексичну норму української мови. Тому при перекладі виникла необхідність ужити інший іменник, з яким міг би поєднуватися дієприкметник від дієслова «відкрити». Цим іменником у наведеному вище прикладі є слово «вчений».

Дуже нечасті випадки, коли і в перекладі поширеного речення, і в оригіналі співпадають порядок слів, їхня кількість, граматичні категорії та основні значення.

- Вибір варіанту перекладу. Можна вказати на два основні типи граматичної розбіжності між оригіналом і перекладом:

1. Наявність у німецькому тексті елементів, які не мають формально граматичної відповідності в українській мові (наприклад, категорія артикля та різ-

ниця між визначеним і невизначеним артиклями, складні форми минулих часів у німецькій мові, що не мають відповідності в українській, невизначено-особовий займенник *man* та ін).

2. Наявність в українській мові елементів, які не мають формальної відповідності в мові оригіналу, проте неминуче вживаються при перекладах (наприклад, форма виду дієслова, наявність дієприкметників активного стану минулого часу та пасивного стану теперішнього часу в українській мові за відсутності цих особливостей в німецькій).

При перекладі науково-технічної літератури використовується ціла низка інших можливостей, окрім передбачених елементарною практичною граматикою. Часто в перекладі зберігаються довгі німецькі періоди, повторювані пасивні форми або модальні дієслова, зберігається множина у таких іменників, які українською вживаються лише в однині, часто повторюється частка "б", маловживана в сучасній українській технічній літературі. Дехто, розпізнавши, наприклад, у тексті форму Konjunktiv, намагається перекласти її та в результаті виходить малозрозумілий переклад, який грубо перекручує українську мову. Причини цього полягають, по-перше, у формальному підході до перекладу і, по-друге, у недооцінюванні значення стилю та недостатньому знайомстві з питаннями стилістики.

- Розглядаючи особливості стилю в контексті граматичних складностей при перекладі німецької науково-технічної літератури, відзначимо, що стисліть, точність і ясність стилю досягаються вживанням певних граматичних і лексичних засобів, які, не будучи винятковою приналежністю стилю цієї літератури, у тій чи іншій мірі типові для нього [4-6]. Цю стисліть викладення в німецькій науково-технічній літературі створюють певні синтаксичні звороти, передусім звороти з неособовими (незмінюваними) формами дієслова (наприклад, інфінітивні звороти та відокремлені дієприкметникові звороти, звороти з поширеним означенням). Так, в описі механізмів, процесів, явищ у центрі уваги зазвичай знаходиться не діяльна сила, а об'єкт дії. Звідси велика поширеність пасивних і невизначено-особових конструкцій. Потреба у конкретних речовинних означеннях є причиною широкого вживання в німецькій мові складних іменників типу *Metallfadenlampe*, *Drahtfunknetz* и т. п.

Однією з найтиповіших рис німецької науково-технічної літератури є поширене вживання складних слів.

Характерною є також постійна повторюваність деяких слів. Наприклад, при описі конструкції та устаткування того чи іншого приладдя, приладу, пристрою та їх розташування повторюються такі дієслова, як: *vorsehen, einbauen, anordnen, ausführen, sich eignen, ablesen, versehen, anbringen, vermeiden, aufweisen, einstellen, ermöglichen*; сполучення: *in Verbindung bringen, zur Folge haben, zur Verwendung gelangen, sichtbar machen, in Funktion treten* та ін.

Цікаво, що в інших текстах трапляються ті самі слова. Деякі з них близькі одне до одного за своїм значенням та роллю, тобто є більш менш синонімічними (наприклад: *anordnen, anbringen, vorsehen, einbauen*).

Часто одне з них могло би бути вжите замість іншого. Ці слова варіюють, тобто не одне дієслово вживається в усіх випадках; повторення одного і того ж слова ускладнило би сприймання тексту. Тому і в перекладі необхідно користуватися різними словами, звичайно, не задля стилістичних ефектів, а щоб уникнути накопичення тих же слів і полегшити розуміння тексту.

- Розміри речення. Речення в науково-технічному тексті німецької мови часто бувають довгими та складними за своєю структурою. Але для сучасної німецької вони не так вже й характерні. Поряд із тенденцією перенесення не дієвідмінюваної частини присудка ближче до дієвідмінюваної, має місце і тенденція до скорочування речення. Враження довжини нерідко виникає у зв'язку з тим, що не дієвідмінювана частина присудка в головному реченні та весь присудок у підрядному займають останнє місце, а також у зв'язку з поширеними (розгорнутими) означеннями, що часто зустрічаються.

Особливо ускладнюють сприйняття тексту ті складні речення, де до головного уклинюються одне або кілька підрядних, бо вони роз'єднують звичайно такі елементи речення, які в українській мові ми звикли зустрічати поруч або близько один до одного.

У таких довгих та заплутаних реченнях треба за допомогою граматичного аналізу точно встановити зв'язок між реченнями, між членами речення та лише потім приступати до перекладу. При перекладі необхідні значні відступи від граматичної, зокрема синтаксичної структури оригіналу згідно з нормою української мови. Перебудова речення при перекладі з німецької мови багато в чому визначається необхідністю повної зміни порядку слів за наявності «рамкової конструкції» в оригіналі.

Узагальнюючи все сказане, можна зробити висновок, що при перекладі німецького науково-технічного тексту окремі особливості оригіналу слід підпорядкувати стилістичній нормі книжково-писемної мови, яка є характерною для українського науково-технічного тексту.

Список літератури

1. Бондаренко В.В. Переклад науково-технічної літератури /В.В. Бондаренко, В.В. Дубічинський, В.М. Кухаренко. – Харків, 2006. – 68 с.

2. Кашпер А.И. Перевод немецкой научно-технической литературы: [практическое пособие], изд. 2-е. / А.И. Кашпер. – М.: «Высшая школа», 2000. – 278 с.

3. Практический курс перевода научно-технической литературы (немецкий язык) / [М.М. Макарова, Г.А. Бобковский, Т.С. Сенковская, К.А. Болошина]. – М., 2000. – 460 с.

4. Федоров А.В. Теория и практика перевода немецкой научной и технической литературы на русский язык /А.В. Федоров. – М., 2000. – 127 с.

5. Fickenscher W. Einige Bemerkungen zur Übersetzung wissenschaftlicher Texten aus dem Russischen. // In «Zur Frage der Übersetzung von schöner und wissenschaftlichen Literatur». – Berlin: Verlag Kultur und Fortschritt, 2000. – S. 63—80.

6. Finanzanalyseauszeichnungen // Handelsblatt. Wirtschafts- und Finanzzeitung, Verlagsorte Düsseldorf und Frankfurt, Donnerstag, 2. 7, 2001.

Рекомендовано до публікації д.т.н. Піловим П.І.
Надійшла до редакції 11.10.10

ВІДОМОСТІ ПРО АВТОРІВ

Авраменко Сонія Хабібулівна – к.т.н., с.н.с., доцент каф. Екологія та охорона навколишнього середовища ДДТУ, м. Дніпродзержинськ

Аксенова Ольга Владимировна – аспирантка кафедры транспортных систем и технологий НГУ, г. Днепропетровск

Алексенко Ольга Васильевна – к.т.н., доцент кафедры информатики СумГУ, г. Сумы

Бабенко Татьяна Васильевна – д.т.н., професор каф. программного обеспечения компьютерных систем НГУ, г. Днепропетровск

Баранов Сергей Дмитриевич – зам. финансового директора Вольногорского ГМК,

Бас Константин Маркович – к. т. н., доцент, зав. каф. автомобілів та автомобільного господарства НГУ, г. Днепропетровск

Білан Наталія Валеріївна – к.г.н., доцент кафедри загальної та структурної геології НГУ, м. Дніпропетровськ

Блохін Сергій Євгенович – д.т.н., професор, декан ММФ НГУ, м. Дніпропетровськ

Бойко Владимир Александрович – д. т. н., профессор кафедры АОТ НГУ, г. Днепропетровск

Бойко Олег Александрович – ассистент кафедры автоматизации и компьютерных систем НГУ, г. Днепропетровск

Васильев Дмитрий Леонидович – к. т. н., научный сотрудник, Институт геотехнической механики НАН Украины, г. Днепропетровск

Васильев Леонид Михайлович – д. т. н., профессор, заведующий отделом проблем разрушения горных пород, Институт геотехнической механики НАН Украины, г. Днепропетровск

Васюк Алексей Григорьевич – магистр кафедры транспортных систем и технологий, начальник участка шахты "Павлоградская", г. Павлоград

Волох Юлія Володимирівна – магістр, старший лаборант водної лабораторії ВАТ «Дніпровський меткомбінат»

Гоман Олег Гаврилович – д. физ.-мат. н., профессор кафедры аэрогидромеханики ДНУ, г. Днепропетровск

Денищенко Александр Валерьевич – к.т.н., доцент кафедры транспортных систем и технологий НГУ, г. Днепропетровск

Дидык Ростислав Петрович – д.т.н., профессор, зав. кафедры технологии горного машиностроения НГУ, г. Днепропетровск

Дьячков Павел Анатольевич – ассистент кафедры транспортных систем и технологий НГУ, г. Днепропетровск

Енакиева Ангелина Георгиевна – студентка НГУ, г. Днепропетровск

Заболотный Константин Сергеевич – д.т.н., профессор кафедры горных машин и инжиниринга НГУ, г. Днепропетровск

Зберовский Александр Владиславович – д. т. н., професор, зав. кафедры экологии ДНТУ, г. Днепродзержинск

Иконникова Наталья Анатольевна – ассистент кафедры метрологии НГУ, г. Днепропетровск,

Инкин Александр Викторович – к.т.н., доцент кафедры гидрогеологии и инженерной геологии НГУ, г. Днепропетровск

Ишков Валерий Валериевич – к. г.-м. н., зав. каф. минералогии и петрографии НГУ, г. Днепропетровск

Кабаченко Ірина Леонидівна – доцент кафедри перекладу НГУ, м. Дніпропетровськ

Калініченко Всеволод Олександрович – д.т.н., професор кафедри «Підземної розробки родовищ корисних копалин», КТУ, м. Кривий Ріг

Кіпко Олександр Ернестович – к.т.н., доцент Антрацитівського факультету гірництва та транспорту СНУ ім. В. Даля

Ковров Александр Станиславович – ассистент кафедры экологии НГУ, г. Днепропетровск,

Колосов Дмитро Леонідович – к. т. н., доцент кафедри будівельної, теоретичної і прикладної механіки НГУ, м. Дніпропетровськ

Краснопер В.П.- начальник производственно-технической службы – главный обогатитель Вольногорского ГМК

Кузнецов Георгий Витальевич – д.т.н., професор, зав. кафедры электроники и вычислительной техники НГУ, м. Дніпропетровськ

Курносов Сергей Анатольевич – к.т.н., старший научный сотрудник ИГТМ НАН Украины, г. Днепропетровск

Лазников Александр Михайлович – главный инженер Вольногорского ГМК

Летучий Владимир Викторович – научный сотрудник кафедры открытых горных работ НГУ, г. Днепропетровск
Маевский Анатолий Марьянович – старший научный сотрудник, доцент кафедры открытых горных работ НГУ, г. Днепропетровск
Макарова Тетяна Костянтинівна – асистент кафедри експлуатації гідромеліоративних систем та технології будівництва Дніпропетровського державного аграрного університету
Максимова-Гуляева Наталья Александровна – к.т.н., доцент кафедры гидрогеологии и инженерной геологии НГУ, г. Днепропетровск
Мещанинов Сергей Карминович – д. т. н., с.н.с., профессор кафедры физики НГУ, г. Днепропетровск
Мещеряков Леонид Иванович – д.т.н., доцент кафедры программного обеспечения компьютерных систем НГУ, г. Днепропетровск
Новикова Е.А. – аспирант каф. АОТ НГУ, г. Днепропетровск, Украина
Перетятько Микола Валентинович – асистент кафедри «Підземної розробки родовищ корисних копалин», КТУ, м. Кривий Ріг
Потапенко Александр Алексеевич – инженер ОАО «Краснодонуголь»
Проців Володимир Васильович – к.т.н., доцент кафедри основ конструювання машин і механізмів НГУ, м. Дніпропетровськ
Прутник В.Г. – студентка НГУ, м. Дніпропетровськ
Рева Микола Павлович – к. т. н., доценту кафедри експлуатації гідромеліоративних систем та технології будівництва Дніпропетровського державного аграрного університету
Редчук Анатолій Сергійович – к. хім. н., доценту кафедри хімії Дніпропетровського державного аграрного університету
Рузіна Марина Вікторівна – д.г.н. доцент, професор кафедри геології і розвідки родовищ корисних копалин НГУ, м. Дніпропетровськ
Рутковский Максим Александрович – младший научный сотрудник кафедры горных машин и инжиниринга НГУ, г. Днепропетровск
Рыбалко Анатолий Яковлевич – к. т. н., профессор кафедры систем электроснабжения НГУ, г. Днепропетровск
Самойленко Андрей Анатольевич – к.т.н., доцент каф. автомобілів та автомобільного господарства НГУ, г. Днепропетровск
Симоненко Володимир Іванович – д.т.н., професор кафедри відкритих гірничих робіт НГУ, м. Дніпропетровськ
Слащев Игорь Николаевич – к.т.н., старший научный сотрудник ИГТМ НАН Украины, г. Днепропетровск
Собко Борис Ефимович – д.т.н., старший научный сотрудник, руководитель Учебно-научного центра горных информационных технологий НГУ, г. Днепропетровск
Стефанський Вадим Леонідович – к. г.-м. н., доцент, завідуючий сектором досліджень фанерозою Дніпропетровське відділення Українського державного геологорозвідувального інституту (ДВ УкрДГРІ), м. Дніпропетровськ
Терешкова Ольга Анатоліївна – асистент кафедри загальної та структурної геології НГУ, м. Дніпропетровськ
Ус Юрий Михайлович – инженер, Институт геотехнической механики НАН Украины, г. Днепропетровск
Филимонов Павел Евгеньевич – к.т.н., генеральный директор акционерного предприятия «Шахта им. А.Ф. Засядько»
Фостенко Богдан Александрович – студент СумГУ, г. Сумы
Хівренко Олег Якимович – к.т.н., старший викладач кафедри «Підземної розробки родовищ корисних копалин», КТУ, м. Кривий Ріг
Цикра Александр Анатольевич – к.т.н., зам. генерального директора акционерного предприятия «Шахта им. А.Ф. Засядько»
Ципленков Дмитро Володимирович – к.т.н., доцент кафедри електричних машин НГУ, м. Дніпропетровськ
Юрченко Олег Олегович – младший научный сотрудник кафедры транспортных систем и технологий НГУ, г. Днепропетровск
Ярошик Назар Іванович – студент НГУ, м. Дніпропетровськ
Ясир Юсеф Хуссейн Аль Хатиб – аспирант кафедры программного обеспечения компьютерных систем НГУ, г. Днепропетровск

ЗМІСТ

1. **М.В. Рузина, О.А. Терешкова, В.Л. Стефанский, Н.В. Билан** Перспективы алмазоносности Райгородской толщи палеоцена центрального района украинского щита 5
2. **А.Э. Кипко** К обоснованию физической модели протяженной выработки в зоне геологического нарушения 11
3. **В.В. Ишков** Ванадий, хром и никель в угольных пластах Донецко-Макеевского геолого-промышленного района Донбасса 17
4. **Л.М. Васильев, Д.Л. Васильев, Ю.М. Ус, А.А. Потапенко** Расчет с учетом уравнений равновесия предела прочности образцов горных пород при их разрушении в виде усеченных пирамид.....32
5. **А.М. Лазников, Б.Е. Собко, В.П. Краснопер** К вопросу выбора рациональных землесберегающих технологических схем разработки россыпных титано-циркониевых руд..... 39
6. **В.І. Симоненко Н.І. Ярошик** Організація виймально-транспортувальних робіт на нерудних кар'єрах в сучасних умовах..... 44
7. **С.К. Мещанинов** Исследование надежности функционирования очистного забоя как сложной технической системы..... 51
8. **А.В. Денищенко, П.А. Дьячков, О.О. Юрченко, О.В. Аксенова, А.Г. Васюк** Повышение надежности шахтных канатных дорог на шахте "Павлоградская" 56
9. **А.М. Маевский, В.В. Летучий** Эколого-технологическая оценка способов вскрытия пологих месторождений 61
10. **И.Н. Слащев** Прогноз устойчивости систем комбинированного поддержания подготовительных выработок в сложных горно-геологических условиях глубоких шахт..... 67
11. **В.О. Калініченко, О.Я. Хівренко, М.В. Перетятько** Прогнозування рівня показників вилучення руди методом «Монте-Карло».....77
12. **В.В. Проців** Перевірка адекватності динамічної моделі положенням класичної механіки.....82
13. **А.С. Ковров** Моделирование устойчивости борта карьера с использованием критерия Друкера-Прагера..... 92
14. **К.С. Заболотный, М. А. Рутковський** Исследование процесса торможения многоканатной шахтной подъемной установки со шкивом трения 98
15. **И.Н. Слащев, С.А. Курносов, Н.А. Иконникова, П.Е. Филимонов, А.А. Цикра** Промышленные испытания новых способов и средств повышения несущей способности анкерных систем в неустойчивых породах 111
16. **А.В. Инкин, Н.А. Максимова-Гуляева** Оценка гидродинамических параметров восходящего потока при лифтировании вязкой жидкости 120
17. **Р.П. Дидык** Проблемы повышения ресурса горного оборудования на пути преодоления трибологического барьера..... 127

18. **Б.А. Фостенко, О.В. Алексенко** Моделирование аэродинамических характеристик обтекания автомобиля средствами SolidWorks 133
19. **С.Є. Блохін, К.М. Бас, А.А. Самойленко, Д.В. Ципленков** Покращання динамічних характеристик гібридних силових систем транспортних засобів в гірничої промисловості 141
20. **Г.В. Кузнецов, Л.И. Мещеряков, Т.В. Бабенко, Ясир Юсеф Хусейн Аль Хатиб** Исследование информационных характеристик моментных функций третьего порядка сигналов мгновенной мощности приводов барабанных мельниц 145
21. **В.А. Бойко, О. А. Бойко** Нормализация микроклимата горизонтальной горной выработки глубокой шахты Донбасса в период ее проходки 150
22. **Е.А. Новикова** Динамика рудничных аэрозолей, образовавшихся при добыче и транспортировании полезных ископаемых 167
23. **А.Г. Енакиева** Анализ основных показателей деятельности субъектов электроэнергетики Украины 177
24. **Д.Л. Колосов** Дослідження розподілу напружень в плоскому гумотросовому канаті ступінчастої конструкції при його багатошаровому намотуванні 182
25. **А.Я. Рибалко** Влияние на активное сопротивление многопроволочного провода сплошного сечения эффекта близости и поверхностного эффекта 188
26. **М.П. Рева, А.С. Редчук, Т.К. Макарова** Евапоритова седиментація солей зі складних розчинів водних об'єктів Кривбасу 194
27. **С.Х. Авраменко, Ю.В. Волох** Екологічні проблеми від накопичення твердих промислових відходів та шляхи використання металургійних шлаків 200
28. **А.В. Зберовский, О.Г. Гоман, С.Д. Баранов** Модель формирования и развития газожидкостной струи в карьере 207
29. **А.В. Зберовский, Б.Е. Собко, В.В. Задорнова** Исследование гидродинамических параметров направленного метания жидкого агента взрывом при пылегазоподавлении в карьерах 216
30. **І.Л. Кабаченко, В.Г. Прутнік** Лексико-граматичні особливості науково-технічного стилю німецької мови 222
31. Відомості про авторів 228

Збірник наукових праць
Національного гірничого університету
№ 35, том 1

Підписано до друку 24.12.2010. Формат 60х84/16.
Ум. друк. арк. 11,6. Обл.-вид. арк. 11,6.
Тираж 100 прим. Зам. № 367

Підготовлено до видання та видрукувано
у Державному ВНЗ «НГУ»
Свідоцтво про внесення до Державного реєстру ДК №1842.

49005, м. Дніпропетровськ, просп. К. Маркса, 19