

ДОНБАССКИЙ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
ИНСТИТУТ

Выпуск 22 (65) 2021



СБОРНИК
НАУЧНЫХ ТРУДОВ

**Сборник
научных трудов
Донбасского государственного технического
института**

Сборник
Выходит 4 раза в год
Основан в июне 1999 г.
Выпуск 22 (65) 2021

Collection of Scientific Papers of DonSTI

Collection
Publishing 4 times a year
Founded in June 1999
Issue 22 (65) 2021

Алчевск
2021

Распространение и тиражирование без официального разрешения ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ» запрещено

УДК 622(06) + 669(06) + 69(06) + 65.011.56 +
+ 621.3 + 33 + 621.37 + 1

**Сборник научных трудов
Донбасского государственного
технического института**

Сборник

Выпуск 22 (65) 2021

**Основатель:
ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ»**

*Свидетельство Министерства связи
и массовых коммуникаций ЛНР
о регистрации средства массовой информации
ПШ 000169 от 08.12.2020*

*Приказом Министерства образования и науки
Донецкой Народной Республики от 2 мая 2017 г.
№ 464 сборник научных трудов включён в Перечень
рецензируемых научных изданий, в которых
должны быть опубликованы основные научные
результаты диссертаций на соискание учёной
степени кандидата наук, на соискание учёной
степени доктора наук, утверждённый приказом
Министерства образования и науки Донецкой
Народной Республики от 1 ноября 2016 г. № 1134,
согласно приложению 1*

*Приказом МОН ЛНР № 911-ОД от 10.10.2018
сборник научных трудов ДонГТИ внесён в Перечень
рецензируемых научных изданий, в которых должны
быть опубликованы основные научные результаты
диссертаций на соискание учёной степени
кандидата наук, на соискание учёной степени
доктора наук, утверждённый приказом
Министерства образования и науки Луганской
Народной Республики от 15 мая 2018 г. № 477-ОД*

*Рекомендовано учёным советом
ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ»
(Протокол № 8 от 26.03.2021)*

Включён в наукометрическую базу данных РИНЦ

Формат 60×84½
Усл. печат. л. 17
Заказ № 75
Тираж 100 экз.

Издательство не несёт ответственности за содержание
материала, предоставленного автором к печати

Адрес редакции, издателя и основателя:
ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ»
пр. Ленина, 16, г. Алчевск, ЛНР
94204

E-mail: info@dstu.education
Web-site: http://www.dstu.education

ИЗДАТЕЛЬСКО-ПОЛИГРАФИЧЕСКИЙ ЦЕНТР,
ауд. 2113, т./факс 2-58-59
Свидетельство о государственной регистрации издателя,
изготовителя
и распространителя средства массовой информации
МИ-СГР ИД 000055 от 05.02.2016

Главный редактор

Куберский С. В. — к.т.н., проф., и. о. ректора

Заместитель главного редактора

Вишневецкий Д. А. — к.т.н., доц.

Редакционная коллегия:

Литвинский Г. Г. — д.т.н., проф.

Борщевский С. В. — д.т.н., проф.

Корнеев С. В. — д.т.н., проф.

Леонов А. А. — к.т.н., доц.

Харламов Ю. А. — д.т.н., проф.

Зинченко А. М. — к.э.н., доц.

Зелинский А. Н. — к.т.н., проф.

Снитко С. А. — д.т.н., проф.

Должиков В. В. — к.т.н., доц.

Денищенко П. Н. — к.т.н., доц.

Шолух Н. В. — д. арх., проф.

Андрійчук Н. Д. — д.т.н., проф.

Пилавов М. В. — д.т.н., проф.

Бондарчук В. В. — к.т.н., доц.

Псюк В. В. — к.т.н., доц.

Скомская С. А. — секретарь редакционной
коллекции

Для научных сотрудников, аспирантов,
студентов высших учебных заведений.

Язык издания:
русский, английский

Компьютерная вёрстка
Исмаилова Л. М.

© ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ», 2021
© Чернышова Н. В., художественное
оформление обложки, 2021

НАУКИ О ЗЕМЈЕ

GEOSCIENCES

УДК 622.831.3, 622.817.45

д.т.н. Бабиюк Г. В.
(ГУИТ, г. Киев, Украина),
к.т.н. Смекалин Е. С.,
Пунтус В. Ф.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, puntusvf@mail.ru)

УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ДАТЧИКА, ЗОНДА И МЕТОДИКИ ЭЛЕКТРОЕМКОСТНОЙ ИНТРОСКОПИИ ГОРНЫХ ПОРОД

Статья посвящена лабораторным исследованиям электроемкостного метода определения неоднородности массива горных пород. Экспериментально установлены основные факторы, влияющие на показания прибора, и выявлены конструктивные недостатки зонда, снижающие точность измерений. Разработана новая конструкция электроемкостного датчика и зонда интроскопа, а также предложена и апробирована оригинальная методика измерений трещинной пустотности горных пород вокруг выработок.

Ключевые слова: массив горных пород, выработка, шпур, электроемкостный каротаж, трещинная пустотность, интроскоп, измерительный зонд, датчик, диаметр шпура.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Состояние выработок угольных шахт зависит от ряда природных и технологических факторов. Для обеспечения устойчивости выработок необходимо непрерывно контролировать состояние вмещающего их породного массива. Это особенно актуально при креплении выработок анкерами, так как протекающие геомеханические процессы скрыты от наблюдателя. Для контроля обычно используют различные скважинные методы [1]. Среди них следует выделить метод электроемкостного каротажа шпуров, разработанный в ДГМИ [2]. Метод основан на измерении частоты тока, вырабатываемого автогенератором при изменении емкости конденсаторного датчика, которая, в свою очередь, зависит от диэлектрической проницаемости слагающих массив пород. При этом экстремальные значения показаний прибора в зависимости от типа заполнителя трещины соответствуют ее положению посередине датчика, а величина пика характеризует ее раскрытие.

Для обработки натуральных измерений авторами метода предложена зависимость относительного раскрытия трещины от показаний интроскопа [3]

$$P_n = \sum \delta / 2l_3 = (A_m - A_n) / (A_m - A_3), \quad (1)$$

где P_n — относительный показатель нарушенности породного массива; $\sum \delta$ — суммарное раскрытие трещин в интервале измерения, мм; $2l_3$ — эффективная длина датчика, мм; A_m, A_n, A_3 — показания прибора соответственно на ненарушенных участках массива, в шпуре и в заполнителе трещины, кГц.

Использование метода на практике показало, что однозначно интерпретировать данные измерений весьма сложно, так как на показания прибора, кроме раскрытия трещин, существенное влияние оказывают диаметр измерительного шпура и смещение оси зонда по отношению к оси шпура.

По результатам физического моделирования авторами метода было получено уравнение регрессии [4], учитывающее влияние на показания прибора данных факторов, а для устранения эксцентриситета в измерительном зонде предусмотрены центрирующие элементы в виде стальных проволок. Однако из-за жесткости всей конструкции зонда гибкие проволоки не устраняют эксцентриситет, образующийся в результате поперечных подвижек слоистых пород, а зависимость не учитывает изменчивость диаметра шпура.

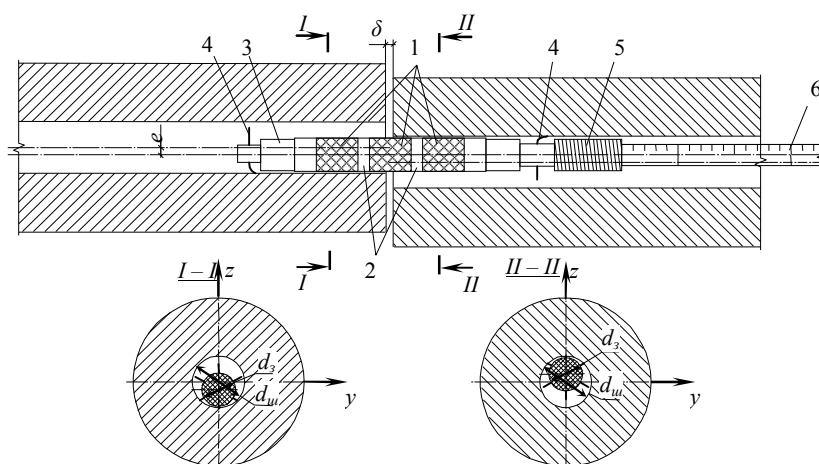
В связи с этим **целью** настоящей работы являлось экспериментальное исследование влияния различных факторов на результаты определения параметров трещиноватости горных пород электроемкостным методом и совершенствование приборно-методического обеспечения для повышения достоверности измерений.

Объект исследования — метод электроемкостной интроскопии массива горных пород вокруг подготовительных выработок.

Предмет исследования — зависимости, позволяющие учесть влияние на показания интроскопа его конструктивных особенностей, параметров трещиноватости породного массива, диаметра измерительного шпура и положения зонда в шпуре.

Методика исследований. Исследования проводились в лабораторных условиях на стенде, представляющем собой цилиндрический фрагмент массива, по оси которого размещался шпур с измерительным зондом прибора (рис. 1). Посередине шпура располагалась изучаемая неоднородность в виде контакта двух сред или одиночной трещины (либо их системы). В качестве сред выбраны: воздух, для которого диэлектрическая проницаемость равна $\epsilon_r=1$; сухой кварцевый песок ($\epsilon_r=4,69-5,06$); щебень, имитирующий сильно нарушенный массив с ко-

эффициентом разрыхления $k_p=1,65$, из дробленого аргиллита; модельный материал с процентным соотношением компонентов Г:Ц:ГП:П:В=25,3 %:11,56 %:36,94 %:14,64 %:11,56 % (по весу). Материал воспроизводил однородный ненарушенный массив. Он был изготовлен из дробленой горелой породы (ГП), скрепленной комбинированным водным (В) вяжущим на основе гипса (Г) и цемента (Ц), с добавлением кварцевого песка (П), что обусловлено стремлением увеличить значение диэлектрической проницаемости среды до значения $\epsilon_r=8-12$, характерного для однородной поликристаллической горной породы. Частота сигнала A в моделях после полного высыхания материала измерялась электроемкостным преобразователем, в состав которого входит зонд и измерительный блок в виде цифрового частотомера с диапазоном измерения частоты от 0,1 до 9999,9 кГц. Зонд состоит из электроемкостного датчика и устройства, посредством которого осуществлялось его перемещение вдоль оси шпура. Датчик представляет собой накладной электрический конденсатор в виде трех металлических колец, расположенных соосно и включенных в колебательный контур измерительного автогенератора гармонических (синусоидальных) колебаний.



1 — электроды преобразователя; 2 — диэлектрик; 3 — корпус датчика; 4 — центрирующие элементы; 5 — резьбовое соединение; 6 — досылочное устройство

Рисунок 1 Существующая конструкция зонда и схема стенда для исследования метода электроемкостной интроскопии породного массива

Исследование влияющих факторов. Результаты исследования факторов, влияющих на показания прибора, детально рассмотрены в работе [5]. Здесь же приведены лишь те моменты, которые необходимы для понимания сути данной статьи.

Наиболее характерным типом неоднородности в породном массиве является плоскость контакта двух сред с различными физическими свойствами. Она соответствует напластованию в слоистом породном массиве, границе раздела разрушенных и монолитных пород, контакту породы с воздухом в трещине.

Результаты измерений на стенде (рис. 1), одна половина которого заполнена модельным материалом, а другая — либо воздухом, либо сухим песком, либо дробленой породой, при нулевом раскрытии трещины и без эксцентриситета, показаны на рисунке 2. Анализ рисунка позволяет отметить, что, несмотря на существенное отличие диэлектрических свойств контактирующих сред, графики имеют подобный вид и представлены двумя горизонтальными прямыми, плавно сопрягающимися кривой, вогнутость которой переходит в выпуклость в месте пересечения плоскости контакта, где график имеет максимальный угол наклона к горизонтали.

Авторы метода для аппроксимации такого графика предложили использовать выражение гиперболического тангенса [3], расстояние между асимптотами которого равно разности показаний прибора в контактируемых средах. Из рисунка 2 обоснован геометрический смысл эффективной длины $2l_3$ датчика, которая является протяженностью зоны чувствительности преобразователя, причем она не обязательно совпадает с его длиной. По мнению авторов [3], параметр l_3 полностью определяется конструктивными размерами датчика и является константой для данного прибора, подлежащей определению в ходе его тарировки. Однако при этом не учитывается, что электрическое поле датчика распространяется, прежде всего, в полости шпура, а затем уже в породе.

Если кольцевой зазор между зондом и стенками шпура остается неизменным, то есть $d_{ш}/d_3 = const$, то, независимо от диэлектрической проницаемости сред, величина эффективной длины $2l_3$ датчика остается постоянной, а угол наклона кривой к поверхности раздела изменяется в зависимости от свойств контактирующих сред. Чем больше разница показаний интроскопа в контактируемых средах, тем больше угол наклона касательной к горизонтали. При переменном диаметре шпура показания прибора зависят не только от диэлектрической проницаемости сред, но и от размеров его полости. Если диаметр шпура увеличивается, то с ростом кольцевого воздушного зазора абсолютная частота сигнала A при постоянстве диэлектрических свойств сред возрастает, причем эффективная длина $2l_3$ и разность показаний прибора в обеих средах уменьшаются.

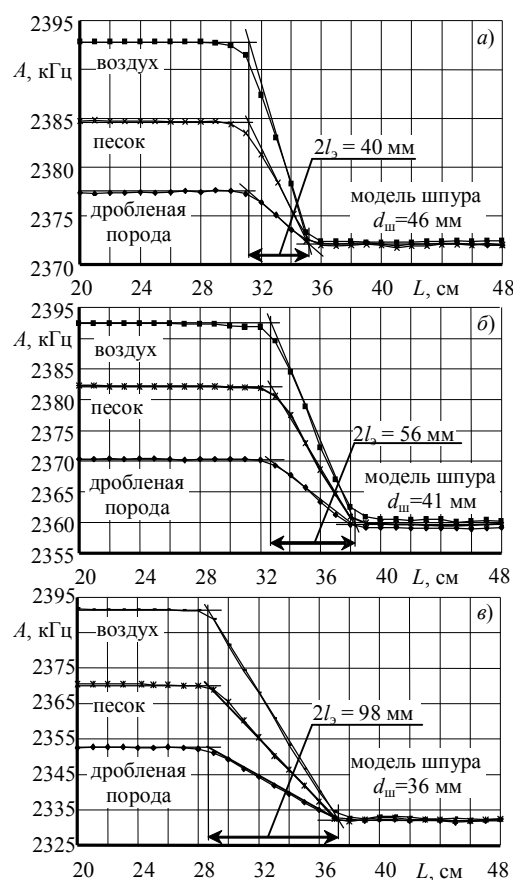


Рисунок 2 Эффективная длина датчика в различных средах при диаметрах шпура: а) $d_{ш} = 46$ мм; б) $d_{ш} = 41$ мм; в) $d_{ш} = 36$ мм

Данные положения подтверждаются экспериментальными зависимостями, представленными на рисунке 2, где демонстрируется практическое постоянство эффективной длины датчика в различных средах при $d_{ин}/d_3 = const$ и даны ее значения для разных диаметров шпуров. Зависимость половины эффективной длины от относительных размеров шпура аппроксимируется экспонентой с теоретическим корреляционным отношением $\eta = 0,99$

$$l_3 = 1,3 \cdot 10^3 \cdot \exp(-2,8 \cdot [d_{ин}/d_3]). \quad (2)$$

Анализ влияния диаметра шпура $d_{ин}$ на показания интроскопа позволяет отметить, что даже в однородной среде показания прибора представляют собой статистическую совокупность, обусловленную не столько вариацией диэлектрической проницаемости окружающей датчик среды, сколько изменением положения зонда в шпуре. При этом разброс показаний прибора объясняется смещением оси зонда относительно оси шпура из-за изгиба проволок.

С ростом диаметра шпура частота сигнала A увеличивается по нелинейной зависимости, которая описывается экспоненциальной функцией ($\eta = 0,96$)

$$A = A_6 - 4,4 \cdot 10^3 \cdot \exp(-0,12 \cdot d_{ин}). \quad (3)$$

Зависимость (3) асимптотически стремится к показанию прибора на воздухе A_6 , так как с ростом диаметра шпура увеличивается кольцевой воздушный зазор между зондом и его поверхностью. Чем меньше диаметр шпура, тем ближе датчик расположен к породе, которая имеет в несколько раз большее значение диэлектрической проницаемости, чем воздух, поэтому показания прибора с уменьшением диаметра шпура снижаются.

Влияние зазора между датчиком и стенками шпура на показания интроскопа достоверно описывается зависимостью прироста показаний прибора ΔA от относительного диаметра шпура $d_{ин}/d_3$ ($\eta = 0,99$)

$$\Delta A = 3,2 \cdot 10^3 \cdot \exp(-2,8 \cdot [d_{ин}/d_3]). \quad (4)$$

С увеличением зазора чувствительность прибора падает, так как при этом разность его показаний в массиве A_m и на воздухе A_6 уменьшается. Истинное показание интроскопа в массиве A_m соответствует случаю, когда зазор между зондом и стенкой шпура будет равен нулю, то есть при $d_{ин} = d_3$, а его предельное значение на воздухе достигается, если диаметр шпура многократно превышает размер электрического поля вокруг датчика.

В этой связи следует отметить, что устранить неопределенность в получении показания прибора на ненарушенных участках массива A_m можно за счет определения показания прибора с использованием зависимости (4) при $d_{ин} = d_3$. Кроме того, увеличить чувствительность датчика ΔA и снизить разброс показаний можно путем измерения прижатым к среде зондом, то есть при минимальной величине зазора, хотя бы с одной стороны.

Трещиноватый породный массив также собирался на стенде (рис. 1). Число трещин и расстояние между ними задавалось при сборке модели, а изменение раскрытия трещин осуществлялось за счет раздвижки отдельных её частей. Вначале изучали показания интроскопа в зоне действия одиночной трещины, раскрытие которой в ходе эксперимента изменялось от нуля до 10 мм через 1 мм, от 10 мм до 60 мм через 5 мм, а далее — через 10 мм.

В качестве примера на рисунке 3 приведены зависимости изменения показания интроскопа по длине шпура для одного и того же раскрытия трещины ($\delta = 20$ мм и $\delta = 60$ мм) при различных диаметрах шпура ($d_{ин} = 36$ мм и $d_{ин} = 46$ мм). Графики построены в координатах ΔA и x , где ΔA — приращение показаний прибора в зоне влияния трещины, а x — расстояние от середины трещины до места ее измерения.

Кривые на рисунке 3 имеют куполообразную форму, являющуюся результатом наложения зависимостей для двух смежных поверхностей раздела одной и той же трещины. Максимальная частота сигнала

прибора приурочена к середине трещины, причем по мере роста ее раскрытия увеличиваются как ширина зоны влияния трещины, так и амплитуда возмущения. С ростом диаметра шпура величина показаний прибора вне зоны влияния трещины несколько увеличивается, а амплитуда возмущения за счет влияния трещины уменьшается. Чем больше раскрытие трещины, тем ближе показания прибора к частоте сигнала на воздухе.

Из рисунка 3 также следует, что раскрытие трещины δ и диаметр шпура $d_{ш}$ являются взаимовлияющими факторами, причем больший прирост частоты сигнала в трещине с одним и тем же раскрытием имеет место при меньшем диаметре шпура. С ростом величины раскрытия трещины максимальное показание прибора посередине трещины и ширина зоны ее влияния увеличиваются, что предполагает рост частоты сигнала в заполнителе трещины A_3 , тогда как в выражении (1) значение частоты A_3 принимается авторами метода постоянным и равным показанию прибора либо на воздухе, либо в воде. Независимо от диаметра шпура, относительные показания интроскопа $\tilde{A} = (A_m - A_1) / (A_e - A_1)$, где A_m и A_1 — показания прибора, когда датчик установлен соответственно по центру трещины и вне зоны её влияния, могут быть представлены экспонентой ($\eta = 0,98$)

$$\tilde{A} = 1 - \exp(-0,7 \cdot \delta / l_3). \quad (5)$$

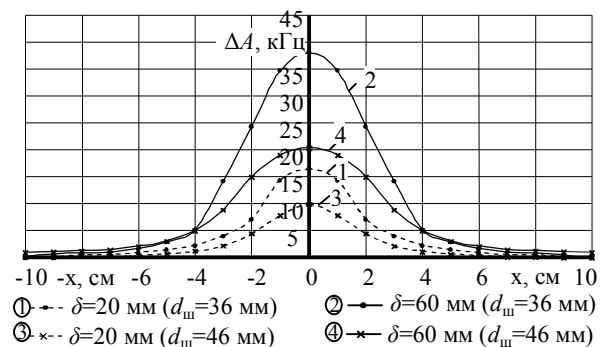


Рисунок 3 Изменение показаний прибора вблизи трещины при различных диаметрах шпура

В реальных условиях одним из факторов, существенно влияющих на показания интроскопа, является уступ на поверхности шпура, образующийся в результате перемещения разрушенных пород. Это приводит к изменению положения зонда относительно оси шпура и появлению эксцентриситета e между осями шпура и зонда.

Для изучения влияния этого фактора первоначально измерения проводили по длине шпура без эксцентриситета ($e=0$) при различном раскрытии трещины δ , а затем создавали уступ между двумя частями модели на величину эксцентриситета. В шпуре диаметром $d_{ш}=46$ мм эксцентриситету задавали значения $e=8$ мм и $e=4$ мм, а при $d_{ш}=36$ мм — соответственно $e=3$ мм и $e=1,5$ мм. При этом с одной стороны зонда кольцевой зазор $(d_{ш}-d_3)/2$ увеличивался до максимума, а с другой — уменьшался до нуля.

Анализ полученных ранее зависимостей [5] позволил отметить, что взаимовлияние двух факторов существенно изменяет картину распределения показаний прибора по длине шпура и усложняет ее расшифровку. Это связано, прежде всего, с разнонаправленностью влияния факторов.

С одной стороны рост раскрытия трещины ведет к увеличению доли воздуха в зоне действия электрического поля датчика и, как следствие, к увеличению прироста показаний прибора. Их максимум соответствует случаю, когда центр датчика совпадает с серединой раскрытия трещины. С другой стороны, увеличение эксцентриситета ведет к уменьшению зазора между поверхностью шпура и зондом, а следовательно к росту объема породы в зоне действия датчика. Поэтому в области влияния эксцентриситета показания прибора уменьшаются и образуются купола, направленные вниз, причем их максимум отвечает случаю, когда силовые линии поля датчика в большей степени пересекают породу, а в меньшей — воздух.

С ростом раскрытия трещины показания интроскопа увеличиваются по нели-

нейной зависимости. Наличие эксцентриситета в шпуре приводит даже к появлению отрицательной области, что очень затрудняет расшифровку результатов измерений с целью установления трещинной пустотности в ненарушенном массиве.

Таким образом, наличие трех взаимовлияющих факторов (диаметра шпура, раскрытия трещины и эксцентриситета) существенно усложняет картину распределения показаний интроскопа вдоль шпура, поэтому расшифровка ее с помощью методики [3], полученной на основании исследования влияния лишь одного фактора (раскрытия трещины), становится невозможной.

Разработка новой конструкции зонда.

Опыт практического использования метода и проведенные лабораторные исследования позволили выявить следующие его недостатки:

- малую достоверность измерений вследствие изменчивости характеристики чувствительности по длине датчика при измерении на длинной базе;

- нестабильность положения датчика относительно оси шпура в результате неравномерного износа направляющих о стенки шпура и изгиба проволок;

- ошибки измерений, возникающие в результате уменьшения диаметра шпура с развитием деформационных процессов в породном массиве во времени;

- жесткую конструкцию досылочного устройства, что затрудняет измерения при искривлении шпура.

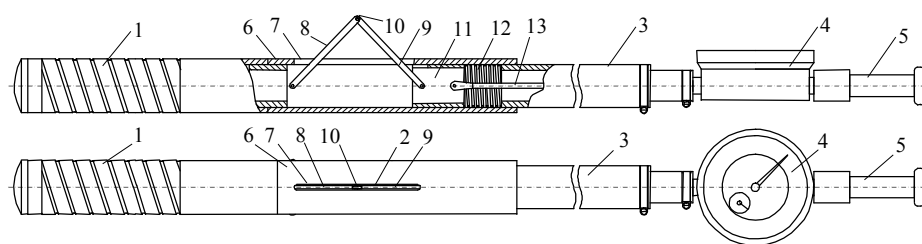
Для учета установленных закономерностей и устранения отмеченных недостат-

ков разработана новая конструкция зонда интроскопа [6], общий вид которой представлен на рисунке 4.

Зонд выполнен разборным. Он состоит из датчика, внутримера, штанг с нанесенной на них шкалой для определения местоположения датчика в шпуре и индикатора часового типа с рукояткой для втягивания щупа внутримера.

Датчик представляет собой трубу из диэлектрика, на поверхность которой спирально намотаны две медные полосы параллельно друг другу. Ширина полос составляет 10 мм, а зазор между ними — 2,5 мм. Поверхность датчика покрыта слоем изоляции. Медные полосы являются обкладками конденсатора и подсоединяются к генератору колебаний, располагаемому внутри герметичной трубы. Датчик является съёмным, что позволит при необходимости проводить замеры с различной разрешающей способностью. За счет такого исполнения обеспечивается более равномерное распределение электрического поля по длине датчика.

Сравнение характеристик обоих типов датчиков при измерениях на длинной базе приведено на рисунке 5. Так, уровень чувствительности A , выраженный как процентное отношение разницы показаний прибора на воздухе $A_в$ и в модели с одиночной трещиной $A_т$ к показателю прибора на воздухе $A_в$, у датчика в виде спирали имеет форму, более близкую к прямоугольной, что позволяет точнее определить положение трещины.



1 — датчик; 2 — внутример; 3 — штанги; 4 — индикатор часового типа; 5 — рукоятка; 6 — труба; 7 — прорезь; 8, 9 — рычаги; 10 — ролик; 11 — ползунок; 12 — пружина; 13 — тяга

Рисунок 4 Предлагаемая конструкция зонда интроскопа

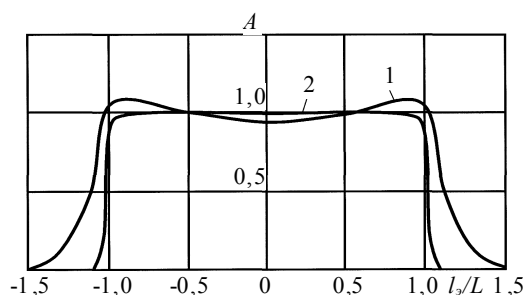


Рисунок 5 Чувствительности датчиков в виде кольца (1) и спирали (2) по их длине

Важной особенностью предложенной конструкции измерительного зонда является наличие внутримера, который состоит из трубы с прорезью, щупа в виде двух рычагов, ролика, ползунка, пружины и тяги, соединяемой с индикатором часового типа (рис. 4).

Принцип работы внутримера заключается в следующем. Ползунок под действием пружины перемещается в трубе, при этом рычаги сдвигаются, и щуп через прорезь выдвигается наружу до упора со стенкой шпура. Перемещение ползунка фиксируется при помощи индикатора часового типа.

Внутример выполняет двойную функцию. Кроме определения диаметра шпура, он обеспечивает также прижатие зонда к его внутренней поверхности. При этом электрическое поле в зоне более плотного контакта датчика с массивом глубже проникает в породы без искажений, создаваемых воздушным зазором. За счет этого устраняется влияние эксцентриситета, снижается влияние диаметра шпура на показания интроскопа и повышается его чувствительность.

Для определения состояния породного массива прибором усовершенствованной конструкции зонд необходимо перемещать по шпуру с шагом не более эффективной длины датчика l_s , при этом фиксации подлежат не только показания интроскопа и глубина расположения зонда относительно контура выработки, но и диаметр шпура, определяемый с помощью внутримера. Для облегчения перемещения зонда в шпуре усилие бокового прижатия снима-

ется путем натяжения пружины через тягу и индикатор часового типа при помощи рукоятки. После перемещения зонда на необходимую глубину рукоятка отпускается, и датчик снова прижимается к поверхности шпура.

Измерение диаметра шпура. Щуп внутримера представляет собой два рычага, соединенных шарнирно, которые образуют равнобедренный треугольник, высота которого зависит от диаметра шпура и трубы. Высота равнобедренного треугольника делит его на два прямоугольных треугольника. При этом длина b одного из катетов треугольника равна медиане, длина второго — половине основания $a/2$ равнобедренного треугольника, а гипотенуза — длине рычага c щупа внутримера (рис. 6).

$$d_{ш} = \frac{d_{мп} + d_p}{2} + \sqrt{c^2 - \left(\frac{a_n + x}{2}\right)^2}, \quad (6)$$

где $d_{мп}$ — диаметр трубы внутримера, мм; d_p — диаметр ролика, мм; c — длина рычага, мм; x — изменение показаний индикатора часового типа; a_n — начальный размер основания треугольника, мм, который определяется по формуле

$$a_n = 2 \cdot \sqrt{c^2 - \left(d_{ш.min} - \frac{d_{мп} + d_p}{2}\right)^2}, \quad (7)$$

где $d_{ш.min}$ — минимальное значение диаметра шпура, задаваемое при помощи микрометра или набора колец различного диаметра.

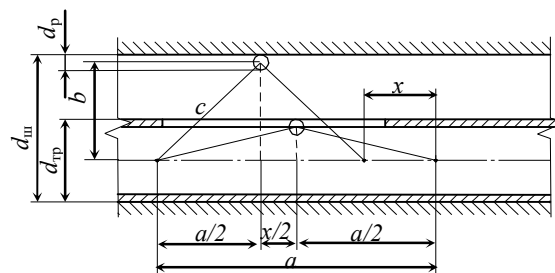


Рисунок 6 Расчетная схема для определения диаметра шпура

Исходя из типоразмеров применяемого на шахтах бурового оборудования, размеры деталей датчика приняты следующими: $d_{mp}=32$ мм; $d_p=6$ мм; $c=55$ мм, что позволяет измерять диаметр шпура от 32 до 74 мм. Максимальный диаметр принят с некоторым запасом, что обусловлено разбуhrиванием устья шпура в мягких породах.

Для тарировки внутримера под различные диаметры буровых коронок были построены зависимости диаметра шпура $d_{ш}$ от показаний индикатора часового типа x , которые представлены на рисунке 7 для различных минимальных значений диаметра шпура $d_{ш.min}$.

Проверка работоспособности усовершенствованной конструкции прибора. Целью исследований являлась проверка работоспособности усовершенствованной конструкции прибора и разработка новой методики измерений для определения эффективной длины, получение зависимостей показаний интроскопа от величины раскрытия трещины с учетом диаметра шпура и от расположения трещины относительно середины датчика.

Измерения проводились на тех же моделях, что и в предыдущем случае, но с той лишь разницей, что датчик зонда прижимался к поверхности шпура. При этом фиксировались показания датчика и индикатора часового типа для определения диаметра шпура в месте замера. Шаг передвижки зонда был принят равным одному сантиметру по длине шпура от внешнего контура модели. Ввиду того, что положение датчика интроскопа и шпура внутримера конструктивно разнесено по длине шпура, при обработке замеров эти показания приводились к единой точке. Кроме того, при проверке однородности показаний прибора для наглядности представления влияния раскрытия трещины на показания интроскопа за начало координат была принята ее середина.

Так как эффективная длина датчика не зависит от неоднородности среды, то исследования проведены для границы раздела

двух сред: воздуха и модели шпура. Показания интроскопа для шпуров диаметром 36, 41 и 46 мм приведены на рисунке 8.

Из рисунка следует, что величина эффективной длины датчика для этих диаметров соответственно равна 62 и 61 мм. Если соотнести их разность с конструктивным размером датчика, равным 50 мм, то отличие составляет менее 2%, что находится в пределах погрешности измерений. Данный факт обусловлен тем, что измерения проводятся с прижатым к стенке шпура датчиком, поэтому влияние воздушного зазора на эффективную длину датчика снижается и она становится практически постоянной.

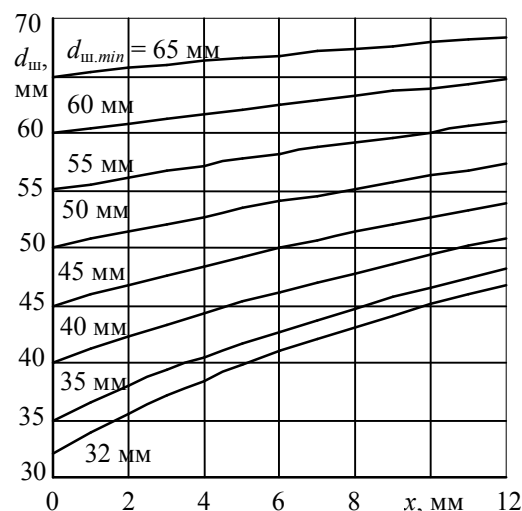


Рисунок 7 Тарировочные зависимости для определения диаметра шпура $d_{ш}$

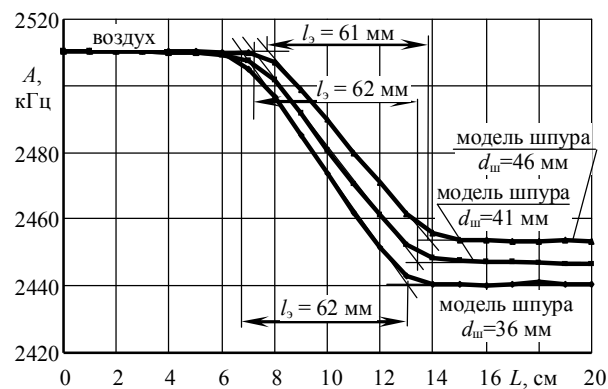


Рисунок 8 Средние показания интроскопа в различных средах

Влияние диаметра шпура на показания интроскопа изучалось на модели сплошной среды с цилиндрическим отверстием переменного диаметра. На рисунке 9 сопоставлены средние показания частоты колебаний электроемкостного датчика по длине модели массива со шпуром диаметром 41 мм и изменениями диаметра шпура по его длине, измеренными внутриметром. Диаметр 41 мм является его минимальным значением. Отклонения в большую сторону являются результатом работы ручного бурового инструмента.

Качественная схожесть графиков на рисунке 9 свидетельствует о наличии взаимосвязи между этими параметрами. Для подтверждения данного предположения были проведены дополнительные опыты и построено поле корреляции показаний интроскопа и диаметра шпура для модели однородного массива (рис. 10), которое достаточно точно описывается линейной зависимостью.

У новой конструкции датчика несколько изменилась форма кривых, демонстрирующих распределение частоты колебаний датчика вблизи трещины различной величины δ . В качестве примера на рисунке 11 приведены результаты измерений для модели шпура диаметром 41 мм с трещинами различного раскрытия δ , которое изменялось от 0 до 50 мм с шагом 5 мм.

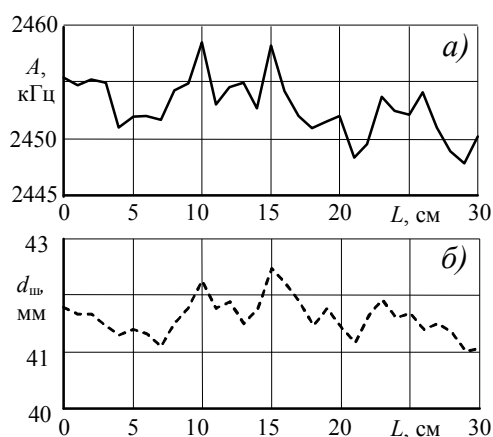


Рисунок 9 Распределение частоты колебаний электроемкостного датчика (а) и диаметра шпура (б) по его длине

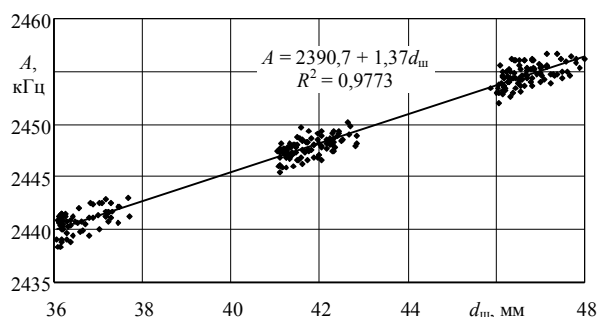


Рисунок 10 Зависимость частоты колебаний A электроемкостного датчика от диаметра шпура $d_{шп}$

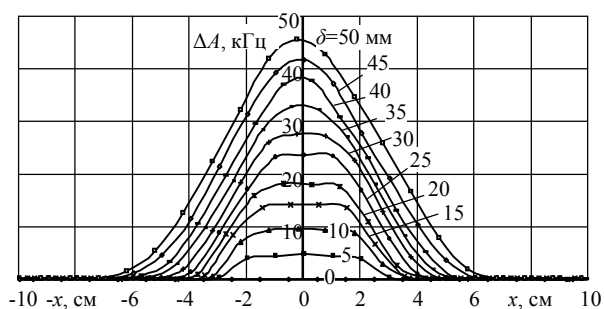


Рисунок 11 Изменения показаний интроскопа в модели шпура диаметром 41 мм с различным раскрытием трещины δ

Полученные результаты свидетельствуют о более равномерной чувствительности датчика по его длине, что видно из практически горизонтальных площадок в верхней части графиков для трещин с небольшим раскрытием.

На основании этого можно сделать вывод, что у новой конструкции датчика точность замеров повышается. При этом исключается необходимость точного позиционирования центра измерительного зонда относительно трещины, так как достаточно, чтобы трещина находилась в пределах рабочей зоны датчика. Это значительно упрощает интерпретацию результатов замеров в натуральных условиях.

Выводы и направление дальнейших исследований. Выполненные исследования позволили сделать следующие выводы:

1. В результате исследований выявлены существенные недостатки базового метода

электроемкостного каротажа шпуров, которые приводят к снижению достоверности результатов измерений.

2. Предложена новая конструкция электроемкостного датчика в виде двух спирально намотанных медных полос, что позволяет повысить точность измерений за счет более равномерного распределения электрического поля по длине датчика.

3. Разработана новая конструкция зонда интроскопа с внутримером, что также повышает точность измерений за счет учета величины диаметра шпура и устранения

влияния эксцентриситета путем прижатия датчика к породной стенке.

4. Получена эмпирическая зависимость, позволяющая учесть влияние на показания интроскопа изменения диаметра шпура по его длине и повысить за счет этого достоверность информации при определении нарушенности породного массива.

Дальнейшие исследования будут направлены на совершенствование методики контроля и проведение натурных наблюдений за состоянием породного массива вокруг горных выработок.

Библиографический список

1. Ямщиков, В. С. Контроль процессов горного производства [Текст] / В. С. Ямщиков. — М. : Недра, 1989. — 446 с.

2. А. с. 1794253 СССР, МКИ G01V 3/18. Способ определения неоднородностей массива горных пород [Текст] / Г. Г. Литвинский, В. А. Касьянов ; Коммунарский горно-металлургический институт. — № 4790255/25 ; заявл. 08.02.90 ; опубл. 07.02.93, Бюл. № 5.

3. Литвинский, Г. Г. Измерение структурных неоднородностей массива при сооружении выработок [Текст] / Г. Г. Литвинский, В. А. Касьянов // Технология, механизация и организация строительства горных выработок. — Кемерово : КПИ, 1988. — С. 100–107.

4. Касьянов, В. А. Исследование и разработка электроемкостного метода измерения трещиноватости пород вокруг горной выработки [Текст] : дис. ... канд. техн. наук : спец. 05.15.02; 05.15.11 / В. А. Касьянов. — ДГМИ : Алчевск, 1997. — 166 с.

5. Бабиюк, Г. В. Исследование, совершенствование и использование электроемкостного метода для оценивания проявлений горного давления вокруг выработок [Текст] / Г. В. Бабиюк, В. Ф. Пунтус, М. А. Диденко // Проблеми гірського тиску : збірник наукових праць. — Донецьк : ДонНТУ, 2012. — Вип. № 1 (20)–2 (21). — С. 10–57.

6. Пат. № 57376 Україна, МПК (2011.01) G01V 3/18. Електроємнісний інтроскоп для масиву гірських порід [Текст] / М. О. Діденко, Г. В. Бабіюк, В. Ф. Пунтус. — № U2010 09387 ; заявл. 26.07.10 ; опубл. 25.02.11, Бюл. № 4.

© Бабиюк Г. В.

© Смекалин Е. С.

© Пунтус В. Ф.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. СГ ДонГТИ Литвинским Г. Г., гл. инженером ГУП ЛНР «ЛНИПКИУГЛЕОБОГАЩЕНИЕ» Голодных Е. Е.

Статья поступила в редакцию 16.03.2021.

Doctor of Technical Sciences Babiuk G. V. (SUIT, Kiev, Ukraine), PhD in Engineering Smekalin E. S., Puntus V. F. (DonSTI, Alchevsk, LPR, puntusvf@mail.ru)

IMPROVEMENT OF STRAINMETER, PROBE AND METHOD OF ELECTROCAPACITY INTROSCOPY OF ROCKS

The article is devoted to laboratory studies of the electrocapacity method for determining the heterogeneity of rock mass. The main factors influencing the instrument readings have been experimentally determined and the design defects of the probe have been revealed, reducing the accuracy of

measurements. A new design of the electrocapacity strainmeter and the introscope probe has been developed, and an original method for measuring the joint hollowness of rocks around workings has been proposed and tested.

Key words: *rock mass, workings, drill hole, electrocapacity coring, joint hollowness, introscope, measuring probe, strainmeter, drill hole diameter.*

УДК 622.011.4

к.т.н. Князьков О. В.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, dmti_ot@mail.ru),
д.т.н. Рябичев В. Д.
(ЛГУ им. В. Даля, г. Луганск, ЛНР),
д.т.н. Спичак Ю. Н.,
к.т.н. Палейчук Н. Н.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР)

О ВЛИЯНИИ ШИРИНЫ ВЫРАБОТАННОГО ПРОСТРАНСТВА ЛАВЫ НА КОНВЕРГЕНЦИЮ ПОРОД В ПОДГОТОВИТЕЛЬНОЙ ВЫРАБОТКЕ

Выполнено исследование конвергенции пород в подготовительной выработке, охраняемой целиками, при изменении ширины выработанного пространства. Установлен характер изменения относительных ширины и высоты выработки по замерным станциям во времени. Установлена зависимость относительной потери высоты и ширины уклона от ширины выработанного пространства.

Ключевые слова: выработка, уклон, конвергенция, замеры, относительные высота и ширина, ширина выработанного пространства, зависимость.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Обеспечение устойчивости выработок в зоне влияния лавы является актуальной научно-практической задачей, решение которой будет способствовать повышению технико-экономической эффективности работы выемочного участка путем снижения затрат на поддержание и ремонт выработок, а соответственно — участковой себестоимости угля. Выработанное пространство лав оказывает существенное влияние на эксплуатационное состояние повторно используемых охраняемых выработок, однако степень влияния является стохастической величиной в силу большого разнообразия горно-геологических условий, истории предварительного нагружения и многих случайных факторов [1–7].

Постановка задачи. Исследование геомеханических процессов является главной задачей геомеханики. Прогнозирование геомеханических параметров в настоящее время выполняется с использованием аналитических методов при решении задачи в упругопластической постановке и численными методами — конечных (МКЭ) и граничных (МГЭ) элементов. Однако ни

один из приведенных методов не дает точных результатов при определении, например, смещений пород на контуре выработки, поскольку упрощение исходной расчетной численной схемы не позволяет учесть все факторы, оказывающие влияние на степень и характер протекания геомеханических процессов, особенно в таких сложных условиях, как влияние лавы.

В связи с этим **целью** настоящей работы явилось эмпирическое исследование влияния ширины выработанного пространства лавы на конвергенцию пород в подготовительной выработке.

Объект исследования — геомеханические процессы в окрестности горной выработки, подверженной влиянию очистных работ.

Предмет исследования — закономерности деформирования пород в окрестности горной выработки, подверженной влиянию очистных работ.

Задачей настоящего исследования является определение характера влияния ширины выработанного пространства лавы на эксплуатационное состояние повторно используемой охраняемой подготовительной выработки — уклона № 5 восточного

крыла пласта h_{11} шахты 81 «Киевская» СП «Ровенькиантрацит».

Методика исследования. Проанализированы условия проведения, поддержания и охраны выработки. Выполнены натурные исследования изменения ширины и высоты выработки в уклоне № 5 пласта h_{11} шахты 81 «Киевская» СП «Ровенькиантрацит» на замерных станциях. Зафиксированы различия в значениях конвергенции пород на замерных станциях при различной ширине выработанного пространства. Методами математической статистики установлена зависимость потери относительных высоты и ширины выработки от ширины выработанного пространства.

Изложение материала и его результаты. Глубина заложения уклона № 5 составляет 600–680 м. Протяженность — 1500 м. Способ охраны выработки — оставление угольных целиков шириной по 30 м с обеих сторон уклона. Через каждые 100 м в охранных целиках на всем протяжении уклона проводились вентиляционные печи. Выработка была оборудована шестью замерными станциями, рассредоточенными по всей длине уклона с расстоянием между ними 100 и 200 м. Уклон сопряжен с 11-м конвейерным штреком пласта h_{11} и откаточным восточным штреком горизонта 560 м. На выработку оказывают влияние выработанные пространства и горные работы в лавах №№ 13^B и 16^B, оборудованных механизированными комплексами ЗМКД-90 с очистным узкозахватным комбайном РКУ-10. Монтажные камеры лав пройдены на отметке длины уклона 1460 м с охраной целиками угля шириной 60 м со стороны 11-го конвейерного штрека пласта h_{11} . Выработанное пространство и лава № 13^B имеют постоянную ширину по всей длине выемочного столба. Длина лавы № 13^B составляет 240 м, а лавы № 16^B — 200 м до длины 700 м по ходу с 11-го конвейерного штрека пласта h_{11} и уменьшается до 40 м на расстоянии 500 м от откаточного восточного штрека горизонта 560 м пласта h_{11} .

Изменение длины лавы, а соответственно, и длины выработанного пространства связано с влиянием горно-геологического нарушения. Уклон № 5 проведен буровзрывным способом с верхней подрывкой до 1,5 м, закреплен рамной металлической крепью АП-3 с шагом установки рам 1,0 м, сечением в свету 11,2 м².

В кровле выработки залегает сланец песчаный мощностью 0,2–0,3 м и песчаник мелкозернистый мощностью 0,7–1,2 м. Средняя прочность вмещающих пород 40–50 МПа. Угол напластования пород в исследуемой зоне 2–5°. В почве залегает сланец песчаный мощностью 0,9–1,1 м и песчаник крупнозернистый мощностью 3,6 м. Прочность пород почвы составляет 60 и 140 МПа соответственно.

При отработке лавы с восточной стороны 5-го уклона смещения пород в выработке не наблюдалось. При отработке лавы с западной стороны смещения начали проявляться еще при отходе от монтажного ходка на расстояние 60 м и продолжались еще 10 месяцев после ее отработки. Замеры смещений проводились на протяжении 24 месяцев. Точность измерений составила 0,001 м.

Максимальные смещения пород были зафиксированы с 60 по 40 ПК уклона № 5, где ширина выработанного пространства с обеих сторон составляла по 200 м. Потеря сечения на этом участке составила до 40 %. Максимальное значение потери площади поперечного сечения уклона № 5 в зоне снижения ширины выработанного пространства с 200 м до 50 м составило 24 %.

На протяжении периода исследований было выполнено шесть серий измерений с интервалом в три месяца.

На рисунке 1 представлены результаты замеров ширины и высоты выработки в относительных к проектному значению величинах на протяжении периода исследований по всем замерным станциям.

Исходное значение ширины составляло 4520 мм, а на момент окончания исследований — 3760 мм. Абсолютная потеря ши-

рины выработки составила 760 мм. Относительная потеря ширины в уклоне № 5 превысила в среднем 12 %.

На замерной станции № 1 при ширине выработанного пространства 40 м на последнем этапе замеров ширина выработки составляла 4300 мм, что соответствует 95 % проектного значения.

В месте установки замерной станции № 2 ширина выработанного пространства составила 90 м. Ширина выработки уменьшилась до 4150 мм по последнему замеру, что составляет 92 % проектного значения.

Ширина уклона № 5 в месте заложения замерной станции № 3 уменьшилась до 4002 мм, что составило 88,5 % от проектного значения при ширине выработанного пространства 145 м.

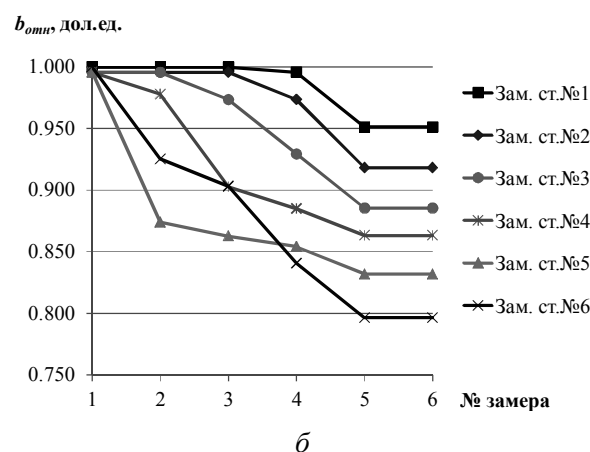
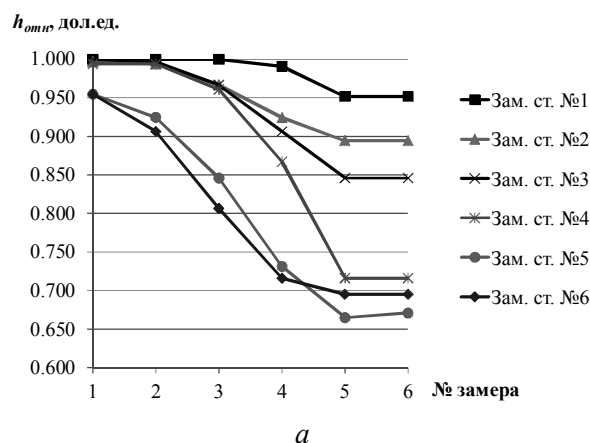


Рисунок 1 Относительная потеря высоты (а) и ширины (б) уклона № 5 восточного крыла пласта h_{11} шахты 81 «Киевская» Филиала № 2 ЗАО «Внешторгсервис» СП «Ровенькиантрацит»

Замер ширины выработки в месте заложения замерных станций №№4, 5 и 6 при ширине выработанного пространства 200 м показал значения 3902 мм, 3600 мм и 3760 мм, что составило соответственно 86 %, 79 % и 83 % от проектного значения. Средняя потеря ширины по всем станциям замера на всем протяжении уклона № 5 составляла 0,30 %, 3,90 %, 6,00 %, 8,77 %, 13,6 % и 13,6 % за 1-е, 2-е, 3-е, 4-е, 5-е и 6-е измерения соответственно.

Исходное значение высоты уклона № 5 составляло 3310 мм, а на момент окончания исследований — 2300 мм. Абсолютная потеря высоты выработки составила 1010 мм. Среднее значение относительной потери высоты по длине уклона № 5 составило 20,44 %.

На замерной станции № 1 при ширине выработанного пространства 40 м на последнем этапе замеров ширина выработки составляла 3150 мм, что соответствует 95 % проектного значения.

В месте установки замерной станции № 2 при ширине выработанного пространства 90 м ширина выработки уменьшилась до 2960 мм по последнему замеру, что составляет 89 % проектного значения.

Ширина уклона № 5 в месте заложения замерной станции № 3 уменьшилась до 2800 мм, что соответствует 85 % от проектного значения при ширине выработанного пространства 145 м.

Замер высоты выработки в месте заложения замерных станций №№4, 5 и 6 при ширине выработанного пространства 200 м показал значения 2370 мм, 2220 мм и 2300 мм, что составило соответственно 72 %, 67 % и 69 % от проектного значения. Средняя потеря высоты по всем станциям замера на всем протяжении уклона № 5 составляла 1,27 %, 3,10 %, 7,60 %, 14,4 %, 19,5 % и 19,5 % за 1-е, 2-е, 3-е, 4-е, 5-е и 6-е измерения соответственно.

Обработка материалов исследований методом математической статистики, в частности с использованием корреляционно-регрессионного анализа, позволила уста-

новить зависимость относительной потери высоты и ширины выработки от ширины выработанного пространства лав. Графически полученные зависимости представлены на рисунке 2.

Полученные зависимости с наибольшей точностью ($r^2=0,92$ и $r^2=0,95$) аппроксимируются степенными зависимостями вида

$$\Delta h_{отн} = 0,004 \cdot l_{в.п}^{1,559}, \quad (1)$$

$$\Delta b_{отн} = 0,0001 \cdot l_{в.п}^{2,139}, \quad (2)$$

где $\Delta h_{отн}$ — относительная потеря высоты подготовительной выработки, %; $\Delta b_{отн}$ — относительная потеря ширины подготовительной выработки, %; $l_{в.п}$ — ширина выработанного пространства, м.

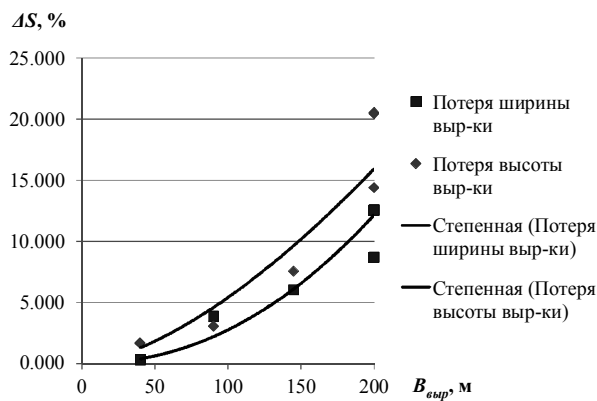


Рисунок 2 Зависимость относительной потери высоты и ширины уступа № 5 от ширины выработанного пространства

Библиографический список

1. Должиков, П. Н. Устойчивость выработок в интенсивно трещиноватых породах глубоких шахт [Текст] : монография / П. Н. Должиков, А. Э. Кипко, Н. Н. Палейчук. — Донецк : Світ книги, 2012. — 220 с.
2. Булат, А. Ф. Напряженно-деформированное состояние анизотропного породного массива при отработке угольных пластов [Текст] / А. Ф. Булат, О. В. Витушко, О. Г. Гоман. — Днепропетровск : Полиграфист, 2000. — 216 с.
3. Колоколов, О. В. Влияние главенствующей трещиноватости горного массива на состояние очистного забоя [Текст] / О. В. Колоколов, А. А. Гайдай // Украинско-польский форум горняков — 2004 : материалы междунар. научно-практ. конф. — Днепропетровск : НГУ, 2004. — С. 32–37.
4. Борзых, А. Ф. Содержание, ремонт и ликвидация выработок угольных шахт [Текст] : монография / А. Ф. Борзых, Ю. Е. Зюков, С. Н. Княжев. — Алчевск : ДонГТУ, 2004. — 614 с.
5. Фадеев, А. Б. Метод конечных элементов в геомеханике [Текст] / А. Б. Фадеев. — М. : Недра, 1987. — 221 с.

Полученные зависимости справедливы при следующих значениях входящих в них параметров: $l_{в.п}=40\dots 200$ м, $h=2300\dots 3310$ мм, $b=3760\dots 4520$ мм, где h и b — соответственно высота и ширина выработки, м.

Таким образом, переход от абсолютных к относительным единицам при натурных замерах позволяет сопоставлять и анализировать результаты замеров в выработках различного размера поперечного сечения.

Выводы и направление дальнейших исследований. Вышеизложенное позволяет сделать следующие основные выводы:

1. Абсолютная потеря ширины и высоты выработки при натурных замерах составила соответственно 760 и 1010 мм.

2. Относительная средняя по длине уступа потеря ширины и высоты выработки составила соответственно 12 % и 20,44 %.

3. Установлена зависимость относительной потери высоты и ширины выработки от ширины выработанного пространства при натурных исследованиях. С наибольшей достоверностью полученная зависимость описывается степенной функцией.

К направлению дальнейших исследований относится расширение горно-геологических условий исследований и создание универсальной математической модели влияния ширины выработанного пространства лавы на конвергенцию пород в подготовительной выработке.

6. Dolzhikov, P. *About the influence of intense fracturing on the stability of horizontal workings of Eastern Donbass mines [Text] / P. Dolzhikov, N. Paleychuk // Technical and Geoinformational Systems in Mining : School of Underground Mining 2011. — AK Leiden, The Netherlands : CRC Press/Balkema, 2011. — P. 157–162.*

7. Пронский, Д. В. *О влиянии пространственной ориентации кливажа на напряженно-деформированное состояние призабойного массива [Текст] / Д. В. Пронский, Н. Н. Палейчук, О. А. Рыжикова // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. — 2015. — Вып. 5 (45). — С. 29–35.*

© Князьков О. В.

© Рябичев В. Д.

© Спичак Ю. Н.

© Палейчук Н. Н.

Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. РМПИ ДонГТИ Леоновым А. А., зам. дир. по проектированию ГУП ЛНР «ЛНИПКИУГЛЕОБОГАЩЕНИЕ» Герасько О. А.

Статья поступила в редакцию 15.03.2021.

PhD in Engineering Kniazkov O. V. (*DonSTI, Alchevsk, LPR, dmmi_ot@mail.ru*),

Doctor of Technical Sciences Riabichev V. D. (*LSU named after V. Dahl, Lugansk, LPR*),

Doctor of Technical Sciences Spichak Yu. N., Paleychuk N. N. (*DonSTI, Alchevsk, LPR*)

INFLUENCE OF THE WORKED-OUT AREA OF LONG WALL FACE WIDTH ON ROCK CONVERGENCE IN PRELIMINARY DEVELOPMENT

Study of rock convergence in preliminary development protected by pillars while changing the width of worked-out area is performed. The nature of changing the relative width and height of development by measuring stations in time is determined. Dependence of relative loss of height and width of the slope on width of worked-out area is specified.

Key words: *development, slope, convergence, measurements, relative height and width, width of worked-out area, dependence.*

УДК 622.83:622.023.23

к.т.н. Аверин Г. А.,
к.т.н. Доценко О. Г.,
Корецкая Е. Г.

(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, galagena1959@yandex.ru)

УЧЕТ ВЛИЯНИЯ ПЕСЧАНИКОВ И ИЗВЕСТНЯКОВ НА МАКСИМАЛЬНОЕ ОСЕДАНИЕ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ, ВЫЗВАННОЕ ГОРНЫМИ РАБОТАМИ

В работе предлагается повысить точность прогноза величины максимальных оседаний земной поверхности по нормативной методике путем применения корректирующего коэффициента, учитывающего долю крепких породных слоев в подрабатываемом массиве и соотношение ширины выработанного пространства к глубине разработки.

Ключевые слова: математическое моделирование, метод конечных элементов, максимальные оседания земной поверхности, доля песчаников и известняков в подработанном массиве, отношение ширины выработанного пространства к глубине разработки.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Выемка пластов угля и других залежей полезных ископаемых вызывает образование в недрах земли пустот значительных размеров. Породы, залегающие в кровле очистных забоев, под действием горного давления и силы тяжести приходят в движение, обуславливая развитие процесса сдвижения всей толщи, включая земную поверхность.

Продолжительные наблюдения за подработкой объектов показали, что при соблюдении определенных условий возможна подработка объектов без нарушения их нормальной эксплуатации. Такими условиями являются: значительная глубина разработки, специально разработанные способы выемки полезных ископаемых, оборудование объектов перед подработкой специальными конструктивными мероприятиями и др.

Правильный и научно обоснованный подход к выбору мер охраны зданий и сооружений требует всестороннего изучения проявлений и установления закономерностей развития процесса сдвижения подработанной толщи пород и земной поверхности. Важно достоверно прогнозировать величины сдвижений и деформаций, рассчитываемых в главных сечениях мульды сдвижения земной поверхности. Нормативный прогноз основан на методе типовых кривых [1]. Во все расчетные формулы определения параметров сдвижения земной поверхности (безразмерные функции распределения оседаний, наклоны, кривизна, горизонтальные сдвижения и относительные горизонтальные деформации) входит величина максимальных оседаний. Точность определения последней влияет на погрешность величин деформаций, используемых при выборе мер охраны подрабатываемых объектов.

Расчитанные по рекомендациям [1] максимальные величины оседаний земной поверхности превышают фактические более чем на 50 %. Нормативная методика дает значительную погрешность прогноза. В настоящее время причины расхождений достаточно не изучены, поэтому важно исследовать влияние отдельных факторов на величину оседаний.

Впервые формулу для расчета максимальных оседаний земной поверхности при пологом залегании угольного пласта предложил профессор С. Г. Авершин [2]

$$\eta_o = \frac{a}{a + \sqrt{H}} \cdot m, \quad (1)$$

где a — коэффициент, равный 22 для условий Донбасса;

H — глубина ведения очистных работ, м;
 m — мощность разрабатываемого пласта, м.

В правилах охраны 1972 года [3] приводится формула для расчета максимальных оседаний при первичной подработке, учитывающая угол падения пласта

$$\eta_m = q_o \cdot m \cdot \cos \alpha \cdot \sqrt{t_1 \cdot t_2}, \quad (2)$$

где q_o — коэффициент, для района залегания антрацитов составляет 0,75;

α — угол падения пласта, град;

t_1 и t_2 — коэффициенты подработанности земной поверхности соответственно по падению и простиранию пласта.

В правилах охраны 2004 г. [1] в расчет максимальных оседаний добавлена ширина выработанного пространства

$$\eta_m = q_o \cdot m \cdot \cos \alpha \cdot N_1 \cdot N_2, \quad (3)$$

где q_o — коэффициент, зависящий от марки угля и района залегания [1];

N_1 и N_2 — коэффициенты, определяемые в зависимости от отношения расчётной ширины выработанного пространства D к глубине разработки H .

Рассмотренные методики [1–3] не учитывают влияния крепких горных пород, в частности наличия породных слоев-мостов, расположенных в подрабатываемой толще.

Постановка цели. В работе поставлена цель — повысить точность прогноза величины максимальных оседаний земной поверхности путем учета процентного содержания в подрабатываемом массиве крепких слоев пород (песчаников и известняков).

Изложение материала и его результаты. Полный учет исходной информации о

горно-геологических и горнотехнических условиях разработки месторождения возможен при использовании численного моделирования. Эксперимент выполнен с помощью программно-вычислительного комплекса «Лира», реализующего метод конечных элементов.

Базовая расчетная модель с размерами 3000 м по простиранию и 1200 м по падению разбивалась на прямоугольные элементы шириной 5 м и высотой 0,2–7 м в зависимости от мощности породных слоев. Чередующиеся слои различных типов пород, моделирующие подработанную толщу, отличаются между собой деформационными и прочностными свойствами (табл. 1).

Процесс оседания земной толщи моделировался по мере выемки выемочного столба, когда поведение пород максимально приближено к упругопластическому деформированию. Шаг подвигания очистного забоя в численной модели принимался равным 5–30 м.

Процесс оседаний земной поверхности моделировался для условий пяти очистных забоев, основные сведения о которых представлены в таблице 2.

Результаты моделирования процесса оседаний, вызванных отработкой данных лав, опубликованы в работах [4–8].

Полученные при решении численной задачи величины оседаний сравнивались с фактическими и с рассчитанными по нормативной методике [1]. Результаты сравнения приведены в таблицах 3–7. При прогнозе учитывалось соотношение ширины выработанного пространства (D) к глубине разработки (H).

Таблица 1

Физико-механические свойства угля и вмещающих его пород

Порода	Модуль упругости, МПа	Коэффициент Пуассона	Коэффициент сцепления, МПа	Угол внутреннего трения
аргиллит	$2 \cdot 10^4$	0,2	5	30
алевролит	$2 \cdot 10^4$	0,2	8	35
песчаник	$2,5 \cdot 10^4$	0,2	8	35
известняк	$2,5 \cdot 10^4$	0,2	8	35
уголь	$0,5 \cdot 10^4$	0,3	3,4	37

НАУКИ О ЗЕМЛЕ

Таблица 2

Основные сведения об условиях отработки лав, для которых проводилось численное моделирование оседания земной поверхности

Шахта	Наименование лавы	Взаимное расположение выемочного столба и подрабатываемого участка железной дороги	Глубина разработки, м	Вынимаемая мощность пласта, м	Угол падения пласта, град	Доля песчаников и известняков в подрабатываемой толще пород
им. XIX Съезда КПСС	4 вост. по пласту l_1	диагонально и частично параллельно	560	1,2	6–10	25
№ 5 ш/у «Ворошиловское»	№ 352 по пласту i_3	перпендикулярно	500	1,0	2–4	29
им. М. В. Фрунзе	8 зап. по пласту h_8	параллельно	950	1,4	4–18	25
им. М. В. Фрунзе	35 вост. по пласту h_8	по диагонали	880	1,56	1–2	29
им. Володарского	№ 62 по пласту h_8	перпендикулярно	870	1,4	16–17	35

Таблица 3

Максимальные оседания земной поверхности, полученные в условиях шахты им. XIX Съезда КПСС при отработке 4 вост. лавы пл. l_1
(время работы лавы 1997–1999 гг.)

$\frac{D}{H}$	Величина максимальных оседаний, мм			Относительное отклонение прогнозной величины максимальных оседаний от фактической величины, %	
	фактические	прогнозные		по методике [1]	в численной модели
		по методике [1]	в численной модели		
0,3	–41	–99	–44	141	7
0,53	–72	–200	–88	178	22
0,72	–132	–300	–126	127	5
0,94	–198	–393	–169	98	15
0,98	–239	–403	–177	69	26
1,04	–242	–415	–188	71	22
1,21	–292	–423	–217	45	26
1,43	–318	–423	–254	33	20
1,5	–355	–423	–263	19	26
Ошибка прогноза, %				87	19

НАУКИ О ЗЕМЛЕ

Таблица 4

Максимальные оседания земной поверхности, полученные в условиях шахты № 5 ш/у «Ворошиловское» при отработке лавы № 352 пласта i_3 (время работы лавы 1999–2000 гг.)

$\frac{D}{H}$	Величина максимальных оседаний, мм			Относительное отклонение прогнозной величины максимальных оседаний от фактической величины, %	
	фактические	прогнозные		по методике [1]	в численной модели
		по методике [1]	в численной модели		
0,96	-128	-259	-125	102	2
1,6	-205	-270	-210	68	2
1,68	-245	-270	-239	43	2
1,77	-281	-270	-278	25	1
2,0	-330	-270	-326	6	1
Ошибка прогноза, %				49	2

Таблица 5

Максимальные оседания земной поверхности, полученные в условиях шахты им. Фрунзе при отработке вост. 35 лавы пласта $h_8 i_3$ (время работы лавы 1999 по 2000 гг.)

$\frac{D}{H}$	Величина максимальных оседаний, мм			Относительное отклонение прогнозной величины максимальных оседаний от фактической величины, %	
	фактические	прогнозные		по методике [1]	в численной модели
		по методике [1]	в численной модели		
0,27	-38	-72	-43	89	14
0,55	-126	-177	-115	40	9
0,75	-160	-192	-159	20	1
0,95	-192	-192	-190	0	1
Ошибка прогноза, %				37	6

Таблица 6

Максимальные оседания земной поверхности, полученные в условиях шахты им. Фрунзе при отработке 8 зап. лавы пласта h_8 (время работы лавы 2000 по 2002 гг.)

$\frac{D}{H}$	Величина максимальных оседаний, мм			Относительное отклонение прогнозной величины максимальных оседаний от фактической величины, %	
	фактические	прогнозные		по методике [1]	в численной модели
		по методике [1]	в численной модели		
0,26	-95	-279	-106	194	12
0,42	-189	-352	-186	86	2
0,61	-243	-425	-283	75	16
0,77	-381	-480	-361	26	5
0,96	-419	-546	-446	30	6
Ошибка прогноза, %				82	8

Таблица 7

Максимальные оседания земной поверхности, полученные в условиях шахты им. Володарского при отработке лавы № 62 пласта h_8 (время работы лавы 1983–1984 гг.)

$\frac{D}{H}$	Величина максимальных оседаний, мм			Относительное отклонение прогнозной величины максимальных оседаний от фактической величины, %	
	фактические	прогнозные		по методике [1]	в численной модели
		по методике [1]	в численной модели		
0,57	-105	-114	-118	9	4
0,69	-129	-137	-146	6	7
0,76	-158	-151	-166	4	10
0,82	-161	-164	-182	2	11
0,9	-214	-179	-199	16	11
0,96	-230	-191	-214	17	12
1,03	-236	-205	-227	13	11
1,09	-248	-216	-235	13	9
1,18	-250	-236	-248	6	5
Ошибка прогноза, %				10	9

Как видно из таблиц (3–7), нормативной методике прогноза присуща высокая погрешность. При этом погрешность тем больше, чем меньше значение отношения ширины выработанного пространства к глубине разработки. Повысить точность прогноза предлагается путем корректировки рассчитанного по нормативной методике значения максимального оседания на некоторый корректирующий коэффициент, учитывающий отношение D/H и долю крепких пород в подработанном массиве (C).

Корректирующий коэффициент K_k показывает, во сколько раз прогнозная величина оседаний отличается от фактических. На рисунках (1–2) представлены графики

изменения корректирующих коэффициентов K_k в зависимости от влияющих параметров: D/H и C . Математическая модель определения величины коэффициента K_k имеет вид

$$K_k = a \cdot \left(\frac{D}{H}\right)^b, \quad (4)$$

где a и b — параметры зависимости (4), зависящие от доли крепких пород в подработываемом массиве (C). Вычисленные значения параметров приведены в таблице 8.

Таблица 8

Значения параметров зависимости (4)

$C, \%$	При $H=500\dots750$ м			При $H=750\dots1000$ м		
	a	b	R^2	a	b	R^2
80	1,87	-0,34	0,79	1,13	-0,56	0,95
70	1,8	-0,34	0,78	1,07	-0,57	0,95
60	1,73	-0,35	0,77	1,02	-0,59	0,96
50	1,67	-0,35	0,76	0,98	-0,6	0,96
40	1,65	-0,38	0,76	0,93	-0,61	0,96
30	1,6	-0,38	0,76	0,91	-0,61	0,97
20	1,54	-0,4	0,75	0,87	-0,59	0,96
10	1,48	-0,42	0,74	0,83	-0,43	0,93

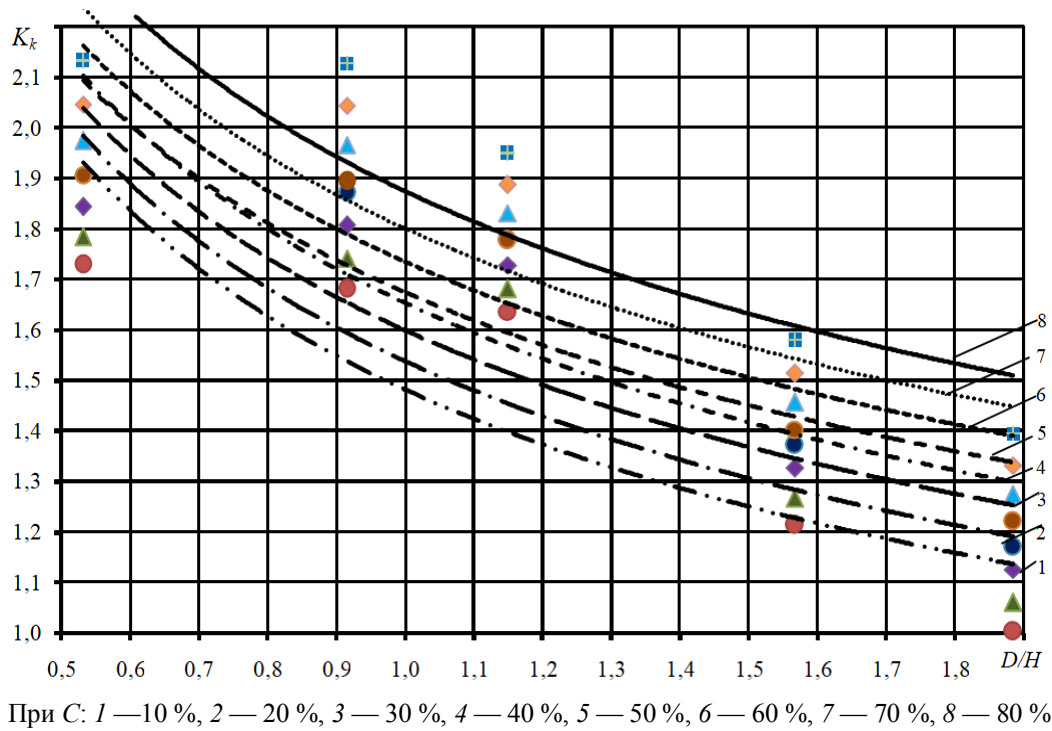


Рисунок 1 — Изменение корректирующего коэффициента K_k при $H=500\dots750$ м

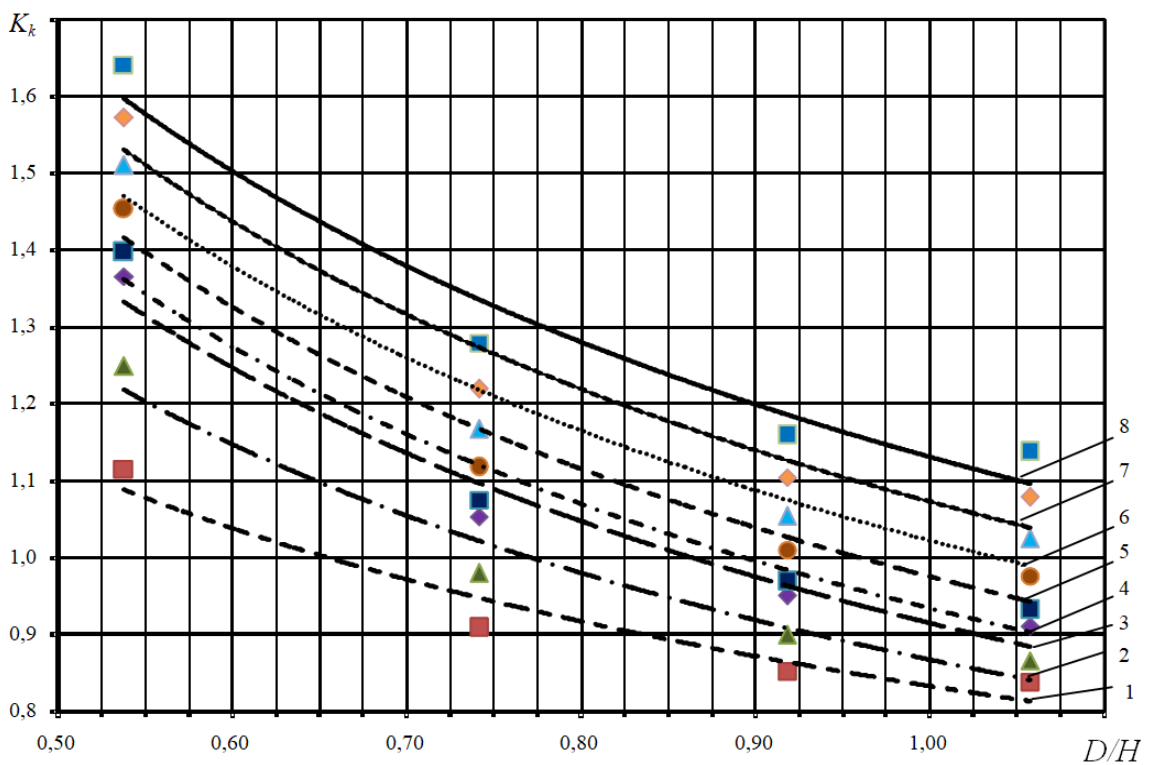


Рисунок 2 — Изменение корректирующего коэффициента K_k при $H=750\dots1000$ м

Параметры a и b описываются линейными зависимостями, коэффициенты корреляции которых составляют $R^2 = 0,92-0,98$:

– при глубине разработки 500–750 м

$$\begin{aligned} a &= 0,005 \cdot C + 1,43, \\ b &= 0,001 \cdot C - 0,42; \end{aligned} \quad (5)$$

– при глубине разработки 750–1000 м

$$\begin{aligned} a &= 0,004 \cdot C + 0,78, \\ b &= 0,00009 \cdot C^2 - 0,0092 \cdot C - 0,39. \end{aligned} \quad (6)$$

Средняя ошибка аппроксимации зависимости (4) не превышает 25 %.

Выводы:

– нормативная методика [1] прогноза максимальных оседаний земной поверхности не учитывает наличие крепких породных слоев в подрабатываемом массиве, что значительно увеличивает ошибку прогноза;
– ошибка прогноза также зависит от соотношения ширины выработанного про-

странства к глубине разработки: чем меньше значение соотношения, тем выше погрешность;

– величина оседаний земной поверхности уменьшается с ростом процентного содержания песчаников и известняков в подрабатываемом массиве;

– при наличии крепких пород в подработанном массиве предлагается использовать корректирующий коэффициент K_k , определяемый долей крепких слоев в массиве (C) и соотношением D/H (где D — ширина выработанного пространства, H — глубина разработки), что позволит более чем в 4 раза повысить точность прогноза максимальных оседаний земной поверхности.

В дальнейшем планируется установить влияние на величину оседаний расстояния между вынимаемым пластом и крепкими породными слоями.

Библиографический список

1. ГСТУ 101,00159226,001–2003. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом [Текст] : чинний з 2004-01-01. — К. : Мінпаливенерго України, 2004. — 128 с.
2. Авершин, С. Г. Сдвигение горных пород при подземных разработках [Текст] / С. Г. Авершин. — М. : Углетехиздат, 1954. — 245 с.
3. Правила охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных выработок в Донецком угольном бассейне [Текст]. — М. : МУПСССР, 1972. — 133 с.
4. Корецкая, Е. Г. Моделирование оседаний земной поверхности в условиях подработки лавой № 35^{60см} пл. h₈ шахты им. М. В. Фрунзе [Текст] / Е. Г. Корецкая // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2017. — № 55 — С. 58–64.
5. Аверин, Г. А. Влияние крепких пород на максимальные оседания земной поверхности в условиях шахты им. М. В. Фрунзе [Текст] / Г. А. Аверин, В. Г. Ларченко, Е. Г. Корецкая // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2016. — № 47. — С. 40–44.
6. Влияние крепких пород на максимальные оседания земной поверхности в условиях шахты № 5 ш/у «Ворошиловское» [Текст] / Г. А. Аверин, Н. К. Клишин, Е. С. Смекалин, Е. Г. Корецкая // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2018. — № 52. — С. 29–35.
7. Аверин, Г. А. Прогнозирование максимальных оседаний земной поверхности при различном содержании крепких породных слоев подработанного массива [Текст] / Г. А. Аверин, В. Г. Ларченко, Е. Г. Корецкая, О. Г. Доценко // Уголь Украины. — 2016. — № 8. — С. 4–7.
8. Аверин, Г. А. Моделирование оседания земной поверхности в условиях шахты им. Володарского [Текст] / Г. А. Аверин, Е. Г. Корецкая // Современные проблемы маркшейдерии и геологии : сборник материалов конференции, посвященной 20-летию подготовки горных инженеров-маркшейдеров в ДонГТУ и Дню Науки / под ред. В. Г. Ларченко. — Алчевск : ГОУ ВПО ЛНР «ДонГТУ». — 2019. — С. 43–48.

*Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. РМПИ ДонГТИ Леоновым А. А.,
зам. гл. инженера по производству и перспективному развитию
ПП «Шахтоуправление Луганское» ГУП ЛНР «РТК „Востокуголь“» Чепурным Д. С.*

Статья поступила в редакцию 11.03.2021.

PhD in Engineering Averin G. A., PhD in Engineering Dotsenko O. G., Koretskaia E. G. (DonSTI, Alchevsk, LPR, galagena1959@yandex.ru)

**ACCOUNTING FOR THE EFFECT OF SANDSTONE AND LIMESTONE ON
THE MAXIMUM SUBSIDENCE OF THE EARTH'S CRUST CAUSED BY MINING**

The paper proposes to increase the accuracy of prediction of maximum subsidence of the earth's crust according to the normative method by applying a corrective coefficient that takes into account the proportion of strong rock layers in the undermining mass and the ratio of width of the mined-out space to the mining depth.

Key words: *mathematical modeling, finite elements method, maximum subsidence of the earth's crust, percentage of sandstone and limestone in the undermining mass, ratio of width of the mined-out area to the mining depth.*

УДК 622.837

к.т.н. Ларченко В. Г.,
Маталкина Ю. А.,
Коваленко Е. В.

(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, larchenko2020@rambler.ru)

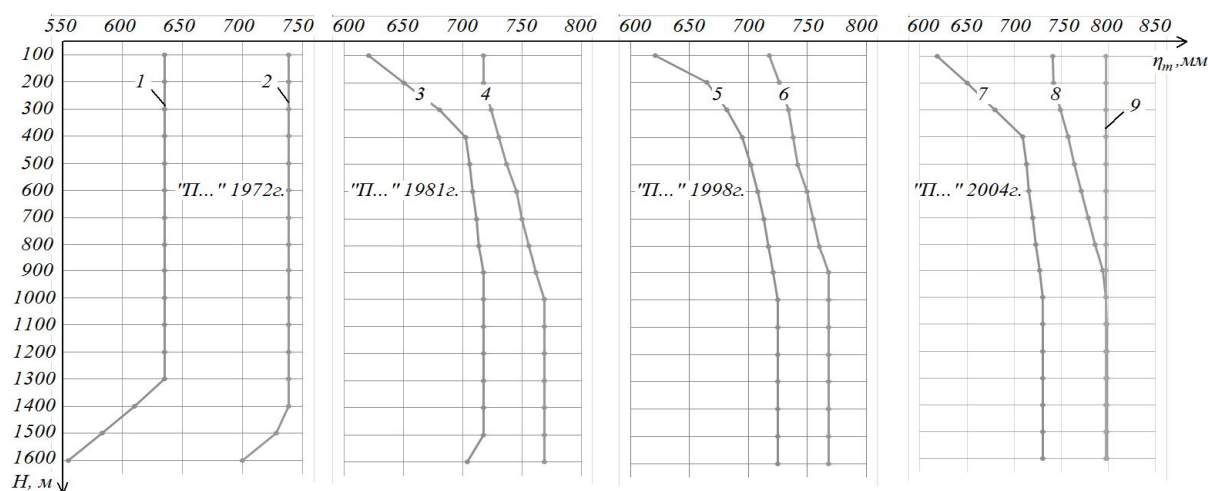
ОПЕРАТИВНЫЙ СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОЖИДАЕМЫХ ОСЕДАНИЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ДОБЫЧЕ УГЛЯ НА БОЛЬШИХ ГЛУБИНАХ

Выполнен сравнительный анализ оседаний, вычисленных по действующим методикам нормативных «Правил...», по методике проекта «Правил охраны сооружений...» ЛНР и по результатам натурных наблюдений. Приведен оперативный способ расчета ожидаемых максимальных оседаний земной поверхности.

Ключевые слова: оседания, земная поверхность, способ, зависимость, глубина, разработка, уголь.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Более 30 % балансовых запасов угля Восточного Донбасса залегает под сооружениями, коммуникациями и природными объектами. Разработка угля в таких случаях возможна только после принятия мер охраны подрабатываемых объектов. Выбор мер охраны зависит от максимальных ожидаемых сдвижений и деформаций земной поверхности, определить которые можно натурными наблюдениями, но они очень трудоемкие и в ЛНР не всегда возможны. Маркшейдерам шахт остается определять ожидаемые сдвижения

и деформации земной поверхности по методикам действующих нормативных документов «Правила подработки зданий...» [1] Украины или «Правила охраны сооружений...» [2] РФ. Но выполненные кафедрой МГ и Г ДонГТИ исследования [3–6] показывают (рис. 1), что как в действующих нормативных «Правилах...» [1, 2], так и в им предшествовавших «Правилах...» Министерства угольной промышленности СССР 1981 г. и 1972 г. не в полной мере учтено влияние глубины разработки H на максимальное оседание земной поверхности η_m (рис. 1).



1, 3, 5, 7 — ломаные в районах залегания антрацита; 2, 4, 6, 8 — ломаные в районах залегания других марок угля и $h/H \leq 0,3$; 9 — прямая в районах залегания других марок при $h/H = 0,4$

Рисунок 1 Графики зависимости η_m от H , вычисленные по методикам [1, 2], 1972 г., 1981 г.

Построенные по вычисленным η_m согласно методикам [1, 2], 1972 г., 1981 г. графики зависимости, при вынимаемой мощности пласта 1 м, угле наклона пласта $\alpha = 5^\circ$, длине столба по падению $D_1 = 2000$ м, полной подработке по простиранию ($D_2/H = 1,2$), свидетельствуют, что максимальные оседания земной поверхности η_m с увеличением глубины разработки H увеличиваются или не изменяются (рис. 1), а это противоречит теории сдвижения слоистой толщи пород и геомеханике.

Горизонтальные сдвиги и все виды деформаций земной поверхности зависят от максимальных оседаний, поэтому и влияние глубины очистных работ недостаточно учтено в нормативных «Правилах...» [1, 2], 1972 г., 1981 г при вычислении деформаций земной поверхности, особенно при больших глубинах подработки.

Добыча угля на ряде шахт ЛНР производится на глубинах 1000 м и более. Поэтому при ежегодном увеличении глубины очистных работ необходимым и актуальным стало совершенствование методик действующих нормативных «Правил...» [1, 2] для расчета ожидаемых максимальных оседаний земной поверхности.

Постановка задачи. Задачей данного этапа исследований является совершенствование методики расчета η_m , разработка оперативного способа определения ожидаемых максимальных оседаний земной поверхности при ее подработке на больших глубинах.

Изложение материала и его результаты. Для решения поставленной задачи нами выполнен анализ литературных источников, влияющих на η_m факторов (m , α , D_1 , D_2 , отношений мощности наносов h к H , степени метаморфизма «марки угля», прочности и мощности слоев пород), теоретические исследования, сбор результатов натурных наблюдений.

По выполненным исследованиям получены следующие результаты:

1. Установлено, что в «Правилах...» [1, 2] в формулах (1, 2) при вычислениях коэф-

фициентов степени подработанности земной поверхности вкост простирания N_1 и по простиранию N_2 поправки ΔD в подкоренных выражениях целесообразно не учитывать, так как: при $l/H = 0$ (целика нет) ΔD в зависимости от H изменяется от 0,14 до 0,04; при $l/H = 0,6$ и более ΔD колеблется в пределах от $-0,22$ до $-0,07$ (табл. А.2 [1]); при $l/H = 0,4$ (в угольных районах, кроме антрацита) $\Delta D = 0$ при H от 100 до 1000 и более метров, значит, вычисленные η_m при любых значениях H будут постоянными (рис. 1, прямая 9).

$$N_1 = \sqrt{0,9 \left(\frac{D_1}{H} + \Delta D_{II} + \Delta D_B \right)}, \quad (1)$$

$$N_2 = \sqrt{0,9 \left(\frac{D_2}{H} + \Delta D_{III} + \Delta D_{OIP} \right)}, \quad (2)$$

где ΔD_{II} , ΔD_B , ΔD_{III} , ΔD_{OIP} — поправки к относительной длине лавы за счет целика соответственно со стороны падения, восстания, простирания и обратной простиранию, определяемые с учетом отношения размеров целика l к H по таблице А.2 [1].

2. Натурными наблюдениями установлено [7], что над целиком шириной (0,2–0,4) l/H происходит суммирование горизонтальных деформаций растяжений от динамической полумульды и образовавшейся новой мульды и, аналогично, кривизны выпуклости, которые в 2 раза больше максимальных деформаций над разрезной печью и в 5 раз больше соответствующих деформаций над движущимся очистным забоем.

3. Расчет максимальных оседаний земной поверхности следует выполнять по скорректированной формуле

$$\eta_m = q_o \cdot m \cdot \cos \alpha \cdot N_1 \cdot N_2 - K_P \cdot H^2, \quad m \geq 0, \quad (3)$$

где q_o — относительная величина максимального оседания, определяемая в соответствии с таблицей А.1 [1], безразмерная величина;

m — вынимаемая мощность пласта, м;

α — угол падения пласта, град;

N_1, N_2 — коэффициенты, характеризующие степень подработанности земной поверхности соответственно вкост простираия и по простираию, безразмерные величины, определяемые по формулам

$$N_1 = \sqrt{0,9 \frac{D_1}{H}}, \quad N_2 = \sqrt{0,9 \frac{D_2}{H}}, \quad (4)$$

где D_1, D_2 — размеры выработанного пространства соответственно по падению и по простираию пласта. Если N_1 и $N_2 > 1$, их следует принимать равными 1. В случае, когда N_1 и $N_2 < 0,20$, их следует принимать равными 0,20;

K_p — коэффициент остаточных межслоевых расслоений (разуплотнений) подработанного массива пород, зависящий от литологии толщи, мощности, прочности слоев горных пород, установленный натурными наблюдениями (табл. 1) [8, 9], теоретическими исследованиями [10] и рекомендуемый на данном этапе при первичной подработке в антрацитовых районах Донбасса $K_p = 3 \cdot 10^{-7} \text{ 1/м}^2$, в районах залегания углей марок Ж, К, ОС, Т и Д-Г при $h/H \leq 0,3$ $K_p = 2,5 \cdot 10^{-7} \text{ 1/м}^2$, в районах углей марок Д-Г при $h/H > 0,3$ $K_p = 2 \cdot 10^{-7} \text{ 1/м}^2$ и требующий

подтверждения результатами натуральных наблюдений при добыче угля на больших глубинах. При повторных подработках в антрацитовых районах рекомендуем $K_p^{\text{II}} = 2,5 \cdot 10^{-7} \text{ 1/м}^2$, в остальных районах — $K_p^{\text{II}} = 2 \cdot 10^{-7} \text{ 1/м}^2$.

4. По формуле (3) выполнен расчет максимальных оседаний земной поверхности η_m (табл. 2) в тех же горно-геологических условиях, что и по «Правилам...» [1, 2], 1972 г., 1981 г. (рис. 1).

5. По вычисленным значениям η_m построены графики зависимости η_m от $H, D_1 = 2000$ м (рис. 2–4), при различных D_2/H в пределах от 0,2 до 1,2, которые убедительно показывают степенную зависимость максимальных оседаний земной поверхности от глубины подработки, зависимость от степени подработанности (отношения D_2/H), в районах залегания антрацита (табл. 2, рис. 2), углей марок Ж, К, ОС, Т и Д-Г при $h/H \leq 0,3$ ($q_0 = 0,8$) (рис. 3) и в районах залегания углей марок Д-Г при $h/H > 0,3$, степени подработанности земной поверхности по простираию $\frac{D_2}{H}$ от 0,2 до 1,2, $D_1 = 2000$ м (рис. 4).

Таблица 1

Сопоставление вычисленных по формуле (3) η_p и фактических η_f оседаний земной поверхности

	Наблюдательные станции	Пласт	$m, \text{ м}$	α°	$D_1, \text{ м}$	$D_2, \text{ м}$	$H, \text{ м}$	$\eta_f, \text{ м}$	$\eta_p, \text{ м}$	$\Delta\eta, \%$
1	ш. Западная л. 602 и 604	K_2^H	0,95	7	402	725	488	0,457	0,457	0,0
2	№ 1 ш. Южная л. 1522 и 1524	i_3^H	1,5	8	420	850	724	0,628	0,647	3,0
3	№ 8 ш. Южная л. 1518 и 1520	i_3^H	1,4	8	430	900	678	0,600	0,646	7,7
4	№ 26 ш. Южная л. 1522 и 1524	i_3^H	1,5	8	430	850	748	0,751	0,675	–10,1
5	№ 15 ш. Нежданная л. 1025 и 1027	K_2^1	0,85	6	340	760	258	0,610	0,614	0,6
6	№ 16 ш. Нежданная л. 1025 и 1028	K_2^1	0,82	6	340	760	267	0,628	0,591	–5,9
7	№ 8 ш. Красина л. 1106 и 1108	K_2^H	0,85	8	380	900	245	0,688	0,658	–4,4

Таблица 2
Зависимость η_m от H и от D_2/H
при $q_0=0,75$, $m=1$ м, $\alpha=5^\circ$

H , м	η_m , мм					
	D_2/H					
	0,2	0,4	0,6	0,8	1	1,2
100	314	446	546	631	706	745
200	305	437	537	622	697	736
300	290	422	522	607	682	721
400	269	401	501	586	661	700
500	242	374	474	559	634	673
600	209	341	441	526	601	640
700	170	302	402	487	562	601
800	125	257	357	442	517	556
900	74	206	306	391	466	505
1000	17	149	249	334	409	448
1100	0	86	186	271	346	385
1200		17	117	202	277	316
1300		0	42	127	202	241
1400			0	46	121	160
1500				0	34	73
1600					0	0

Графики зависимости η от H (рис. 2–4) между собой отличаются на всех глубинах разностью $\Delta\eta$, вызванной различием в степени метаморфизма (прочности) подработанного массива пород (коэффициентами q_0 , K_p в формуле (3)).

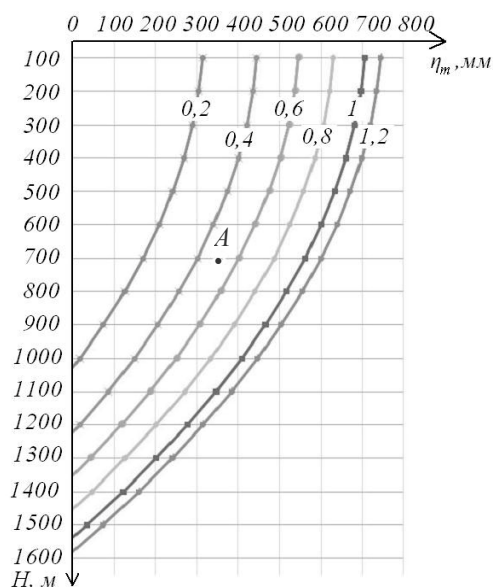


Рисунок 2 Графики зависимости η_m от H и от D_2/H при $q_0=0,75$, $K_p=3 \cdot 10^{-7}$ 1/м²

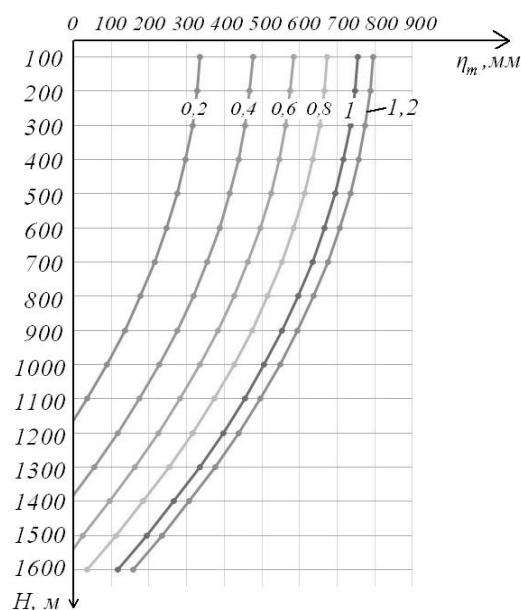


Рисунок 3 Графики зависимости η_m от H и от D_2/H при $q_0=0,8$, $K_p=2,5 \cdot 10^{-7}$ 1/м²

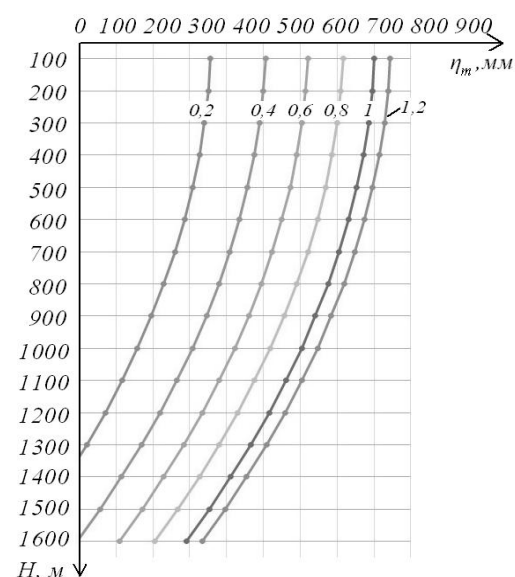


Рисунок 4 Графики зависимости η_m от H и от D_2/H при $q_0=0,85$, $K_p=2 \cdot 10^{-7}$ 1/м²

6. Сопоставление вычисленных по аналитическому выражению (3) максимальных оседаний земной поверхности $\eta_{выч}$ с фактическими η_f , установленными натурными наблюдениями в Восточном Донбассе (табл. 1) [9], показывает, что максимальное расхождение $\Delta\eta$ составило 10,1%, а среднее алгебраическое отклонение равно

$\Delta\eta_{cp} = -1,3\%$, это вполне приемлемо на данном этапе исследований.

7. В совокупности графики зависимости η_m от основных влияющих факторов (рис. 2–4) позволили сформулировать экспресс метод определения η_m на угольных шахтах при выборе схемы подработки (отношения $\frac{D_2}{H}$) ответственных объектов

земной поверхности с минимальными оседаниями и деформациями в такой последовательности:

– в зависимости от марки добываемого угля выбираем один из графиков зависимости из рисунков 2–4 (в примере — район антрацита (рис. 2));

– в зависимости от фактической глубины разработки H (возьмем 700 м, рис. 2, $q_o = 0,75$) и степени подработанности $\frac{D_2}{H} = 0,5$ (точка А по горизонтали) в соответствии со шкалой η_m (с учетом масштаба) графически определяем η_m в точке А $\eta_m = 0,350$ м;

– для учета вынимаемой мощности m_e разрабатываемого конкретного пласта умножаем 0,35 на $\frac{m_e}{1}$ (на рисунках $m = 1$ м),

а для учета угла наклона пласта α полученный результат умножаем на отношение $\frac{\cos \alpha}{0,997}$, так как расчет η_m и рисунки 2–4

выполнены при $\alpha = 5^\circ$ ($\cos 5^\circ = 0,997$), и в итоге получим оперативно максимальное

оседание в заданной точке в конкретных горно-геологических условиях

$$\eta_A = 0,35 \cdot \frac{m_e}{1} \cdot \frac{\cos \alpha}{0,997}, \text{ м.} \quad (5)$$

Выводы и направления дальнейших исследований.

1. Скорректированная методика позволяет получать адекватные и сопоставимые с результатами натуральных наблюдений максимальные оседания земной поверхности при глубинах подработки до 1600 м (табл. 1, 2).

2. Построенные графики зависимости η_m от H (рис. 2–4) позволяют оперативно в конкретных горно-геологических условиях экспресс-методом определять ожидаемые максимальные оседания земной поверхности с достаточной точностью, что необходимо знать при выборе мер охраны подрабатываемых сооружений и планировании очистных работ под ними с минимальными оседаниями.

3. Изложенная методика расчета η_m использована в проекте «Правил охраны сооружений...» ЛНР, которые проходят согласования в организациях ЛНР. Коэффициенты K_p требуют подтверждения результатами натуральных наблюдений при добыче угля на глубинах более 600 м.

Дальнейшие исследования авторов будут направлены на подготовку экспресс-метода определения наклонов и горизонтальных деформаций земной поверхности и производство натуральных наблюдений при их финансировании.

Библиографический список

1. ГСТУ 101.00159226.001–2003. *Отраслевой стандарт Украины. Правила подработки зданий, сооружений и природных объектов при добыче угля подземным способом [Текст].* — Введ. 2004–01–01. — К. : УкрНИИМИ НАН Украины, 2004. — 128 с.

2. *Правила охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных разработок на угольных месторождениях [Текст] : ПБ 07–269–98: утв. Госгортехнадзором Рос. Федерации 16.03.1998.* — Введ. 1998–10–01. — СПб. : Межотраслевой науч. центр ВНИИМИ, 1998. — 291 с.

3. Ларченко, В. Г. *Исследование влияния глубины подработки на параметры процесса сдвижения земной поверхности [Текст] / В. Г. Ларченко, Ю. А. Маталкина // Сборник научных трудов ДонГТУ.* — 2017. — Вып. 7 (50). — С. 53–57.

4. Ларченко, В. Г. Максимальные оседания и деформации земной поверхности при подработке на больших глубинах [Текст] / В. Г. Ларченко, Е. В. Коваленко, Ю. А. Маталкина // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2018. — Вып. 11 (54). — С. 33–40.

5. Ларченко, В. Г. Совершенствование методики расчета ожидаемых сдвижений и деформаций земной поверхности при добыче угля [Текст] / В. Г. Ларченко, Е. В. Коваленко, Ю. А. Маталкина // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2019. — Вып. 15 (58). — С. 20–26.

6. Ларченко, В. Г. Зависимость сдвижений деформаций земной поверхности от глубины подработки [Текст] / В. Г. Ларченко, Е. В. Коваленко, Ю. А. Маталкина // Горная геология, геомеханика и маркшейдерия : сборник научных трудов VI международной научно-технической конференции. — Донецк : РАНМИ МО и Н ДНР, 2019. — № 8 (23). — Часть I. — С. 129–134.

7. Ларченко, В. Г. Зависимость горизонтальных деформаций земной поверхности от ширины выработанного пространства и размеров целиков [Текст] / В. Г. Ларченко // Вестник МАНЭБ. — СПб., 2000. — № 2 (26). — С. 30–32.

8. Ларченко, В. Г. Практические результаты исследований деформаций земной поверхности при отработке свиты пологих угольных пластов [Текст] / В. Г. Ларченко // Форум гірників — 2009 : матеріали Міжнародної конф. — Днепропетровск : НГУ, 2009. — С. 222–230.

9. Посыльный, Ю. В. Максимальные оседания земной поверхности в антрацитовых районах Донбасса [Текст] / Ю. В. Посыльный, А. А. Джулай, Е. А. Тетерин // Перспективы развития Восточного Донбасса : сб. науч. трудов ШИЮРГТУ (НПИ). — Новочеркасск : Набла, 2007. — Часть 2. — С. 282–294.

10. Ларченко, В. Г. Определения зависимостей параметров сдвижений и деформаций подработанной толщи пород от определяющих факторов методом конечных элементов [Текст] / В. Г. Ларченко, О. А. Черных // Вестник МАНЭБ. — СПб., 2006. — № 22. — С. 16–24.

© Ларченко В. Г.

© Маталкина Ю. А.

© Коваленко Е. В.

**Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. РМПИ ДонГТИ Леоновым А. А.,
нач. отд. геологии и недропользования Минтопэнерго ЛНР Тихомировой Е. В.**

Статья поступила в редакцию 11.03.2021.

**PhD in Engineering Larchenko V. G., Matalkina Yu. A., Kovalenko E. V. (DonSTI, Alchevsk, LPR,
larchenko2020@rambler.ru)**

OPERATIONAL METHOD OF DETERMINING THE EXPECTED EARTH'S CRUST SUBSIDENCE DURING COAL MINING AT LARGE DEPTHS

Comparative analysis of subsidence calculated according to the current methods of normative "Rules...", according to the method of project "Rules for the protection of structures..." of the LPR and based on the results of field observations. The operational method of calculation the expected maximum subsidence of the earth's crust is given.

Key words: *subsidence, earth's crust, method, dependence, depth, development, coal.*

**МЕТАЛЛУРГИЯ
И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ**

**METALLURGY
AND MATERIAL SCIENCES**

УДК 669.162.262

к.т.н. Русанов И. Ф.,
к.т.н. Куберский С. В.,
к.т.н. Проценко М. Ю.,
Завгородний С. Р.

(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, rusanova-2011@inbox.ru)

ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ ПРОИЗВОДСТВА ЖЕЛЕЗОФЛЮСА НА ОСНОВЕ ТЕХНОГЕННЫХ ОТХОДОВ

Приведены результаты выполненных теоретических расчетов по определению возможности и эффективности использования на предприятиях черной металлургии собственных техногенных отходов при производстве железоблины. Установлено влияние замены природного сырья техногенными отходами на ход процесса агломерации, показатели процесса и качество получаемого агломерата.

Ключевые слова: агломерация, техногенные отходы, сталеплавильный шлак, шлам, мелкодисперсная окалина, высокоосновный агломерат, железоблины, спекание, прочность, выход годного агломерата.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. В результате промышленных революций XVII–XIX веков уже во второй половине XX столетия значительно ухудшилось состояние окружающей человека среды и природных ресурсов. Необходимость рационального их использования привело к созданию в 1983 году Генеральной Ассамблеей ООН Международной комиссии по окружающей среде и развитию («Комиссия Брундтланд»). В отчете комиссии «Наше общее будущее», подготовленном для ООН и опубликованном в 1987 году, введено понятие «устойчивое развитие» — развитие, которое удовлетворяет потребности нынешнего поколения, не угрожая возможности будущих поколений удовлетворять свои собственные нужды.

Концепция устойчивого развития имеет три составляющие: экономическую, социальную и экологическую. Поэтому такое развитие предполагает комплексное решение экономических, социальных и экологических проблем, достижение равновесия и сбалансированности между ними, а также обязанность нынешнего поколения перед будущими оставить достаточные ресурсы, необходимые для обеспечения

уровня благосостояния не ниже существующего.

Одной из важнейших проблем развития общества является рациональное использование природных ресурсов, которое невозможно без «рециркуляционной экономики».

Первой в мире страной, провозгласившей себя страной с рециркуляционной экономикой стала Япония, в которой в 2001 году вступил в силу Закон № 110 от 2 июня 2000 г. («Базовый закон о формировании общества с оборотным использованием ресурсов»). Под термином «оборотные (вторичные) ресурсы» понимается пригодная для использования часть отходов производства и потребления. В качестве приоритетных подходов в отношении вторичных ресурсов закон определяет: 1) ограничение образования, 2) утилизацию, 3) обратное использование, 4) утилизацию тепла и 5) безопасное для окружающей среды и человека депонирование отходов. Первые три направления (соответственно — reduce, reuse, recycling) часто сокращенно обозначают «3R», иногда добавляя к ним и четвертое понятие — recovery — восстановление вторичных материалов.

К вторичным ресурсам относят сырье, материалы, отходы производства, образующиеся в процессе хозяйственной деятельности, которые можно использовать в дальнейшем при изготовлении нового продукта.

Особенно актуально использование вторичных ресурсов в старопромышленных регионах. К таким регионам относятся и Донбасс, в котором горно-металлургические комплексы создавались в конце XIX — начале XX века, и поэтому к настоящему времени они существенно отстают как по структуре, так и по физическому состоянию от передовых зарубежных производств.

Это сказывается и на уровне вовлечения в производственный и хозяйственный рециклинг вторичных ресурсов, которые накопились в огромном количестве.

Основными техногенными отходами черной металлургии являются доменные и сталеплавильные шлаки, шламы и пыли газоочисток, мелкодисперсная окалина, мелкая чугунная стружка. В этих отходах содержатся такие полезные компоненты, как металлическое железо и его оксиды, оксиды кальция, магния, марганца и других металлов. Их химический состав зависит от шихтовых условий, в которых работает предприятие, а также от его регионального размещения. Все они рассматриваются как эффективные заменители природного сырья. Значительная часть этих отходов, которые образуют техногенные месторождения, расположенные вблизи металлургических предприятий, может быть переработана при агломерации железорудного сырья.

Как известно, для придания металлургическим шлакам (как доменным, так и сталеплавильным) необходимых физических и химических свойств в агрегаты вводятся флюсы, главным образом флюсовые известняки. Основные месторождения известняков в нашем регионе (с добычей в сумме 18,2 млн т известняка в год) расположены на территории Донецкой области.

Из них Каракубское (Комсомольское рудоуправление) и Еленовское (Докучаевский флюсо-доломитный комбинат) находятся на территории Донецкой народной республики, а Новотроицкое (Новотроицкое рудоуправление) — на подконтрольной Украине территории. За почти вековую эксплуатацию часть рудников практически полностью выработана, а часть значительно истощена. В целом все месторождения при возрождении промышленности к 2050 году будут выработаны.

В сложившихся условиях возникает необходимость поиска эффективных заменителей природного флюсового известняка как природными материалами, так и материалами техногенного происхождения.

С целью замены природных флюсов в металлургии ведутся работы по созданию искусственных шлакообразующих, таких как железофлюс (называемый также железной известью), содержащий оксиды железа и известь и имеющий основность, определяемую отношением CaO к SiO_2 , в пределах от 3,5–4 до 7,5–8.

Опыт производства железофлюсов и их последующего использования при агломерации руд, в доменном и сталеплавильном производствах показал, что они являются эффективным заменителем природного известняка.

Для производства железофлюсов, как правило, использовались железорудные концентраты, богатые малокремнистые руды, окалина, известняк и известь.

Вместе с тем привлекательным с точки зрения экономических, технических и экологических показателей является производство на существующих агломашинах железофлюса из шихты, включающей техногенные железосодержащие отходы, офлюсованные минимальным количеством известняка. Так, например, в работе В. П. Хайдукова [1] рассматривается получение комплексных шлакообразующих (железофлюсов) для конвертерного производства из шихты, в которой в качестве железосодержащего материала использо-

вался шлам кислородно-конвертерных цехов НЛМК.

Помимо шламов для производства железоблинов могут использоваться и другие техногенные отходы металлургического производства. При этом необходимо провести оценку влияния техногенных отходов, как в отдельности, так и в смеси, на состав железоблинов и его качество.

Постановка задачи. На основании изложенного выше в данной работе поставлена задача провести сравнительный анализ состава железоблинов, полученного при использовании различных комбинаций техногенных отходов в шихте, и в лабораторных условиях оценить параметры спекания такого железоблинового сырья.

Изложение материала и его результаты. Черная металлургия использует значительное количество как собственных мелких твердых техногенных отходов, так и отходов других производств, которые в качестве заменителей железосодержащих материалов и флюсов вводятся в агломерационную шихту. Такие отходы, как металлургические шлаки, шламы газоочисток, замасленная окалина, располагаются в непосредственной близости от предприятий, образуя по запасам техногенные месторождения. Однако степень их рециклинга незначительна, что является следствием целого ряда причин.

Прежде всего, отсутствует единая методика определения ценности техногенных отходов, позволяющая определять их адекватность природному минеральному сырью.

В черной металлургии сравниваются содержание железа, оксидов кальция, кремния, алюминия, магния, вредных примесей цинка, свинца, мышьяка в отходе с их содержанием в концентрате или в железной руде по принципу «больше — меньше». Такая оценка является дифференциальной и производится как для полезных, так и для вредных составляющих отхода. Достоинством такой оценки является ее простота. В то же время наличие нескольких показателей, значимость кото-

рых различна, затрудняет однозначную и объективную оценку качества техногенного отхода. Поэтому чаще всего сравнение производится по содержанию железа (наиболее важной характеристике), примеси цинка и свинца, а также по основности, определяемой отношением CaO к SiO_2 . В целом дифференцированный метод не всегда гарантирует объективную оценку качества отхода, что необходимо учитывать при его использовании. Учитывая сказанное выше, можно сделать вывод, что для оценки качества отходов необходим комплексный показатель.

Для объективной оценки качества техногенных отходов могли бы использоваться методы квалитрии недр (горной квалитрии) [2].

Комплексный показатель качества полезного ископаемого определяется по формуле

$$q_k = \sum_{i=1}^n q_i^{нол} \cdot a_i - \sum_{j=1}^m q_j^{вред} \cdot a_j, \quad (1)$$

где n и m — количество учитываемых эксплуатационно-потребительских полезных и вредных единичных качеств соответственно; $q_i^{нол}$, $q_j^{вред}$ — количественные значения соответственно каждого i -го полезного и j -го вредного качества; a_i и a_j — коэффициенты значимости соответственно полезного и вредного качества. Количественный результат по этой формуле выражается в стоимостной форме, но может быть выражен и в безразмерном виде.

Коэффициенты значимости соответственно a_i и a_j имеют технолого-экономический смысл, характеризуя степень изменения затрат с учетом ценности полезного ископаемого на переработку минерального сырья и до получения продукции регламентированного качества.

К сожалению, применение описанной методики для оценки качества техногенных отходов невозможно. Причиной этого является то, что химический состав отхо-

дов нестабилен и колеблется в широком диапазоне, а его анализ делается в лучшем случае один раз в сутки. Кроме того, учет затрат на подготовку отходов производится с недостаточной точностью, а цена носит в большинстве случаев договорной характер.

В работе [3] для определения металлургической ценности шламов рассчитывается содержание в них эффективного (приведенного) железа по формуле

$$Fe_{эф} = \frac{Fe_{общ} \cdot 100}{100 - CaO - MgO - Mn - nnn}, \quad \% \quad (2)$$

где $Fe_{общ}$ — общее содержание железа в окисленном и металлическом виде, %; Mn , CaO , MgO — полезные компоненты, %; nnn — потери при прокаливании, в результате удаления которых при высоких температурах содержание железа повышается, %.

Недостатком этой формулы является то, что при расчете эффективного железа не учитывается увеличение массы спека в результате окисления FeO при агломерации сырья, а также влияние на содержание железа добавок флюса для получения агломерата заданной основности.

С учетом высказанных замечаний содержание эффективного железа в материале (фактического после его офлюсования и спекания) следует определять по формуле

$$Fe_{ф} = \frac{Fe_{общ} \cdot 100}{100 - nnn + \Delta O_2 + \Delta CaO}, \quad (3)$$

где ΔO_2 — количество присоединенного кислорода в результате окисления FeO до Fe_2O_3 , %; ΔCaO — количество добавляемого CaO для получения материала заданной основности, %.

Для материалов, не содержащих металлическое железо, ΔO_2 определяется по формуле

$$\Delta O_2 = \frac{1}{9} (FeO_{mat} - FeO_{act}). \quad (4)$$

Для материалов, в составе которых присутствует металлическое железо, величина

ΔO_2 увеличится на $0,34 \cdot Fe_{мет}$. Коэффициент 0,34 учитывает, что при агломерации около 80 % металлического железа окисляется до Fe_2O_3 [4].

Количество CaO , добавляемого для получения материала заданной основности, определяется по формуле

$$\Delta CaO = B \cdot SiO_2 - CaO, \quad (5)$$

где B — заданная основность, определяемая отношением CaO к SiO_2 ; SiO_2 и CaO — содержание SiO_2 и CaO в материале, %.

Для проведения всех расчетов использованы средние за продолжительный период данные химического анализа природных материалов и железосодержащих отходов (табл. 1), являющихся сырьем для производства агломерата на Алчевском металлургическом комбинате (АМК).

Помимо традиционных отходов (шлак и окалина) в таблице приведен химический состав МОС-1 — обогащенного мартеновского отвального шлака. Подробная информация о получении этого материала и его свойствах приведена в работе [5].

В таблице также приведены рассчитанные численные значения показателей $Fe_{эф}$ и $Fe_{ф}$. Их расчет выполнен для условий спекания агломерата основностью 1,5 с содержанием в нем $FeO = 11$ %.

Как видно из результатов расчета, показатель $Fe_{ф}$ более точно отражает изменение содержания железа после спекания материала.

При спекании двухкомпонентной шихты (без учета топлива) при изменении ее основности, естественно, изменяется количество добавляемого CaO (независимо от вида флюса) в соответствии с уравнением (5). При этом содержание и остальных компонентов как в шихте, так и в конечном продукте изменяется.

На рисунке 1 показан расход CaO при изменении основности шихты для материалов, химический состав которых приведен в таблице 1.

Таблица 1

Химический анализ железосодержащего сырья АМК

Материал	$Fe_{общ}$	FeO	SiO_2	CaO	MgO	Al_2O_3	nnn	$F_{эф}$	$Fe_{ф}$
Аглоруда	52,6	0,50	14,6	0,80	1,50	1,30	0,5	54,1	44,0
Концентрат	64,5	22,5	8,1	0,10	0,34	0,60	1,7	65,9	57,8
Шлам	34,4	12,3	15,6	12,5	1,8	3,5	15,5	49,0	36,0
Окалина	71,0	63,5	0,64	0,16	0,62	0,14	0,5	71,9	66,9
МОС-1	58,1*	11,9	9,0	9,6	5,9	5,4	0,7	69,3	49,7

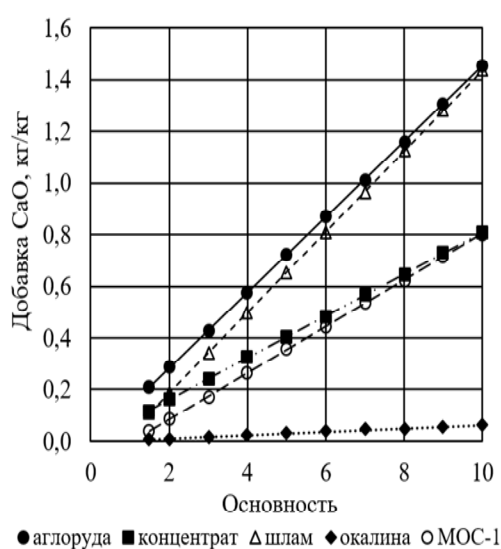
* В МОС-1 в $Fe_{общ}$ включено металлическое железо в количестве 40,1 %.

Рисунок 1 Добавка CaO в шихту (кг/кг) в зависимости от ее основности

Ввод в шихту дополнительного количества CaO приводит к снижению в шихте остальных компонентов ее химического состава. Больше других снижается содержание общего железа и его оксидов, также кремнезема.

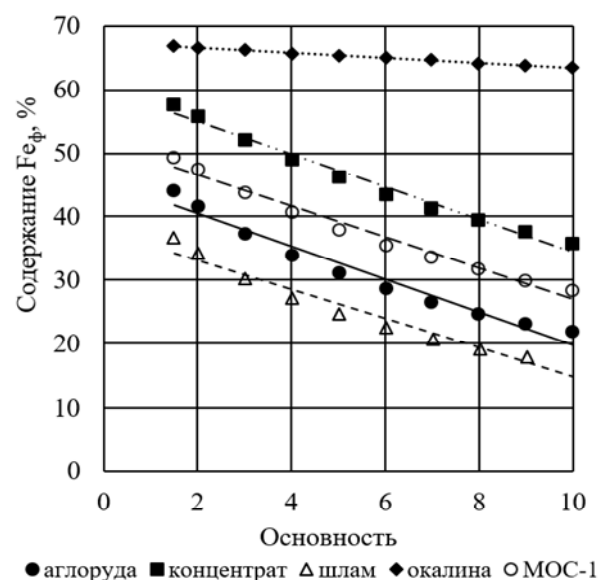
Изменение содержания фактического железа и кремнезема в спеченном железоблюсе при увеличении его основности приведено на рисунках 2 и 3 соответственно.

Снижение содержания железа в готовом продукте тем меньше, чем больше его содержание в исходном материале.

Так, при спекании шихты, состоящей из окалины с добавкой CaO, при увеличении основности железоблюса уменьшение содержания железа на единицу индекса ос-

новности $\Delta Fe_{ф} / \Delta B$ составляет 0,4 %. Для остальных материалов, на офлюсование которых требуется в несколько раз больше CaO, снижение содержания железа составляет 2,3–2,6 % на единицу основности.

Содержания SiO_2 и $Fe_{ф}$ в материалах тесно коррелированы между собой — связь характеризуется коэффициентом детерминации, близким к единице. Поэтому и характер изменения их содержания при возрастании основности железоблюса идентичен.

Рисунок 2 Содержание $Fe_{ф}$ в железоблюсе разной основности после его спекания

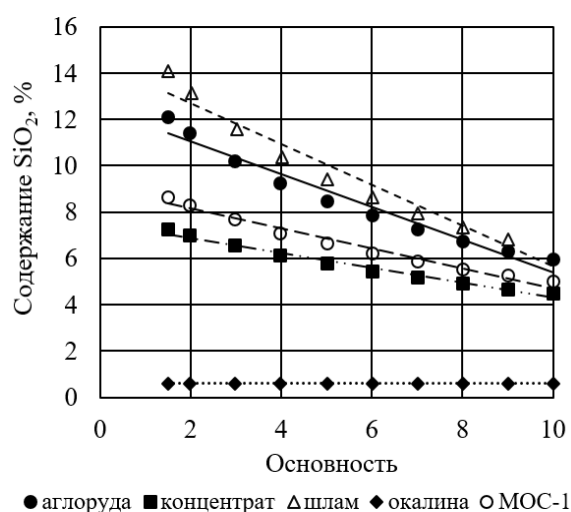


Рисунок 3 Содержание SiO₂ в железоблюсе разной основности после его спекания

Изменение содержания остальных оксидов при увеличении основности особого интереса не представляет ввиду их небольшого количества в отходах, что не оказывает решающего влияния на образование минералов в агломерате.

Не вдаваясь в процесс изменения минералогического состава шихты в процессе ее спекания, отметим, что, как установлено многими исследователями, в итоге кристаллизации жидкой фазы в агломерате повышенной основности, и в том числе в железоблюсе, в связке содержатся силикаты и ферриты кальция.

Согласно правилу кристаллизации железистых расплавов переменной основности, сформулированному В. Ф. Вегманом [5], в состав ферритов кальция может входить CaO, оставшийся в избытке после полного обеспечения известью кристаллизующихся из расплава силикатов кальция.

На рисунке 4 приведены две зависимости, характеризующие изменение содержания Fe₂O₃ и CaO, которые могут участвовать в образовании ферритов кальция в железоблюсе при увеличении его основности.

Анализ данных, представленных на рисунке, показывает, что только при спекании железоблюса на базе окалины возможно получение продукта с основностью,

близкой к 10 единицам (линии Fe₂O₃ и CaO в рассмотренном диапазоне изменения основности не пересекаются). Однако количество расплава при этом будет недостаточным для пропитки шихты и получения прочного агломерата.

При спекании железоблюсов из шихты, железорудная часть которой представлена природными материалами (концентратом и агломерационной рудой), максимальная основность железоблюса может быть около 6 и 3 единиц соответственно (см. точки пересечения линий на графике). При более высокой основности (справа от точек пересечения линий) избыток CaO в железоблюсе в виде обожженной извести приведет к распаду железоблюса с образованием пыли.

По той же причине получение железоблюсов при использовании шлама или МОС-1 возможно только с основностью менее 2 и около 4 единиц соответственно.

Таким образом, как показывает проведенный выше анализ, получение железоблюсов высокой основности с использованием шихты, в составе которой железорудная часть представлена одним из рассмотренных техногенных отходов, невозможно.

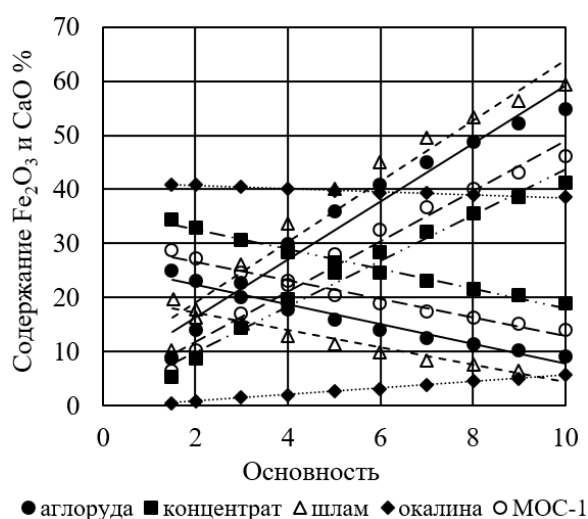


Рисунок 4 Содержание Fe₂O₃ (убывает) и CaO, входящее в состав ферритов кальция (возрастает) в железоблюсе в зависимости от его основности

Как установлено расчетом, получение железофлюса повышенной основности без свободного СаО возможно при спекании шихты, состоящей из шлама или МОС-1 с добавкой окалина.

Так, для получения железофлюса основностью 5 единиц можно использовать шихту, железорудная часть которой состоит из шлама и окалина, при ее доле 0,4, а основностью 10 единиц — 0,65.

При спекании железофлюса из шихты на основе МОС-1 такой же основности доля окалина в железосодержащей смеси должна составлять 0,1 и 0,55 соответственно.

Для проверки возможности спекания железофлюса из шихты, включающей шлам или МОС-1 с добавкой окалина, в лабораторных условиях были проведены опытные спекания.

Шлам имел исходную влажность 20 %, при которой он был несypучим, что затрудняло его ввод в шихту и последующую ее подготовку. Поэтому шлам предварительнo подсушивался до влажности 9 %. Для офлюсования шихты в нее вводился известняк в количестве, обеспечи-

вающим необходимую основность железофлюса. Расход топлива (коксовой мелочи) коррелировался с учетом тепла, необходимого для разложения известняка. Общая масса шихты составляла 10 кг с учетом прихода топлива. Состав шихты и результаты опытных спеканий приведены в таблице 2.

Лабораторные эксперименты по производству железофлюсов из техногенных отходов показали, что изменений технологии спекания обычных высокоосновных агломератов при их получении не требуется.

В то же время результаты спеканий, приведенные в таблице 2, свидетельствуют о том, что для производства железофлюса целесообразно использовать МОС-1 в смеси с окалиной. В этом случае при лучших показателях процесса железофлюс имеет лучшее качество.

Скорость спекания железофлюсов несколько выше, чем при спекании обычных агломератов. При этом с увеличением основности скорость спекания шихты со шламом увеличивается, а для МОС-1 — уменьшается.

Таблица 2

Состав опытных шихт и результаты их спеканий

Параметр	Шлам + окалина		МОС-1 + окалина	
	5	10	5	10
Основность железофлюса	5	10	5	10
Доля окалина в железорудной части шихты, %	0,39	0,65	0,10	0,55
Расход материалов, кг:				
шлам	3,3	3,65	–	–
окалина	2,1	2,0	0,5	2,4
МОС-1	–	–	5,3	2,75
известняк	3,9	3,5	3,6	4,35
топливо	0,7	0,85	0,6	0,5
Высота слоя, мм	300	300	300	300
Выход спека, кг/%	7,2/72,0	7,19/71,9	7,63/76,3	7,49/74,9
Усадка, %	14,5	13,7	10,1	11,3
Вертикальная скорость спекания, мм/мин	17,6	19,1	22,4	21,7
Выход фракции > 5 мм, %	76,8	72,4	73,6	75,4
Выход фракции > 10 мм, %	58,3	56,4	60,7	61,2
Средняя крупность железофлюса, мм	14,5	19,6	27,3	26,4
Барабанные испытания:				
более 5 мм	64,4	69,7	75,3	72,3
менее 0,5 мм	4,5	4,2	4,4	5,2

Причиной этого является различие в процессах формирования гранул окомкованной шихты.

Шихта «шлам-окалина» мелкая, и в ней недостаточно центров окомкования. В результате образующиеся гранулы имеют пониженную прочность и разрушаются в зоне переувлажнения.

При разрушении гранул усадка слоя повышается, слой уплотняется и его газопроницаемость уменьшается, что в итоге приводит к снижению скорости спекания и, как следствие, к падению производительности. Увеличение содержания окалины в шихте, по-видимому, улучшает качество гранул окомкованной шихты. Об этом свидетельствует уменьшение усадки шихты и рост скорости спекания.

Окомкование шихты «МОС-1» — окалина происходит по другой схеме. Шлак имеет такую же крупность, как и возврат. Поэтому окомкование происходит при наличии центров окомкования. В результате гранулы имеют большую прочность и меньше разрушаются в зоне переувлажнения: усадка слоя меньше и скорость спекания увеличивается.

Увеличение доли окалины в шихте вызывает уменьшение центров окомкования, что приводит к ухудшению показателей спекания и качества получаемого железоблисса.

Повышение прочности железоблисса может быть результатом того, что шихта с МОС-1 спекалась при более высокой температуре за счет окисления металлического железа.

К сожалению, отсутствие химического анализа полученных железоблиссов не дает возможности провести более детальный анализ.

Очевидно, что окалина в шихте может быть заменена мелкой железной стружкой.

Выводы и направление дальнейших исследований. Проведенный анализ показывает, что производство железоблиссов возможно и целесообразно из шихты, состоящей из техногенных отходов. При этом максимум основности при использовании одного отхода ограничен из-за нехватки гематита для образования ферритов кальция.

Для увеличения максимума основности возможно к отходам добавлять окалину или мелкую железную стружку. Однако такая замена нуждается в дополнительном анализе в ходе дальнейших исследований.

Кроме того, в работе не рассмотрены отходы конвертерного производства стали, такие как пыль и шлак. В дальнейшем необходимо сделать оценку этих отходов с целью включения их в рециклинг.

Библиографический список

1. Хайдуков, В. П. Теоретические и технологические основы получения комплексных шлакообразующих и их использование в кислородно-конвертерном производстве [Текст] : дис. д-ра техн. наук : 05.16.02 / Хайдуков Владислав Павлович ; Липец. гос. техн. ун-т. — Липецк, 1996. — 484 с.
2. Ломоносов, Г. Г. Горная квалиметрия [Текст] : учеб. пособ. / Г. Г. Ломоносов. — [2-е изд., стер.]. — М. : Горная книга, 2007. — 201 с.
3. Металлургическая оценка шламов АМК [Текст] / С. Н. Петрушов, И. И. Ровенский, С. Д. Кузьминова, Ю. В. Изюмов // Сборник науч. трудов ДонГТУ. — Алчевск : ДонГТУ, 2002. — № 15. — С. 214–221.
4. Перспективы разработки техногенных месторождений на примере переработки шлаков сталеплавильного производства Алчевского меткомбината [Текст] / С. Н. Петрушов, И. Ф. Русанов, Р. И. Русанов и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. — 2002. — № 4. — С. 123–125.
5. Вегман, Е. Ф. Теория и технология агломерации [Текст] / Е. Ф. Вегман. — М. : Металлургия, 1974. — 286 с.

© Русанов И. Ф., Куберский С. В., Проценко М. Ю., Завгородний С. Р.

*Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. МЧМ ДонГТИ Должиковым В. В.,
зам. нач. ЦЛК Филиала № 12 ЗАО «Внешторгсервис» АМК Тарасовым В. Н.*

Статья поступила в редакцию 12.03.2021.

**PhD in Engineering Rusanov I. F., PhD in Engineering Kuberskiy S. V., PhD in Engineering
Protsenko M. Yu., Zavgorodniy S. R. (DonSTI, Alchevsk, LPR, rusanova-2011@inbox.ru)**

**ASSESSMENT OF POSSIBILITY FOR PRODUCING THE STAFLUX BASED
ON TECHNOGENIC WASTES**

The results of the theoretical calculations performed to determine the possibility and efficiency of using own technogenic wastes at ferrous metallurgy enterprises in staflux production are presented. The effect of replacing natural raw materials with technogenic wastes on agglomerating process, process indicators and quality of the obtained agglomerate has been determined.

Key words: *agglomerating, technogenic wastes, steelmaking slag, sludge, finely-divided oxide scale, high-base agglomerate, staflux, sintering, strength, yield of suitable agglomerate.*

УДК 669.162.26

к.т.н. Диментьев А. О.,
к.т.н. Власенко Д. А.,
Антишин А. С.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, dimentev@inbox.ru),
к.т.н. Карнов А. В.
(ЛГТУ, г. Липецк, РФ)

ВЛИЯНИЕ НЕРАВНОМЕРНОСТИ ВЯЗКОСТИ ШЛАКА, НАКОПЛЕННОГО В ГОРНЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ ОБЪЕМОМ 3000 м³, НА ВЫПУСК ПРОДУКТОВ ПЛАВКИ

Проведено исследование влияния шлака повышенной вязкости, находящегося в секторе горна доменной печи объемом 3000 м³ над чугушной леткой, через которую планируется выпуск, на конфигурацию слоя остающегося расплава в печи в момент закрытия выпускного канала. Установлено, что это может привести к изменению формы образующейся в слое продуктов плавки депрессионной воронки, увеличению продолжительности их выхода из металлургического агрегата и уменьшению средней высоты остаточного расплава по окружности металлургического агрегата.

Ключевые слова: доменная печь, горн, вязкость шлака, депрессионная воронка, выпуск продуктов плавки.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Начиная с пятидесятых годов двадцатого века на металлургических предприятиях принята концепция увеличения объема доменных печей, которая до сих пор остается основным направлением развития их конструкции.

Диаметр металлоприемника на доменных печах малого размера существенно меньше, чем на металлургических агрегатах объемом 3000 м³ и более, поэтому на технико-экономические показатели последних значительное влияние оказывает работа горна, в которой важную роль играет количество шлака, остающееся в нем в момент закрытия чугушной летки, поскольку от этого зависит процесс накопления и выпуска продуктов плавки.

Уменьшение количества остаточного шлака в горне приводит к повышению производительности металлургического агрегата и снижению расхода кокса за счет увеличения вместимости доменной печи для накопления продуктов плавки и уменьшения количества простоев, связанных с заменой воздушных фурм.

В ряде исследований для уменьшения количества остаточного шлака в горне доменной печи предлагалось: изменять последовательность и периодичность выпуска продуктов плавки на разные чугушные летки, регулировать кинетическую энергию дутья, улучшать порозность коксовой насадки, организовывать технологические действия для борьбы с застойными и малоактивными зонами и т. д. Данные способы позволяют эффективно влиять на объем остаточных расплавов, однако при нормальной работе металлургического агрегата их применение не всегда способствует улучшению технико-экономических показателей доменной плавки [1–4].

Постановка задачи. В связи с этим актуальной задачей для современного доменного производства является разработка технологических приемов, позволяющих уменьшить количество остаточного шлака в горне доменных печей объемом 3000 м³ и более при их стабильной работе.

Методика исследования. Эксперименты проводились на холодной физической модели горна доменной печи (рис. 1), которую

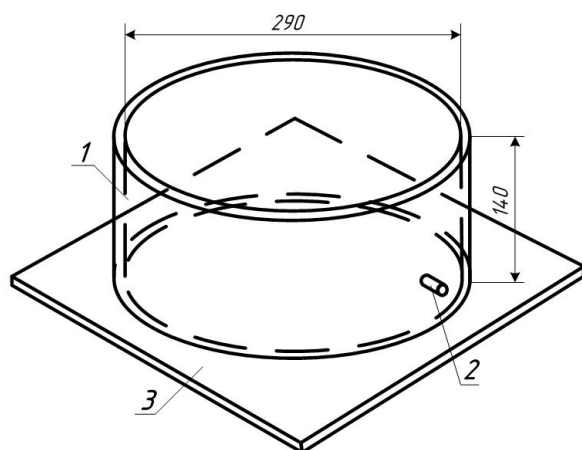
рассматривали в соответствии с печью объемом 3000 м^3 , геометрический линейный масштаб в результате составил 40.

Физическая модель выполнена из прозрачного материала для визуального наблюдения изменения уровня жидкости по ее окружности.

В нижней части боковой стенки модели расположен один выпускной канал для выпуска жидкости, имитирующий чугунную летку, угол наклона которой в доменной печи колеблется от 12 до 17 градусов. Ввиду отсутствия избыточного давления газа в физической модели при проведении экспериментов выпускной канал выполнен горизонтально.

В течение выпуска продуктов плавки из доменной печи чугунная летка разгорается, то есть диаметр канала увеличивается. Однако на физической модели учесть этот фактор невозможно, поэтому было принято, что разгар канала не происходит.

Для имитации коксовой насадки использовался мелкодисперсный пластик со средним диаметром частиц около 3 мм. Его средняя порозность свободно насыпанного слоя составляет 0,378, а уплотненного слоя — 0,327, что соответствует порозности кокса в горне доменной печи.



1 — боковая стенка, 2 — выпускной канал,
3 — дно модели

Рисунок 1 Физическая модель горна доменной печи

Жидкость (вода с растворенным в ней крахмалом), выбранная для проведения экспериментов, соответствовала по вязкости шлаковому расплаву в горне доменной печи. Угол смачивания, плотность и сила поверхностного натяжения не учитывались.

Моделирование движения продуктов плавки на физической модели горна доменной печи требует соблюдения законов подобия гидравлики. При этом движение жидкости в модели будет подобно движению расплава в печи, если все размеры агрегатов геометрически подобны, а также соблюдается подобие кинематических и динамических характеристик для всех сходных точек потока.

Для подтверждения кинематического и динамического подобия обычно используются критерии Эйлера, Рейнольдса и Фруда. Однако часто при моделировании процессов движения жидкости соблюдение одного или двух критериев подобия делают это невозможным для остальных. На движение продуктов плавки в горне доменной печи в период открытого канала чугунной летки оказывает влияние давление горных газов, вязкость расплава, сила тяжести, порозность коксовой насадки и т. д. Поэтому моделирование данного процесса имеет сложности в соблюдении всех этих критериев подобия. В связи с этим для анализа движения шлака в горне использовалось ориентировочное подобие с соблюдением условий автомодельности явлений путем экспериментального подбора параметров исследуемого процесса [5, 6].

Изложение материала и его результаты. В период выпуска продуктов плавки движение чугуна и шлака в горне доменной печи подчиняется законам гидродинамики, что подтверждается образованием депрессионной воронки в слое расплавов [7].

При этом изменение уровней чугуна и шлака по окружности горна в период выпуска продуктов плавки существенно отличается из-за более высокой вязкости последнего и расположенной в этой части доменной печи коксовой насадки, в которую

погружен данный расплав, что отражается на форме и размерах образующейся депрессионной воронки в чугунах и в шлаке.

В результате в момент закрытия выпуска продуктов плавки выше уровня чугунной летки в горне остается большое количество шлака, а жидкий чугун в этой части металлургического агрегата практически отсутствует, поэтому именно остаточный объем первого расплава оказывает влияние на процессы последующего накопления и выпуска продуктов плавки и на работу печи в целом.

Значительное влияние на количество остаточного шлака оказывают образовавшиеся в соответствующей части горна доменной печи центральная и периферийные малоактивные зоны (рис. 2), которые представляют собой очень вязкий шлак в слое кокса и поэтому приводят к изменению траектории движения шлака к чугунной летке в период выпуска. В результате растет уровень остаточного расплава и, как следствие, снижается накопительная способность горна для продуктов плавки [1, 8].

Современные технологии позволяют фиксировать уровень слоя жидкого шлака по окружности горна, благодаря чему технологический персонал доменной печи

может оперативно обнаруживать эти зоны. Однако для борьбы с ними требуется большое количество энергоресурсов, поэтому образование малоактивных зон в печах крайне нежелательно [9].

В секторе горна над чугунной леткой, которую регулярно открывают, образование малоактивных зон невозможно, так как в этой части печи уровень шлака снижается до оси выпускного канала и после закрытия выпуска заполняется более нагретыми продуктами плавки, чем с противоположной стороны металлургического агрегата.

В связи с этим, если изменить конфигурацию депрессионной воронки путем создания зоны вязкого шлакового расплава в секторе горна над чугунной леткой, которую планируют открыть, то можно снизить средний уровень остаточных продуктов плавки и, соответственно, их количество, в результате чего улучшить технико-экономические показатели работы металлургического агрегата.

Для оценки влияния зоны вязкого шлака на количество остаточного расплава в металлургическом агрегате были проведены эксперименты на холодной физической модели горна доменной печи.

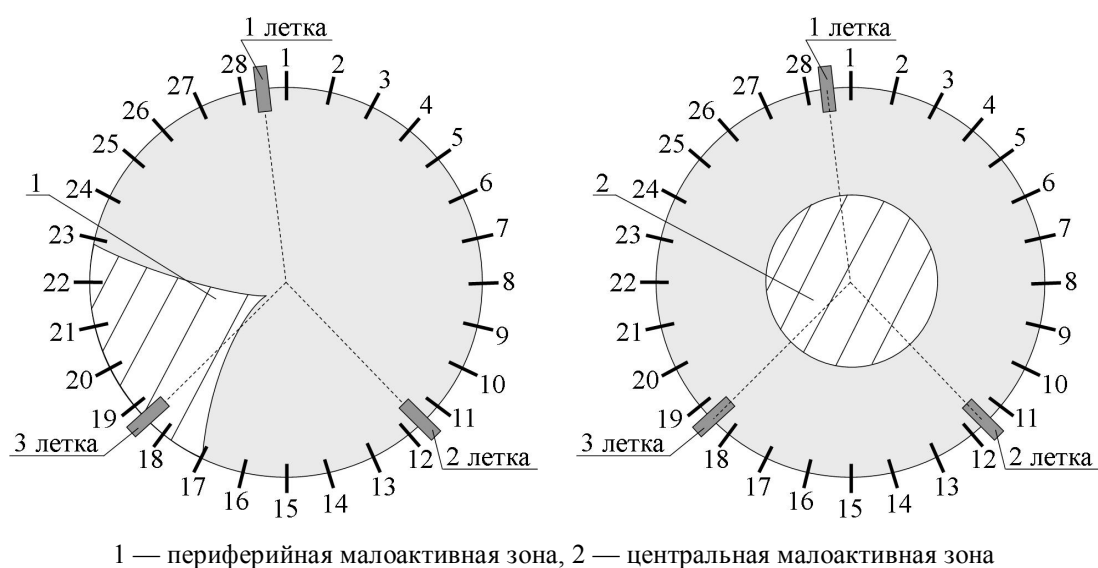


Рисунок 2 Схематичный пример горизонтального расположения периферийной и центральной малоактивных зон в горне доменной печи объемом 3000 м^3

В результате проведенных экспериментов были получены уровни остаточной жидкости в момент закрытия выпускного канала при наличии зоны вязкого шлака над чугунной леткой и без нее, как показано на рисунке 3. Определено, что предложенная искусственно созданная неравномерность вязкости шлакового расплава приводит к изменению формы депрессионной воронки в слое жидкости, при этом средний объем выпущенной жидкости в первой и во второй сериях опытов соответственно составил 840 г и 971 г, а средняя продолжительность выпуска — 119 с и 138 с. В связи с этим был сделан вывод, что создание зоны вязкого шлака в горне доменной печи объемом 3000 м³ может привести к увеличению объема выпущенных продуктов плавки на 13,4 % и продолжительности их выпуска на 13,8 %.

На основании данных о работе доменной печи № 1 Филиала № 12 ЗАО «Внешторгсервис» (Алчевский металлургический комбинат) объемом 3000 м³ в период с 1 декабря 2010 по 31 января 2011 года были рассчитаны

средние объемы продуктов плавки, поступающих в горн и выпускаемых из печи, которые составили 1,26 м³/мин и 1,72 м³/мин соответственно.

Средняя длительность выпуска на доменной печи № 1 Алчевского металлургического комбината при создании зоны вязкого шлака, согласно результатам экспериментов на холодной физической модели, может увеличиться на 8 минут, а объем выпущенных продуктов плавки — на 3,82 м³.

В результате снижение средней высоты остаточного расплава в горне может составить

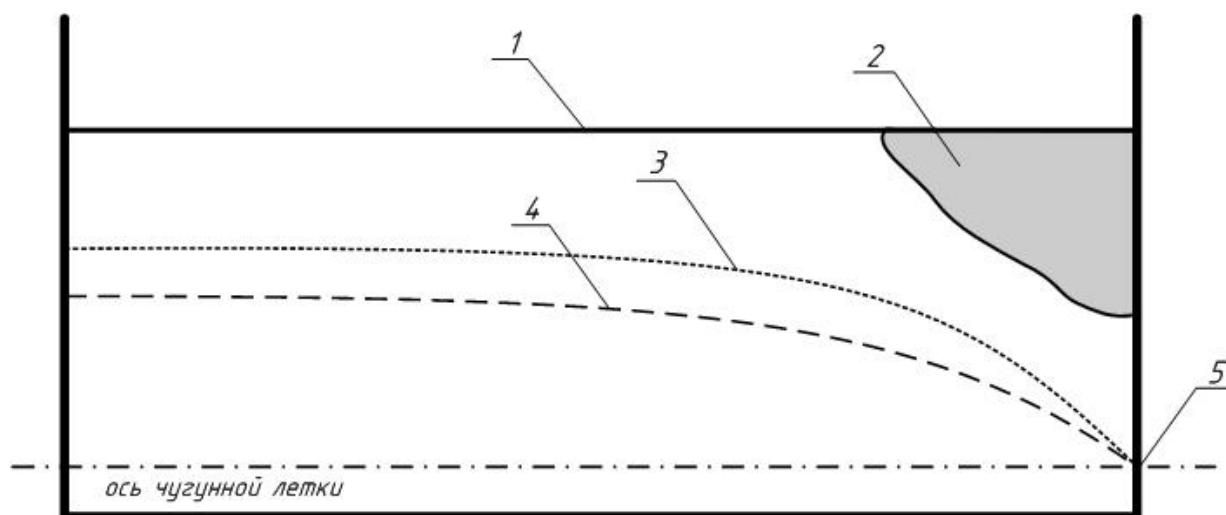
$$\Delta H_p = \frac{\Delta V}{S_2 \cdot \varepsilon} = \frac{3,82}{98,47 \cdot 0,33} = 0,12 \text{ м,}$$

где ΔH_p — среднее изменение высоты слоя остаточных продуктов плавки, м;

ΔV — разница между объемами выпущенных продуктов плавки при наличии зоны вязкого шлака и при ее отсутствии, м³;

S_2 — площадь горна доменной печи 3000 м³, м²;

ε — порозность коксовой насадки.



1 — начальный уровень шлака, 2 — искусственно созданная малоактивная зона, 3 — уровень остаточного шлака в момент закрытия выпуска, 4 — уровень остаточного шлака при наличии искусственно созданной малоактивной зоны, 5 — чугунная летка

Рисунок 3 Уровень шлака в горне в момент закрытия чугунной летки при наличии и отсутствии искусственно созданной малоактивной зоны

В период наполнения доменной печи № 1 Алчевского металлургического комбината слой шлака в горне не должен превышать горизонт 3,4 м от уровня чугунной летки (уровень оси воздушных фурм находится на высоте 3,9 м), что позволит сохранить нормальное газораспределение по сечению печи и не допустить аварийных ситуаций.

На основании этого предложенное создание зоны вязкого шлака может привести к снижению средней высоты остаточных продуктов плавки на 3,5 % при условии, что перед открытием чугунной летки горн будет максимально заполнен.

Выводы и направление дальнейших исследований:

1. Создание зоны вязкого шлака в секторе горна над чугунной леткой в доменной печи объемом 3000 м³ приведет к из-

менению формы депрессионной воронки в слое расплавов и, как следствие, согласно результатам проведенных экспериментов, увеличению количества выпущенных продуктов плавки на 13,4 % и продолжительности выпуска на 13,8 %.

2. Согласно производственным данным работы доменной печи № 1 Алчевского металлургического комбината объемом 3000 м³, создание зоны вязкого шлака может позволить снизить среднюю высоту слоя остаточных продуктов плавки в горне на 0,12 м, что соответствует 3,5 % при максимальном наполнении горна расплавами, без негативного влияния на показатели доменной плавки.

3. В дальнейшем планируется провести исследования по определению необходимых размеров искусственно созданной зоны вязкого шлака.

Библиографический список

1. Анализ влияния режима выпусков на дренажные условия в горне доменной печи [Текст] / А. М. Новохатский, А. О. Диментьев, Г. Д. Михайлюк, А. В. Карпов // Сборник научных трудов ДонГТУ. — Алчевск, 2013. — Вып. 41. — С. 86–93.

2. Металлургия чугуна [Текст] / [Е. Ф. Вегман, Б. Н. Жеребин, А. Н. Похвиснев и др.] ; под ред. Ю. С. Юсфина. — [3-е изд.]. — М. : ИКЦ «Академкнига», 2004. — С. 275–383.

3. Порозность коксовой насадки в слое чугуна [Текст] / А. О. Диментьев, А. М. Новохатский, В. Н. Дорофеев, А. В. Карпов // Сборник научных трудов ДонГТУ. — Алчевск, 2012. — Вып. 38. — С. 133–139.

4. Новохатский, А. М. Математическая оценка движения жидких продуктов плавки при наличии малоактивной зоны в центре горна доменной печи [Текст] / А. М. Новохатский, А. О. Диментьев // Металл и литье Украины. — Киев, 2013. — № 8. — С. 13–15.

5. Физико-химические методы исследования металлургических процессов [Текст] / [П. П. Арсентьев, В. В. Яковлев, М. Г. Крашенинников, Л. А. Пронин, Е. С. Филиппов] ; под ред. П. П. Арсентьева. — М. : Металлургия, 1988. — 503 с.

6. Новохатский, А. М. Влияние тотермана на процесс движения шлака в горне доменной печи / А. М. Новохатский, А. О. Диментьев, Г. Д. Михайлюк // Металл и литье Украины. — Киев, 2013. — № 2. — С. 6–9.

7. Новохатский, А. М. Аналитический метод определения изменения размеров шлаковой депрессионной воронки в период выпуска продуктов плавки из горна доменной печи [Текст] / А. М. Новохатский // Металл и литье Украины. — 2008. — № 5. — С. 45–50.

8. Потеря полезного объема горна доменной печи [Текст] / А. М. Новохатский, А. О. Диментьев, А. В. Карпов, Г. Д. Михайлюк // Вісник Приазовського державного технічного університету : зб. наук. праць. — Мариуполь, 2012. — Вып. 25. — С. 47–50.

9. Новохатский, А. М. Система контроля состояния горна доменной печи [Текст] / А. М. Новохатский, Г. Д. Михайлюк // Черные металлы. — 2012. — № 8. — С. 13–17.

© Диментьев А. О., Власенко Д. А., Антишин А. С.

© Карпов А. В.

*Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. МЧМ ДонГТИ Должиковым В. В.,
зам. нач. ЦЛК Филиала № 12 ЗАО «Внеэторгсервис» Тарасовым В. Н.*

Статья поступила в редакцию 15.03.2021.

PhD in Engineering Dimentiev A. O., PhD in Engineering Vlasenko D. A., Antishin A. S. (DonSTI, Alchevsk, LPR), PhD in Engineering Karpov A. V. (LSTU, Lipetsk, the Russian Federation)

EFFECT OF UNEVEN VISCOSITY OF ACCUMULATED SLAG IN BLAST FURNACE HEARTH WITH A VOLUME OF 3000 m³ ON SMELTING PRODUCTS OUTPUT

There has been studied the effect of the increased viscosity slag located in the hearth area of blast furnace with a volume of 3000 m³ above the iron tap-hole through which the output is planned, on bed shape of the remaining melt in furnace at the moment of closing the outlet channel. It has been found that this may lead to a change in the shape of cone of depression formed in the smelting products layer, an increase in the duration of their outlet from metallurgical unit and a decrease in the average height of the residual melt around the circumference of metallurgical unit.

Key words: *blast furnace, hearth, slag viscosity, cone of depression, smelting products output.*

УДК 621.983

к.т.н. Митичкина Н. Г.,
Токарев А. В.

(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, omdim.dstu@gmail.com)

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СПОСОБА ПОЛУЧЕНИЯ ТРУБНОЙ ЗАГОТОВКИ МЕТОДОМ ХОЛОДНОЙ ШТАМПОВКИ

Работа посвящена разработке способа получения трубной заготовки ограниченной длины из листовой, содержащего переходы вырубки, совмещенной штамповки и обрезки. Предложен штамп совмещенного действия, осуществляющий вытяжку с прижимом цилиндра, пробивку его дна, отгибку торообразного участка и протяжку за один ход пресса, позволяющий получить равномерную толщину изделия и снизить металлоотходы. Разработана методика расчета технологического усилия для совмещенной штамповки трубной заготовки. Произведена оценка эффективности методики расчета на основании результатов конечно-элементного моделирования.

Ключевые слова: штамп, трубная заготовка, вытяжка, протяжка, отгибка, пробивка, усилия, совмещенная штамповка.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Современные тенденции рыночной экономики характеризуются нестойким спросом на продукцию народного потребления, что вызывает необходимость расширения номенклатуры производства при снижении массовости выпуска. Изготовление новых видов изделий позволяет снизить простои оборудования и повысить прибыльность предприятия. В частности, для снижения простоев прессового оборудования на машиностроительных предприятиях можно рекомендовать получение изделий, имеющих высокий потребительский спрос, таких как трубные заготовки (бочата, резьбы, сгоны и т. д.), используемые для соединения элементов трубопроводов отопительных, водопроводных систем и т. д. Для их изготовления используют стали, алюминиевые и медные сплавы. Одним из методов получения таких изделий является штамповка из листа — обычно штамповка вытяжкой с утонением с последующим удалением дна полученной полый заготовки. Преимуществом в этом случае является высокая равнотолщинность получаемой заготовки, а недостатком — высокие отходы металла и несколько переходов вытяжки [1, 2]. По-

этому актуальным вопросом является снижение количества переходов при штамповке таких изделий и повышение коэффициента использования металла.

Постановка задачи. Для снижения количества переходов штамповки и повышения точности изделий используют штампы совмещенного действия. Снижение отходов металла возможно при использовании пробивки дна вытянутого цилиндра и отгибки полученного контура, что позволит часть металла, идущего в отход, использовать в изделии. В связи с этим **целью** настоящей работы явилась разработка способа получения трубных заготовок ограниченной длины путем применения совмещенной штамповки.

Объект исследования — процесс совмещенной штамповки трубной заготовки ограниченной длины.

Предмет исследования — закономерности формообразования трубных заготовок способом совмещенной штамповки.

Задачи исследования:

– разработка штампа совмещенного действия для штамповки трубной заготовки ограниченной длины, обеспечивающего снижение металлопотерь и высокое качество изделия;

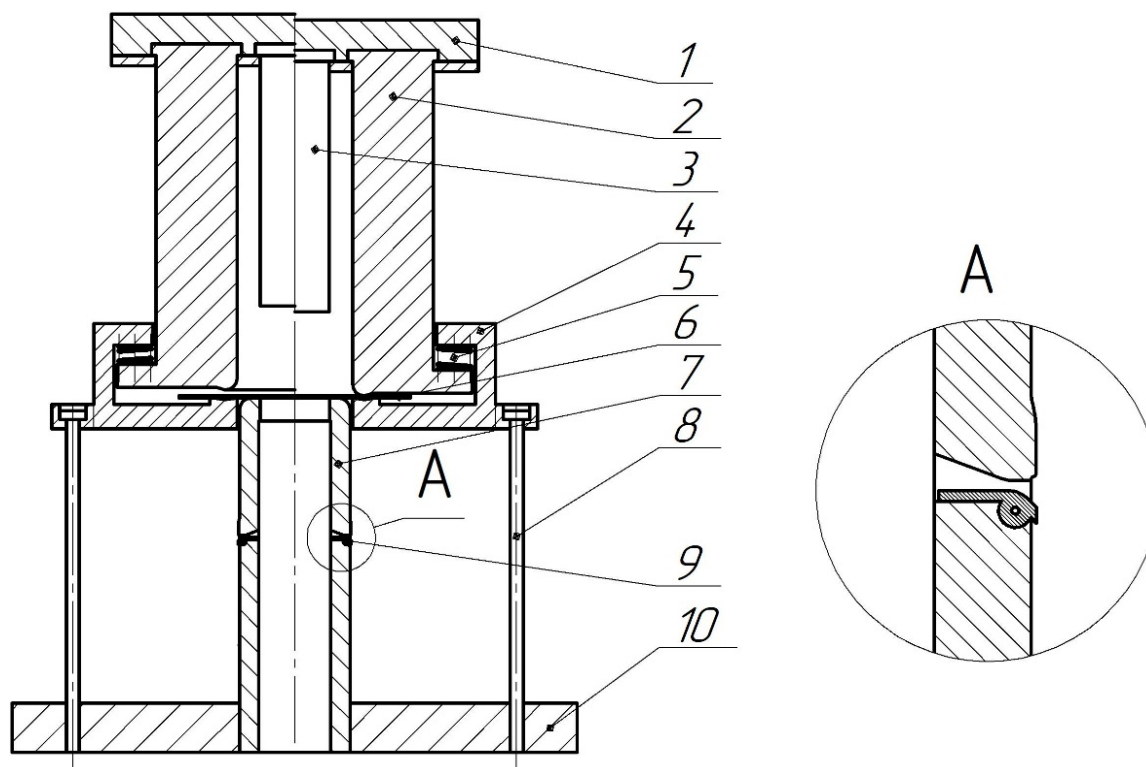
– разработка приближенной методики оценки необходимого усилия для нового способа совмещенной штамповки;

– оценка эффективности способа совмещенной штамповки трубной заготовки и методики расчета необходимых усилий на основе конечно-элементного моделирования.

Методика исследования. Для оценки необходимого усилия штамповки использовался инженерный метод. Оценка эффективности способа совмещенной штамповки производили методом конечно-элементного моделирования. При этом использованы следующие параметры модели: материал заготовки — сталь 1008 (аналог стали 08), температура деформации 20 °С, начальная толщина заготовки 1 мм, диаметр листовой заготовки 100 мм, наружный диаметр трубного изделия 50 мм, диаметр отверстия под отгибку 30 мм, ра-

диус скругления пуансона и матрицы 5 мм, коэффициент трения между инструментом и заготовкой 0,12, конечная толщина трубы после протяжки 0,7 мм, угол ската матрицы при протяжке 15°.

Изложение материала и его результаты. На основании выявленных недостатков получения трубных изделий из листовой заготовки методами холодной штамповки предлагается новый способ получения трубных заготовок ограниченной длины, позволяющий получить изделие за три перехода: вырубку, совмещенную штамповку и обрезку полой заготовки. Для штамповки трубной заготовки предложен штамп оригинальной конструкции совмещенного действия, обеспечивающий процесс вытяжки с прижимом, пробивку дна и отгибку полученного контура. Конструкция штампа представлена на рисунке 1.



1 — верхняя плита штампа; 2 — вытяжная матрица с перетяжным ребром; 3 — пробивной пуансон; 4 — прижим; 5 — пружины; 6 — заготовка; 7 — пуансон-матрица; 8 — ограничитель вертикального перемещения; 9 — съемник; 10 — нижняя плита штампа

Рисунок 1 — Схема конструкции штампа совмещенного действия для получения трубной заготовки (начальный момент и момент прижима заготовки)

Для штамповки заготовку *б* устанавливают на прижим *4*. При ходе пресса верхняя плита *1* опускается, и прижим прижимает заготовку к вытяжной матрице с перетяжным ребром *2*. Далее происходит процесс вытяжки пуансоном-матрицей *7*, который входит в вытяжную матрицу за счет движения верхней части штампа вниз. Вытяжка осуществляется на предельную глубину, рассчитываемую для каждого деформируемого материала индивидуально. По достижении предельной глубины заготовка входит в контакт с пробивным пуансоном *3* (рис. 2, *а*) и с помощью пуансон-матрицы отделяет отход по замкнутому контуру. При этом отход удаляется на провал. Далее при движении верхней части штампа вниз пуансон-матрица отгибает полученное отверстие, а калибровочный поясok на пуансон-матрице протягивает заготовку (рис. 2, *б*), после чего отштампованная заготовка при движении верхней части штампа вверх удаляется съёмником *9*. Для обеспечения соосности верхней и

нижней частей штампа предусмотрен ограничитель вертикального перемещения *8*.

Штамп рекомендуем устанавливать на пресс простого действия со значительным рабочим ходом или гидравлический пресс, что делает его универсальным в использовании. Для выбора пресса необходимо оценить необходимое усилие штамповки.

При совмещенной штамповке общее усилие вычисляется как сумма усилий операций, входящих в процесс штамповки за один ход пресса. Так, в случае совмещенной штамповки трубных заготовок ограниченной длины общее усилие штамповки определяется по формуле

$$P = P_1 + P_2 + P_3 + P_4,$$

где P_1 — усилие вытяжки с прижимом;
 P_2 — усилие пробивки;
 P_3 — усилие отгибки торообразного участка заготовки;
 P_4 — усилие протяжки.

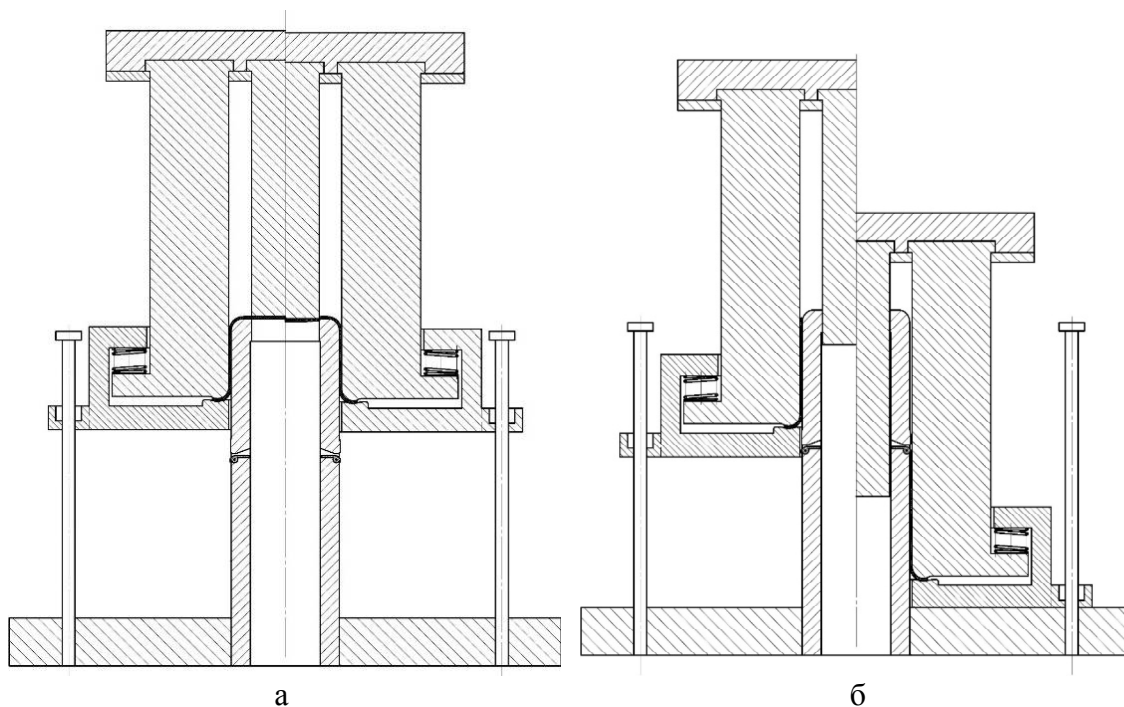


Рисунок 2 — Стадии штамповки: а — вытяжки и пробивки, б — отгибки и протяжки

Составляющие P_1 , P_2 , P_4 не представляют трудностей для теоретической оценки, так как рассмотрены в трудах многих авторов, однако требуют пояснения для составления общей методики расчета. Так, усилие вытяжки с прижимом для прессы простого действия [3]

$$P_1 = P_p + Q,$$

$$\sigma_{\rho \max} = \sigma_{\sigma} \left[(1,1 \ln K_{\sigma})^{\frac{1}{1-\Psi_{\mu}}} + \frac{\mu Q}{\pi R S \sigma_{\sigma}} + \frac{S}{2r_m + S} \right] (1 + 1,6\mu),$$

где σ_{σ} — предел прочности материала заготовки;

K_{σ} — коэффициент вытяжки, определяемый как отношение диаметра заготовки D к диаметру первой вытяжки d_1 ;

Ψ_{μ} — равномерное сужение образца при растяжении;

μ — коэффициент трения;

r_m — радиус скругления матрицы;

α — угол охвата заготовкой радиуса скругления вытяжной матрицы;

Q — усилие прижима для первой вытяжки цилиндрических деталей, определяемое по формуле [2]

$$Q = 0,25\pi [D^2 - (d_1 - 2r_m)^2] q,$$

где q — удельное давление прижима.

Усилие пробивки P_2 определяется по формуле [3]

$$P_2 = \pi d_{омв} S \sigma_{ср},$$

где $d_{омв}$ — диаметр пробиваемого отверстия;

$\sigma_{ср}$ — напряжение среза.

Усилие отгибки (спрямления) P_3 торообразного участка заготовки можно определить аналогично усилию отбортовки отверстий по формуле

$$P_3 = 2\pi R S \sigma_{\rho \max} \sin \alpha,$$

где α — угол спрямления;

где P_p — расчетное усилие вытяжки, определяемое как

$$P_p = 2\pi r S \sigma_{\rho \max} \sin \alpha,$$

где r — граничный радиус вытяжки;

S — начальная толщина заготовки;

$\sigma_{\rho \max}$ — наибольшее радиальное напряжение в опасном сечении, определяемое по формуле

R — радиус трубной заготовки по срединной линии;

S — толщина заготовки;

$\sigma_{\rho \max}$ — максимальное радиальное напряжение при спрямлении.

Максимальное радиальное напряжение при спрямлении, полученное методом совместного решения уравнений равновесия и условия пластичности с учетом упрочнения, определяется аналогично радиальному напряжению при отбортовке, но с учетом отсутствия изгиба, по формуле

$$\sigma_{\rho \max} = \sigma_s \left(1 - \frac{r_{омв}}{R} + \frac{S}{4r_n + 2S} \right) (1 + \mu\alpha),$$

где σ_s — напряжение течения;

$r_{омв}$ — радиус пробитого отверстия;

r_n — радиус скругления пуансона;

μ — коэффициент трения между пуансоном и заготовкой.

Усилие протяжки P_4 можно определить по формуле [3]

$$P_4 = \frac{4\sigma_s}{\sqrt{3}} (1 + \mu \operatorname{ctg} \varphi) \frac{(1 + \varphi) \sin \varphi}{1 + 2 \sin \varphi} \times \pi [(d + S_{\delta}) S_{\delta}],$$

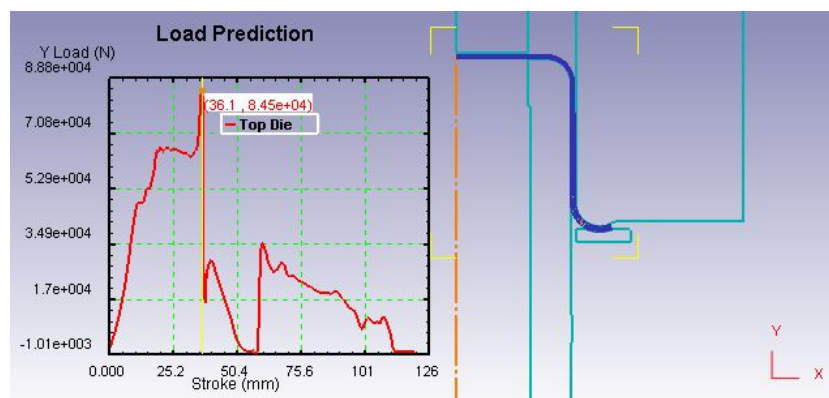
где S_{δ} — конечная толщина трубной заготовки;

φ — угол скоса матрицы под протяжку.

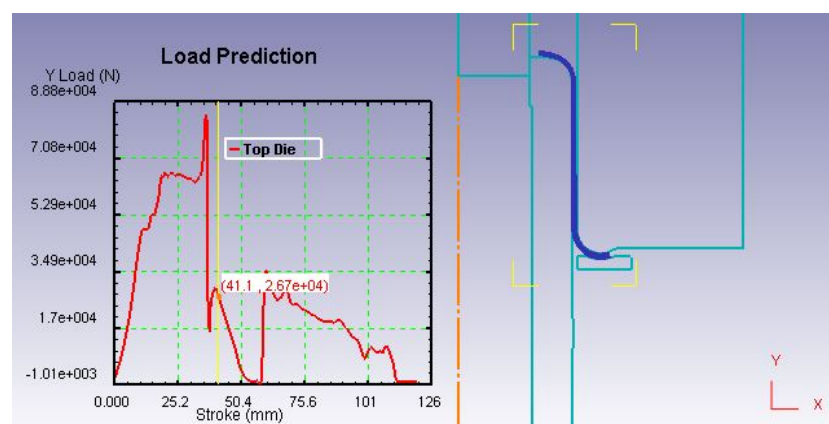
Для оценки возможности совмещенной штамповки трубных заготовок из листовой

и необходимого усилия штамповки осуществлено двумерное конечно-элементное моделирование процесса (рис. 3). Значения

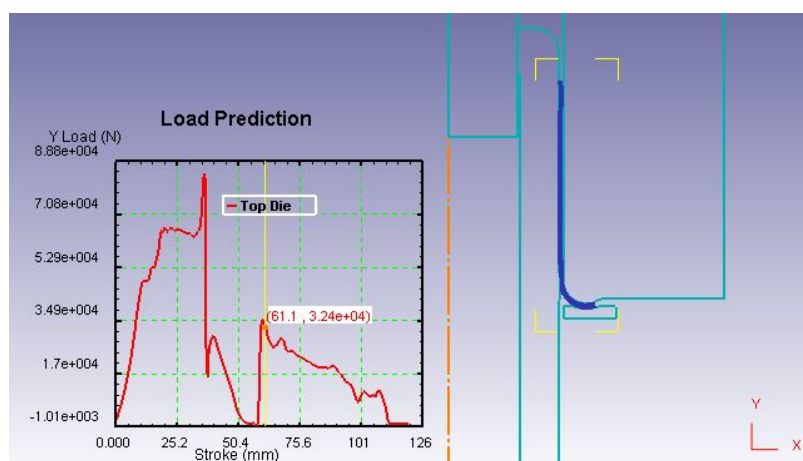
общего усилия во время моделирования рассматривались на матрице, так как она воспринимает все возникающие нагрузки.



а



б



в

а — процесс вытяжки в момент максимального усилия; б — процесс отгибки торообразного участка заготовки; в — процесс протяжки трубной заготовки

Рисунок 3 — Конечно-элементная модель совмещенной штамповки трубной заготовки ограниченной длины и диаграмма общего усилия процесса

Результаты моделирования и расчетов по предложенной модели представлены в таблице 1.

Анализ результатов показал, что расхождение в значениях общего усилия довольно мало — не превышает 2 %; если сравнивать по составляющим процесса, то наибольшее расхождение при расчете си-

лы спрямления, что может говорить о неточности предложенной формулы.

Сравнительная оценка металлоотходов при использовании предложенного способа и при применении вытяжки с утонением и обрезки дна показала снижение металлоотходов на 30 %. При расчете учитывались отходы только донной части полого изделия.

Таблица 1

Сравнительные результаты моделирования и расчетов по предложенной методике, кН

	P_1	P_2	P_3	P_4	P
Модель	84,5	19,00	28,90	35,3	192
Методика	89,216	23,55	38,46	37,756	189

Выводы и направление дальнейших исследований:

1. Предложена конструкция штампа для изготовления трубной заготовки, позволяющая осуществить процесс вытяжки, пробивки дна, его отгибки и протяжки за один ход пресса, обеспечивающая равномерную толщину получаемой заготовки и экономию металла за счет снижения отходов по сравнению с процессом вытяжки и удаления дна.

2. Проведено конечно-элементное моделирование совмещенного процесса

штамповки трубной заготовки, позволившее оценить необходимые усилия как поэтапно, так и общее.

3. Предложена методика расчета необходимого усилия штамповки при использовании штампа совмещенного действия. Сравнительный анализ результатов расчетов и моделирования показал хорошую сходимость, что позволяет применять методику для выбора необходимого оборудования.

Дальнейшие исследования будут направлены на экспериментальную проверку результатов исследования.

Библиографический список

1. Попов, Е. А. *Технология и автоматизация листовой штамповки [Текст] : учеб. для вузов / Е. А. Попов, В. Г. Ковалев, И. Н. Шубин. — М. : МГТУ, 2000. — 479 с.*
2. Романовский, В. П. *Справочник по холодной штамповке [Текст] / В. П. Романовский. — [6-е изд., перераб. и доп.]. — Л. : Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1979. — 520 с.*
3. Аверкиев, Ю. А. *Технология холодной штамповки [Текст] : учебник для вузов / Ю. А. Аверкиев, А. Ю. Аверкиев. — М. : Машиностроение, 1989. — 304 с.*

© Митичкина Н. Г.

© Токарев А. В.

Рекомендована к печати к.т.н., доц., зав. каф. ОМДиМ ДонГТИ Денищенко П. Н., к.т.н., помощником нач. сортопрокатного цеха по технологии филиала № 12 ЗАО «Внеишторгсервис» Чичкан А. А.

Статья поступила в редакцию 05.03.2021.

PhD in Engineering Mitichkina N. G., Tokarev A. V. (DonSTI, Alchevsk, LPR)

IMPROVING THE METHOD OF PIPE STOCK PRODUCTION BY COLD STAMPING METHOD

The work is devoted to the development of method for producing pipe stock of limited length from sheet, containing cutting transitions, combined stamping and edging. Combination die is proposed, which carries out drawing with pressing the cylinder, punching of its bottom, folding of the torus-shaped section and broaching in one press stroke, which allows obtaining a uniform thickness of the product and reducing metal wastes. The design procedure of technological force for combined stamping of pipe stock has been developed. The efficiency of calculation technique was assessed based on the results of finite element modeling.

Key words: *die, pipe stock, draw-forming, broaching, folding, punching, forces, combined stamping.*

**СТРОИТЕЛЬСТВО
И АРХИТЕКТУРА**

**CIVIL ENGINEERING
AND ARCHITECTURE**

УДК 69:624.012.45

*к.т.н. Емец Е. В.**(ЛГУ им. В. Даля, г. Луганск, ЛНР, elena.emecz@yandex.ru),**к.т.н. Карпетян С. Х.**(ЛГУ им. В. Даля, г. Луганск, ЛНР, karapetyansk@gmail.com)*

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАВИСИМОСТИ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СВАЙ ОТ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ФИЗИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ГРУНТА

Работа посвящена оценке несущей способности свай различного типа от показателей физического состояния грунта.

Ключевые слова: *сваи призматические, сваи пирамидальные, сваи с уширением, несущая способность свай, показатели физического состояния грунта.*

Актуальность темы. В нынешних условиях постоянно растущие объемы строительного производства и повышение уровня урбанизации больших городов обуславливают поиск и освоение новых участков незастроенных территорий, которые в большинстве случаев находятся в неблагоприятных инженерно-геологических условиях (ИГУ). Кроме того, наблюдается тенденция к увеличению этажности строящихся домов и возведение их в местах плотной городской застройки [4].

В настоящее время известны десятки видов свай, которые различаются по форме, материалу и принципу работы [1, 3]. Каждая из них требует методики расчета ее несущей способности. Например, если к свае-стойке приложить слишком большую нагрузку, то она может не выдержать и сломаться, а если приложить ту же самую нагрузку к свае трения, то она начнет давать чрезмерную осадку, то есть ее несущая способность будет недостаточной: в первом случае — по материалу, а во втором — по грунту. Таким образом, несущая способность есть критическая предельная или разрушающая нагрузка на сваю.

Данная статья посвящена оценке несущей способности свай в различных грунтовых условиях.

Постановка задачи. Цель исследования — оценить несущую способность нескольких видов свай при изменении показателей физического состояния грунта (показателя текучести грунтового основания).

Объект исследования — сваи в различных инженерно-геологических условиях.

Предмет исследования — несущая способность свай.

Несущая способность свай всех типов определяется как наименьшее из значений, полученных по условию сопротивления грунта основания (по грунту) и по условию сопротивления материала (по материалу).

Несущую способность свай по грунту определяют по нормам проектирования свайных фундаментов аналитическим и полевыми методами. Аналитический метод является основным в проектировании фундаментов.

Из-за большого многообразия грунтовых условий действующие нормы не в состоянии предложить единую методику определения несущей способности грунтов с достаточно высокой степенью точности приближения к фактической. Поэтому при больших объемах свайных работ несущую способность свай уточняют на основании результатов полевых испытаний, к числу которых относятся зондирование грунтов, испытания свай динамической и статической нагрузками.

Особенностью свай любого типа является передача нагрузки на грунт их нижним концом и боковой поверхностью. В зависимости от характера напластования и физико-механических свойств грунтов сваи могут передавать всю воспринимаемую нагрузку на грунт преимущественно нижним концом или боковой поверхностью.

Использование свай позволяет:

- 1) пронизывать слабые слои грунта или слои, подверженные размыву, передать нагрузку на более прочный грунт;
- 2) избегать неравномерных осадок как оснований, так и сооружений;
- 3) уменьшить объем земляных работ;
- 4) обеспечить устойчивость сооружений, подверженных действию горизонтальных нагрузок;
- 5) при реконструкции зданий перераспределить давление от них на основание.

Сваи большой длины применяют при необходимости их погружения на значительную глубину в толщу сильносжимаемых (слабых) грунтов. Если же под ней на небольшой глубине расположены грунты средней сжимаемости, применяют забивные сваи с уширенной пятой (уширением).

Сваи с уширенной пятой применяют для фундаментов зданий и сооружений разного назначения. Уширения размещают на нижнем конце свай или на некотором удалении от острия.

Применение уширенных пят обеспечивает возможность уменьшить на 30–50 % длину свай, а за счет этого соответственно сократить расход бетона и в 2–3 раза снизить потребность в арматуре.

Появившиеся предложения о применении железобетонных пирамидальных свай взамен призматических основаны на предположении заметного увеличения их несущей способности.

Пирамидальные сваи предназначены для устройства фундаментов малоэтажных жилых, общественных и производственных зданий с несущими стенами.

Применение пирамидальных свай рекомендуется при залегании в основании следующих видов грунтов:

- песков мелких и пылеватых средней плотности;
- непучинистых пылевато-глинистых грунтов с показателем текучести 0,2–0,8;
- просадочных грунтов 1-го и 2-го типа просадочности, с просадкой от собственного веса грунта до 15 см.

Также допускается применение пирамидальных свай в среднепучинистых грунтах при нормативной глубине промерзания до 1 м и слабопучинистых грунтах при глубине промерзания до 1,5 м.

Методика исследования. В большинстве известных аналитических методов определения несущей способности свай всех видов используют теоретические или эмпирические формулы, в которых предельную нагрузку на сваю вычисляют как сумму предельного сопротивления грунта под нижним концом сваи и вдоль боковой поверхности.

Несущую способность свай забивной сваи и сваи-оболочки, погружаемой без выемки грунта, работающих на сжимающую нагрузку, определяют как сумму расчетных сопротивлений грунтов основания под нижним концом сваи и на ее боковой поверхности по формуле

$$F_d = \gamma_c (\gamma_{cR} \times R \times A + u \sum_{i=1}^n \gamma_{cf} \times f_i \times h_i), \quad (1)$$

где γ_c — коэффициент условий работы сваи в грунте; R — расчетное сопротивление грунта под нижним концом сваи, кПа; A — площадь опирания на грунт сваи, м²; u — наружный периметр поперечного сечения сваи, м; f_i — расчетное сопротивление i -го слоя грунта основания на боковой поверхности сваи, кПа; h_i — толщина i -го слоя грунта, соприкасающегося с боковой поверхностью сваи, м; γ_{cR}, γ_{cf} — коэффициенты условий работы грунта соответственно под нижним концом и на боковой поверхности сваи, учитывающие влияние способа погружения сваи на расчетные сопротивления грунта.

Несущую способность пирамидальных свай, прорезающих песчаные и пылевато-глинистые грунты, с наклоном боковых граней $i_p \leq 0,025$ определяют по формуле

$$F_d = \gamma_c (R \times A + \sum u_i \times f_i + u_{0,i} \times i_p \times E_i \times k_i \times \zeta_i), \quad (2)$$

СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА

где $u_{0,i}$ — сумма размеров сторон i -го поперечного сечения сваи, которые имеют наклон к оси сваи, м; i_p — наклон боковых граней сваи в долях единицы; E_i — модуль деформации i -го слоя грунта, окружающего боковую поверхность сваи, кПа; k_i — коэффициент, зависящий от вида грунта; $\zeta_i = 0,8$ — реологический коэффициент.

Несущую способность набивных и буровых свай с уширением, погружаемых с выемкой грунта и заполняемых бетоном, работающих на сжимающую нагрузку, определяют по формуле (1).

Несущую способность сваи с двумя или несколькими уширениями по грунту определяют по формуле

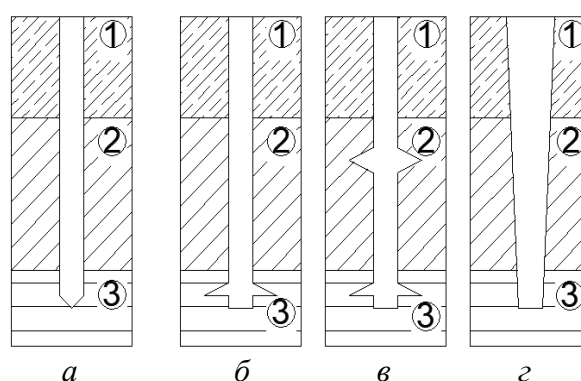
$$F_d = k \times m(R^n \times F + Y \sum f_i^n \times l_i), \quad (3)$$

где k — коэффициент однородности грунта; m — коэффициент условной работы; R^n — нормативное сопротивление грунта под нижним концом сваи, кПа; F — площадь поперечного сечения сваи, принимаемая по наибольшему диаметру уширения, м²; Y — нормативное сопротивление i -го слоя грунта по цилиндрической

поверхности периметра, кПа; l_i — толщина i -го слоя грунта, соприкасающегося с цилиндрической поверхностью вокруг сваи по диаметру уширений, в пределах от верхнего до нижнего уширения, м.

Результаты исследования. В статье приведены результаты исследования несущей способности типов свай, представленных на рисунке 1.

Инженерно-геологические условия, принятые при оценке несущей способности свай, приведены в таблице 1.



а — призматическая свая; б — свая с уширенной пятой; в — свая с несколькими уширениями ствола; з — пирамидальная свая

Рисунок 1 Типы исследуемых свай

Таблица 1

Варианты ИГУ

Наименование грунта	Мощность слоя, м	Удельный вес грунта, γ , кН/м ³	Число пластичности, I_L	Степень влажности, S_r	Удельное сцепление, c , кПа	Угол внутреннего трения, φ , град	Модуль деформации, E , МПа
Вариант ИГУ № 1							
Супесь	4	16	0,6	0,71	9	18	7
Глина	6	19	0,2	0,29	57	18	21
Вариант ИГУ № 2							
Супесь	4	16	0,6	0,71	9	18	7
Суглинок	6	18,5	0,5	0,58	14	14	6
Глина	3	19	0,2	0,29	57	18	21
Вариант ИГУ № 3							
Песок мелкий, рыхлый	2	16,5	—	0,7	2	32	28
Песок пылеватый средней плотности	6	19,3	—	0,4	4	30	18
Глина	3	19,5	0,4	0,2	57	18	21

Для определения степени влияния показателя текучести несущего и выше залегающих слоев грунта на несущую способность свай различного типа построены графики зависимости, которые приведены на рисунках 2, 3.

Результаты анализа показали, что чем больше показатель текучести глинистых грунтов, тем меньше несущая способность фундаментов (рис. 2, 3). Например, что при показателе текучести $I_L=0,3$ несущая способность призматической сваи и сваи с уширением составляет $F_d=1000\div1470$ кН. В случае $I_L=0,5$ их несущая способность

составляет $F_d=500\div683$ кН, то есть уменьшается почти в 2 раза.

Для глинистых грунтов, залегающих в основании сваи либо в качестве промежуточного слоя, в диапазоне изменения показателя текучести несущего слоя грунта $I_L=0,3\div0,6$ значения несущей способности свай изменяются в пределах $F_d=2500\div500$ кН, то есть отличаются в 2,5 раза.

Поэтому при разработке наиболее оптимального варианта свайного фундамента в диапазоне изменения показателя текучести $I_L=0,3\div0,6$ рекомендуется также обращать внимание на характер залегания слоев грунта.

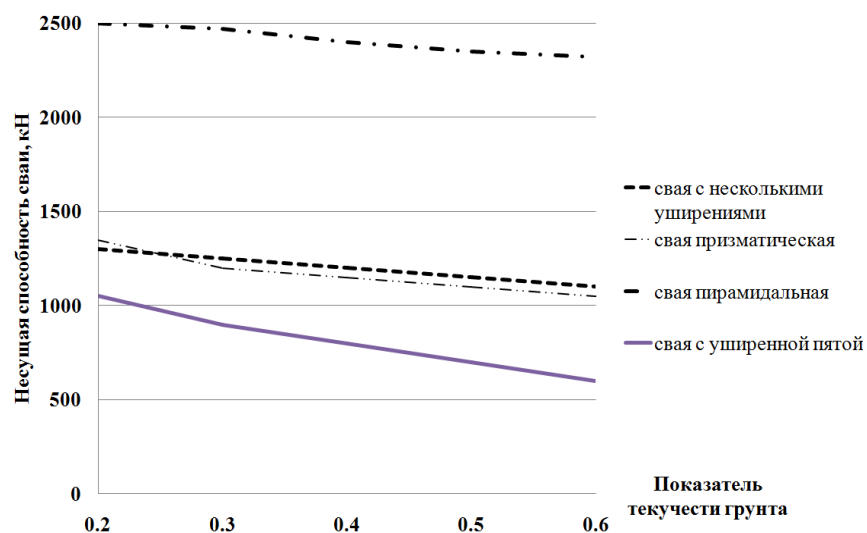


Рисунок 2 Изменение несущей способности свай при изменении показателя текучести первого слоя грунта

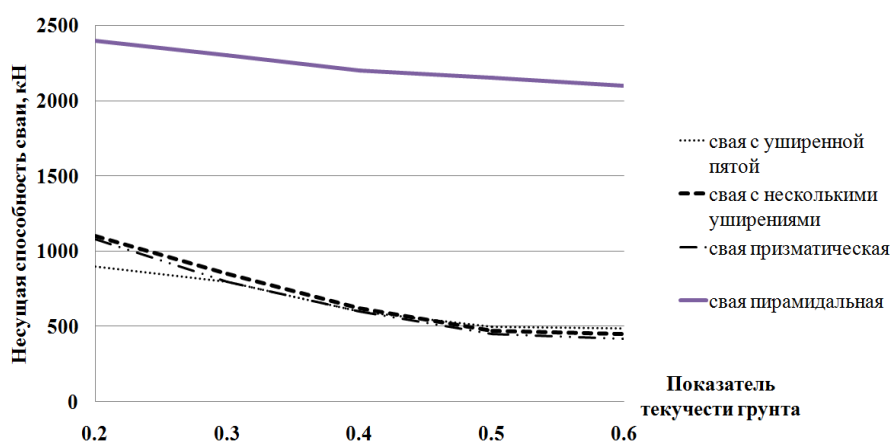


Рисунок 3 Изменение несущей способности свай при изменении показателя текучести несущего слоя грунта

Выводы:

1. При всех вариантах принятых инженерно-геологических условий пирамидальные сваи обладали наибольшей несущей способностью.

2. Наличие песчаных грунтов в грунтовом массиве в качестве несущего слоя грунта повышает несущую способность свай в 1,5 раза и составляет 3600 кН.

3. Изменение показателя текучести и гранулометрического состава первого слоя грунта для всех вариантов предложенных грунтовых условий минимально влияет на изменение несущей способности.

4. Несущая способность забивной сваи при изменении показателя текучести несущего слоя грунта снижается по сравнению с другими типами свай в 2,5 раза.

5. Для ИГУ, сложенных двумя слоями (текучим сверху и прочным в основании), наиболее приемлем тип свай пирамидальных и с уширением на конце.

Дальнейшие исследования будут направлены на изучение зависимости несущей способности свай от гранулометрического состава всех слоев грунта, коэффициента пористости и модуля деформации несущего слоя грунта.

Библиографический список

1. СП 24.13330.2011 Свайные фундаменты. Актуализированная редакция СНиП 2.02.03-85 [Текст]. — Введ. 2011-05-20. — М. : АО НИЦ «Строительство», 2011. — 162 с.
2. Буслов, А. С. Несущая способность горизонтально нагруженной одиночной свайной опоры с лежащими [Текст] / А. С. Буслов, Е. С. Моховиков // Вестник МГСУ. — 2015. — № 9 — С. 51–58.
3. Корниенко, М. В. Расчет несущей способности вдавливаемых свай с одним и двумя уширениями [Текст] / М. В. Корниенко, О. Б. Пресняков, О. И. Балакишин. — М. : ГНИИСК, 2012. — С. 146–153.
4. Хрянина, О. В. Факторы, влияющие на несущую способность свай в пробитых скважинах // Современные научные исследования и инновации. — 2015. — № 6. — Ч. 1. — [Электронный ресурс]. — Режим доступа: <http://web.snauka.ru/issues>.
5. Пономарев, А. Б. Сравнение методов определения несущей способности забивных свай по результатам статического зондирования в слабых глинистых грунтах [Текст] / А. Б. Пономарев, М. А. Безгодков, П. А. Безгодков // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Строительство и архитектура. — ПНИПУ, 2015. — №5. — С. 24–39.
6. Шакиров, И. Ф. Исследование несущей способности буронабивной сваи в массиве грунта, укрепленного напорной инъекцией цементного раствора [Текст] / И. Ф. Шакиров // Известия Казанского государственного архитектурно-строительного университета. — 2017. — № 4. — С. 139–145.

© Емец Е. В.

© Карапетян С. Х.

Рекомендована к печати к.т.н., доц., зав. каф. ИГ ДонГТИ Бондарчуком В. В., к.т.н., доц., зав. каф. СА факультета экономики и бизнеса ЛГУ им. В. Даля Псюком В. В.

Статья поступила в редакцию 01.02.2021.

PhD in Engineering Emets E. V. (LSU named after V. Dahl, Lugansk, LPR, elena.emecz@yandex.ru),
PhD in Engineering Karapetian S. Kh. (LSU named after V. Dahl, Lugansk, LPR, karapetyanskh@gmail.com)

STUDYING OF THE DEPENDENCE OF PILE CAPACITY ON INDICATORS OF SOIL PHYSICAL CONDITION

The work focuses on assessing the capacity of various types of piles on indicators of soil physical condition.

Key words: *prismatic piles, pyramidal piles, widened piles, capacity of piles, indicators of soil physical condition.*

УДК 624.131.524.4

Збицкая В. В.,

к.т.н. Псюк В. В.

(ЛГУ им. В. Даля, г. Луганск, ЛНР, k1r1lch@i.ua)

АНАЛИЗ ПОКАЗАТЕЛЕЙ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ БУРО-ИНЪЕКЦИОННЫХ СВАЙ, ПОЛУЧЕННЫХ РАЗЛИЧНЫМИ МЕТОДАМИ

В работе на базе методик исследований несущей способности буро-инъекционных свай был выполнен анализ основных параметров. Исследованиями доказано, что погрешности несущей способности буро-инъекционных свай, рассчитанные тремя методами, находятся в допустимых интервалах погрешностей для технических расчетов и измерений, то есть менее 20 %.

Ключевые слова: грунт, инъекция, цементный раствор, свая, технологические параметры, методика, несущая способность, абсолютная погрешность, относительная погрешность.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Строительные площади на 70 % представлены просадочными грунтами. В результате суффозии и обводнения такие грунты со временем меняют свои свойства. Под воздействием различных нагрузок наблюдаются вертикальные деформации провального характера.

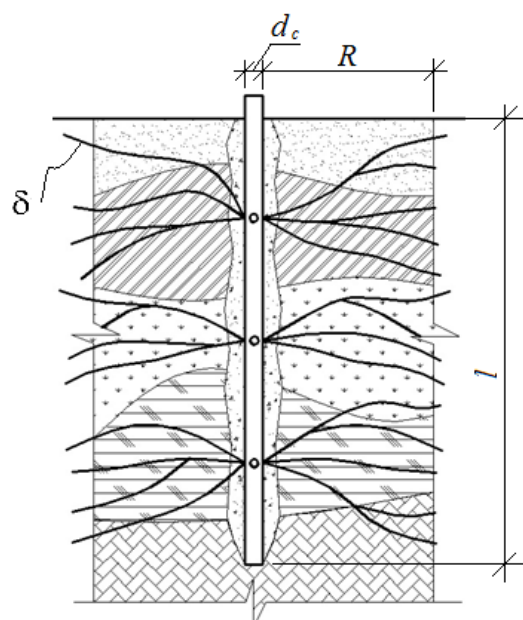
Абсолютные величины просадок часто превышают предельно допустимые, образуются разуплотненные зоны и локальные пустоты, в результате чего происходит потеря несущей способности грунта.

Для повышения прочности грунтов оснований эксплуатируемых сооружений и предотвращения развития в их конструкциях деформаций аварийного характера, а также для работ по реконструкции существующих фундаментов и их оснований известны различные методы закрепления грунтов: силикатизация, химизация, цементация. Однако и они не всегда улучшают инженерно-геологические условия строительства и эксплуатации сооружения. Одним из перспективных способов усиления грунтов основания и реконструкции фундаментов аварийных зданий является использование буро-инъекционных свай.

При изготовлении буро-инъекционных свай вокруг них в грунте образуются разнонаправленные каналы гидроразрыва, в результате чего образуется система из инъекционной трубы и цементных ушире-

ний (рис. 1) [1, 2]. Основными преимуществами буро-инъекционных свай являются:

- высокая скорость и низкая трудоемкость их выполнения;
- применение таких свай исключает большой объем земляных работ;
- буро-инъекционные сваи обеспечивают твердение бетона даже при отрицательных температурах.



d_c — диаметр инъекционной трубы; l — длина рабочей части трубы; R — радиус каналов гидроразрыва; δ — раскрытие каналов гидроразрыва

Рисунок 1 Модель буро-инъекционной сваи

Главной характеристикой сваи является несущая способность. На сегодняшний день для ее определения существуют такие методы:

- теоретический расчет по формулам нормативных документов [3];
- по результатам лабораторных исследований, то есть физического моделирования;
- по результатам натурных исследований;
- по результатам исследований математической модели.

Кроме вышеперечисленных методов, на кафедре строительных конструкций ДонГТУ был предложен новый метод аналитического определения несущей способности [1], результаты расчета которого, в отличие от расчета по нормативным документам, в большей степени соответствуют реальным. Причиной этому послужили конструктивные особенности сваи, которые не были учтены в справочниках нормативных документов. Выполнив аналитическое исследование несущей способности буро-инъекционных свай, получили, что несущая способность $F_d = 930$ кН.

Также на кафедре строительных конструкций впервые реализовано лабораторное моделирование буро-инъекционной сваи, в результате чего была установлена зависимость несущей способности от коэффициента постели инъекционного раствора и выведена формула определения несущей способности сваи с помощью ее модели [4]. С помощью этого метода была определена несущая способность $F_d = 1524$ кН.

Кроме того, были проведены натурные испытания буро-инъекционных свай [2], в результате которых определена несущая способность $F_d = 1830$ кН.

Целью работы является анализ показателей несущей способности буро-инъекционных свай, полученных различными методами, а также погрешностей при реализации этих методов.

Цель достигалась решением следующих **задач**:

- выявление ошибок расчетов несущей способности буро-инъекционных свай различными методами;

- определение наиболее точного метода расчета несущей способности буро-инъекционных свай.

Объект исследования — буро-инъекционные сваи, возведенные в слабых просадочных, разуплотненных и обводненных грунтах.

Предмет исследований — несущая способность буро-инъекционных свай.

Методика исследований — анализ литературных и нормативных источников, обработка результатов натурных, экспериментальных и аналитических исследований.

Изложение материала и его результаты. Любые проведенные исследования не дают идеально точных результатов. Существуют некоторые погрешности, допущенные в ходе как самих исследований, так и при проведении экспериментов.

В методах определения несущей способности, выполненных ранее [1, 2, 4], имели место погрешности.

Оценка погрешностей результатов аналитических исследований. Проведенные аналитические исследования [1] показали, что несущая способность буро-инъекционных свай имеет четыре составляющих (рис. 2)

$$F_d = \gamma_c \cdot (R_c + R_y + f_z + f_y), \quad (1)$$

где R_c — сила сопротивления под нижним концом сваи

$$R_c = \gamma_{cR} \cdot R \cdot \pi \cdot r_c^2; \quad (2)$$

R_y — сила сопротивления под цементным уширением

$$R_y = \gamma_{cR} \cdot R \cdot \pi \cdot (R_y - r_c)^2 \cdot k_n; \quad (3)$$

f_z — сила сопротивления грунта на боковой поверхности сваи

$$f_z = u \cdot \sum \gamma_{cf} \cdot f_{z_i} \cdot h_{z_i} \cdot k_{k_i}; \quad (4)$$

f_y — сила сопротивления цемента на боковой поверхности сваи

$$f_y = u \cdot \sum \gamma_{cf} \cdot f_{y_i} \cdot h_{y_i}, \quad (5)$$

где γ_c — коэффициент условий работы сваи;

γ_{cR} , γ_{cf} — коэффициенты условий работы грунта соответственно под нижним концом и на боковой поверхности сваи;

R — расчетное сопротивление грунта под нижним концом сваи, кПа;

r_c — радиус инъекционной трубы, м;

R_3 — эффективный радиус, м;

k_n — коэффициент постели для инъекционного раствора;

u — внешний периметр поперечного сечения сваи, м;

f_{z_i} — расчетное сопротивление i -го слоя грунта на боковой поверхности сваи, кПа;

h_{z_i} — толщина i -го слоя грунта, соприкасающегося с боковой поверхностью сваи, м;

k_{k_i} — коэффициент консолидации i -го слоя грунта;

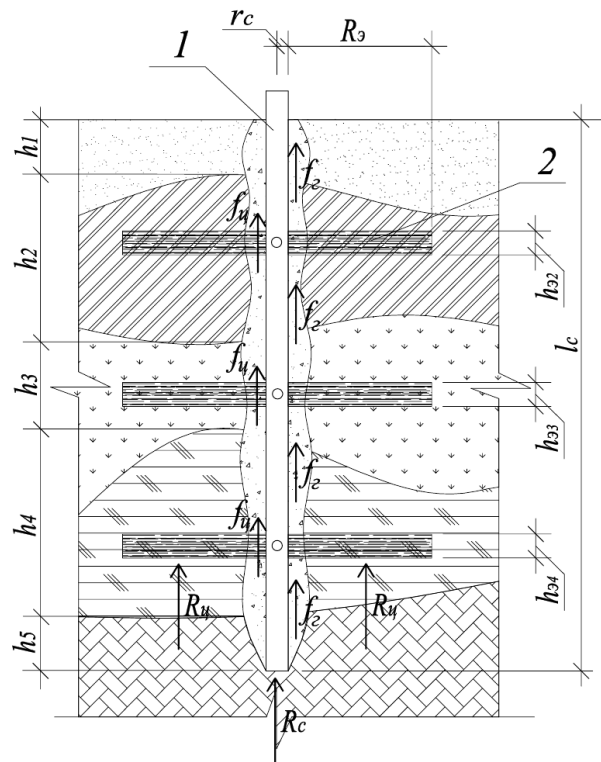
f_{u_i} — расчетное сопротивление i -го слоя цементного раствора на боковой поверхности сваи, кПа;

$h_{э_i}$ — эквивалентная полость раскрытия трещин гидроразрыва в i -том слое грунта, м.

При расчете каждой из этих сил были допущены некоторые ошибки, так как в состав формул входят значения, имеющие погрешность за счет измерительных инструментов. Так, например, радиус инъекционной трубы r_c , измеренный с помощью штангенциркуля, был определен с ошибкой в 1 %, так как погрешность самого измерительного инструмента (штангенциркуля) составляет 1 %.

Расчетное сопротивление грунта под нижним концом сваи R определялось по таблицам и формулам нормативных документов [3], и погрешность величины составит не более 1 %.

Эффективный радиус R_3 определялся как усредненное значение, зависящее от максимального радиуса распространения раствора и эффективного давления раствора на стенки канала разрыва, в связи с этим погрешность измерения может достигать 10 %.



1 — инъекционная труба; 2 — цементное уширение

Рисунок 2 Расчетная схема буро-инъекционной сваи

Внешний периметр поперечного сечения сваи u , так же, как и радиус инъекционной трубы r_c , измерялся с помощью штангенциркуля. Погрешность измерения не превышает 1 %.

Расчетные сопротивления i -го слоя грунта f_{z_i} и цементного раствора f_{u_i} на боковой поверхности сваи определялись по таблицам нормативных документов [3], а погрешность этих величин не превышает 2 %.

Толщина i -го слоя грунта, соприкасающегося с боковой поверхностью сваи h_{z_i} , была определена исходя из данных геологического разреза грунтового основания. Относительная погрешность этой величины достигает 2 %.

Эквивалентная полость раскрытия трещин гидроразрыва в i -том слое грунта $h_{э_i}$ зависит от коэффициентов пористости i -го слоя грунта e , взятых в соответствии с

нормативными документами [3], достигает относительной погрешности в 2 %.

Составим таблицу 1 расчетных величин и относительных погрешностей их измерения.

В соответствии с правилами подсчета номинальных погрешностей [5] и данными таблицы 1, приведенные силы были косвенно измерены со следующими погрешностями

$$\varepsilon_{R_c} = \varepsilon_R + \varepsilon_{r_c}, \quad (6)$$

$$\varepsilon_{R_c} = 1 + 2 \cdot 1 = 3\%,$$

$$\varepsilon_{R_u} = \varepsilon_R + 2 \left(\frac{0,01R_3 + 0,01r_c}{R_3 - r_c} \right), \quad (7)$$

$$\varepsilon_{R_u} = 1 + 2 \cdot 1,35 = 3,7\%,$$

$$\varepsilon_{f_z} = \varepsilon_u + \varepsilon_{f_{zi}} + \varepsilon_{h_{zi}}, \quad (8)$$

$$\varepsilon_{f_z} = 1 + 2 + 2 = 5\%,$$

$$\varepsilon_{f_u} = \varepsilon_u + \varepsilon_{f_{ui}} + \varepsilon_{h_{ui}}, \quad (9)$$

$$\varepsilon_{f_u} = 1 + 2 + 2 = 5\%.$$

Определим суммарную относительную погрешность несущей способности буро-инъекционных свай

$$\varepsilon_{F_d} = \varepsilon_{R_c} + \varepsilon_{R_u} + \varepsilon_{f_z} + \varepsilon_{f_u}, \quad (10)$$

$$\varepsilon_{F_d} = 3 + 3,7 + 5 + 5 = 17,7\%.$$

Таким образом, несущая способность буро-инъекционных свай, рассчитанная аналитическим методом, дает нам погрешность не более 17,7 %.

Оценка погрешностей результатов лабораторных исследований. Во время лабораторного моделирования буро-инъекционных свай (рис. 3) [4] и снятия показаний с измерительных приборов имели место измерительные погрешности из-за неточности, заложенной в приборы.

На первый взгляд эти неточности могут показаться незначительными, но в итоге приводят к весомым отклонениям результатов расчетов.

Таблица 1

Погрешности расчетных величин

Наименование величины	Обозначение	Единицы измерения	Погрешность ε , %
Расчетное сопротивление грунта под нижним концом сваи	R	кПа	1
Радиус инъекционной трубы	r_c	м	1
Эффективный радиус	R_3	м	10
Внешний периметр поперечного сечения сваи	u	м	1
Расчетное сопротивление i -го слоя грунта на боковой поверхности сваи	f_{zi}	кПа	2
Толщина i -го слоя грунта, соприкасающегося с боковой поверхностью сваи	h_{zi}	м	2
Расчетное сопротивление i -го слоя цементного раствора на боковой поверхности сваи	f_{ui}	кПа	2
Эквивалентна полость раскрытия трещин гидроразрыва	h_{3i}	м	2



Рисунок 3 Готовая к эксперименту модель сваи

Полученная формула расчета несущей способности буро-инъекционных свай, в результате проведенного эксперимента [4], имеет вид

$$F_{\max} = \Delta l \cdot \pi \cdot d \cdot (k_n \cdot (E_u - E_z) + E_z), \quad (11)$$

где Δl — абсолютная деформация сваи, мм;

d — диаметр трубки модели, мм;

k_n — коэффициент постели для инъекционного раствора;

E_u и E_z — соответственно модуль деформации цементного раствора и грунта, МПа.

Относительная погрешность абсолютной деформации сваи Δl в пределах 1 %, так как эта величина была измерена с помощью индикатора часового типа, дает относительную погрешность измерений 1 %.

Диаметр трубки модели d был измерен с помощью штангенциркуля, поэтому относительная погрешность измерения не превышает 1 %.

Модули деформации цементного раствора E_u и грунта E_z определялись по результатам лабораторной обработки материалов, поэтому относительная погрешность данных величин достигает 5 %.

Составим таблицу измеряемых величин и их относительных погрешностей (табл. 2).

Пользуясь правилами вычисления погрешности, можем определить погрешность расчета несущей способности буро-инъекционных свай методом лабораторного моделирования

$$\varepsilon_F = \varepsilon_{\Delta l} + \varepsilon_d + \left(\frac{0,05E_u + 0,05E_z}{E_u - E_z} \right) + \varepsilon_{E_u}, \quad (12)$$

$$\varepsilon_F = 1 + 1 + 5,02 + 5 = 12,02\%.$$

Таким образом, несущая способность буро-инъекционной сваи, рассчитанная методом лабораторного моделирования, имеет погрешность не более 12,02 %.

Таблица 2

Расчетные величины и их относительные погрешности

Наименование величины	Обозначение	Единицы измерения	Погрешность ε , %
Абсолютная деформация сваи	Δl	мм	1
Диаметр трубки модели	d	мм	1
Модуль деформации цементного раствора	E_u	МПа	5
Модуль деформации грунта	E_z	МПа	5

Оценка погрешностей результатов натурных исследований. Проведенные натурные испытания и их обработка (рис. 4) [2] так же, как и в двух предыдущих методах, дают неточные результаты. Несущая способность в данном методе была определена как переданная свае сжимающая нагрузка, которая контролировалась с помощью образцового манометра.

Образцовый манометр предназначен для испытаний, поверки и калибровки приборов давления, а также для точных измерений избыточного давления жидкости и газа.

Испытания проводились с помощью образцового манометра МО-250, класс точности которого 0,25 %, а цена деления равна 1 МПа.

Погрешность такого манометра составляет $\varepsilon_m = 0,25 \%$.

При нагрузке буро-инъекционных свай, согласно методике, проводилось не менее трех измерений вдавливающей силы, которые соответствуют одному и тому же моменту времени.

Исходя из результатов измерений, приведенных в работе [2], случайная ошибка, которая представляет собой среднее абсолютное отклонение, $\varepsilon_{сл} = 5 \%$.

Номинальная погрешность измерения несущей способности буро-инъекционных свай составляет

$$\varepsilon_F = \varepsilon_m + \varepsilon_{сл} = 0,25 + 5 = 5,25\%.$$

Таким образом, несущая способность буро-инъекционной сваи, определенная с помощью натуральных испытаний, имеет погрешность не более 5,25 %.

В аналитическом методе, методе лабораторного моделирования и натуральных испытаниях несущая способность буро-инъекционных свай определялась с систематической ошибкой, которая заключалась в неточности при измерении расчетных величин.

Также при проведении натуральных испытаний имела место случайная ошибка, которая представляет собой среднее абсолютное отклонение.

Основными показателями ошибок несущей способности буро-инъекционных свай стали относительная ε и абсолютная Δ погрешности косвенных измерений. Данные погрешности были определены в соответствии с существующей методикой обработки результатов исследований.

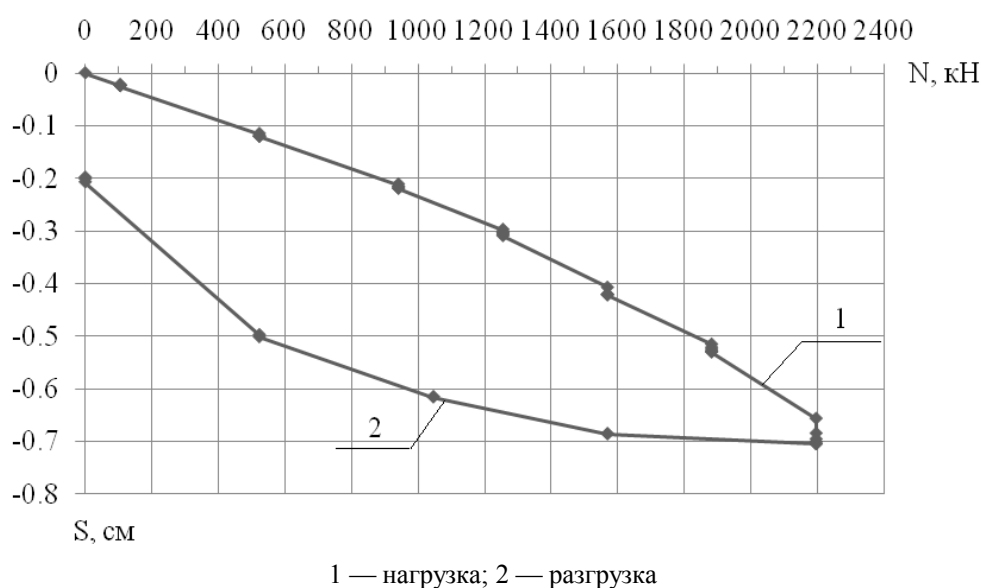


Рисунок 4 Зависимость осадки сваи от вдавливающей нагрузки

Итак, исходя из того, что в технических расчетах и измерениях погрешность не должна превышать 20 %, можно утверждать, что все рассмотренные методы дают удовлетворительную погрешность.

Наиболее точным является метод натурных измерений несущей способности буро-инъекционных свай с погрешностью $\varepsilon_F = 5,25$ %.

Однако лабораторный метод определения несущей способности буро-инъекционных свай, впервые использованный кафедрой строительных конструкций в ДонГТУ, дает удовлетворительную погрешность $\varepsilon_F = 12,02$ %. Поэтому результаты лабораторного моделирования буро-инъекционных свай с высокой достоверностью могут быть перенесены в расчет несущей способности буро-инъекционных свай для выполнения практических работ.

Также впервые предложенная формула расчета несущей способности буро-инъекционных свай позволяет с достаточной степенью точности выполнять их проектирование при укреплении грунтов оснований сооружений.

Выводы и направление дальнейших исследований. Выполненные исследования позволили сделать следующие выводы:

1. Анализ показал, что каждый из использованных методов определения несущей способности буро-инъекционных свай не является абсолютно точным. Относительные погрешности этих методов не были одинаковыми, однако удовлетворяли требованиям технических расчетов и измерений и не превышали относительной погрешности в 20 %. Итак, все методы

приемлемы для определения несущей способности буро-инъекционных свай.

2. Наиболее точным оказался метод натурных испытаний буро-инъекционных свай. Относительная погрешности такого метода составила $\varepsilon_F = 5,25$ %. Таким образом, несущая способность, определенная натурным методом, должна быть представлена в следующем виде: $F = 1830 \pm 96$ кН.

Менее точным, но не менее значимым для нас методом, оказался метод лабораторного моделирования. Относительная погрешность этого метода составила $\varepsilon_F = 12,02$ %. Несущая способность, определенная для испытуемого образца, должна быть записана в следующем виде: $F = 1524 \pm 183$ кН. Данный метод рекомендован для выполнения практических задач.

Самую большую ошибку в расчете дал аналитический метод. Относительная погрешность данного метода не превышает $\varepsilon_F = 17,7$ %, что в пределах допустимых норм. Таким образом, несущая способность, определенная аналитическим методом, должна быть представлена в следующем виде: $F = 930 \pm 164$ кН. Данный метод определения несущей способности может быть рекомендован для проектирования буро-инъекционных свай при укреплении грунтов оснований сооружений.

Дальнейшие исследования будут направлены на определение поправочного коэффициента для уточнения несущей способности буро-инъекционной сваи, определенной аналитически, по сравнению с результатом расчета несущей способности сваи в натуральных условиях.

Библиографический список

1. Должиков, П. Н. Аналитическое исследование несущей способности буро-инъекционной сваи [Текст] / П. Н. Должиков, В. В. Збицкая // Збірник наукових праць ДонДТУ. — Алчевськ : СПС «Ладос», 2014. — № 1 (42). — С. 117–121.
2. Должиков, П. Н. О несущей способности буро-инъекционных свай при реконструкции аварийных зданий [Текст] / П. Н. Должиков, В. В. Збицкая // Проблемы развития городской среды : научно-технический сборник. — К. : НАУ, 2014. — Вып. 2 (12). — С. 135–142.
3. СП 22.13330.2016 Основания зданий и сооружений. Актуализированная редакция СНиП 2.02.01-83* [Текст]. — Введ. 2017-06-17. — М. : 2016. — 225 с.

4. Должиков, П. Н. Физическое моделирование буро-инъекционной сваи в разуплотненных грунтах [Текст] / П. Н. Должиков, В. В. Збицкая // Збірник наукових праць ДонДТУ. — Алчевськ : ПС «Ладос», 2013. — № 41. — С. 190–195.

5. Должиков, П. Н. Основы планирования и обработки результатов экспериментальных исследований [Текст] : учебн. пособ. / П. Н. Должиков, С. В. Семирягин. — Алчевск : ДонГТУ, 2013. — 191 с.

© Збицкая В. В.

© Псюк В. В.

*Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. СА ЛГУ им. В. Даля Емец Е. В.,
к.т.н., доц., зав. каф. инженерной графики ДонГТИ Бондарчук В. В.*

Статья поступила в редакцию 17.02.2021.

Zbitskaia V. V., PhD in Engineering Psiuk V. V. (LSU named after V. Dahl, Lugansk, LPR,
ki1ri1ch@i.ua)

ANALYZING THE INDICATORS OF BORED PILES CAPACITY OBTAINED BY VARIOUS METHODS

In the work on the basis of research methods of bored piles capacity, an analysis of the main parameters was carried out. Studies have proved that the errors of bored piles capacity, calculated by three methods, are in tolerance error ranges for technical calculations and measurements, that is, less than 20 %.

Key words: *ground, intrusion, cement mortar, pile, technological parameters, technique, bearing capacity, absolute error, relative error.*

**МАШИНОСТРОЕНИЕ
И МАШИНОВЕДЕНИЕ**

**MECHANICAL ENGINEERING
AND MACHINE SCIENCE**

УДК 622.647.2

д.т.н. Корнеев С. В.,
к.т.н. Доброногова В. Ю.,
Долгих В. П.

(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, vidofea@gmail.com)

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕСОВОЙ НАГРУЗКИ В РОЛИКООПОРАХ ЛЕНТОЧНЫХ КОНВЕЙЕРОВ

Приводятся результаты компьютерного моделирования в программном комплексе ANSYS Workbench распределения весовой нагрузки между средним и боковыми роликами трехроlikовой опоры ленточного конвейера. Установлена зависимость коэффициента распределения весовой нагрузки от величины самой нагрузки и натяжения ленты. Приведен пример расчета сопротивлений движению ленты от вращения роликов при различных значениях коэффициента распределения весовой нагрузки.

Ключевые слова: ленточный конвейер, роlikоопоры, роlikи, весовая нагрузка, распределение нагрузок, сопротивление от вращения роlikов.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Энергопотребление ленточного конвейера, а также долговечность его тягового органа (ТО) и роlikоопор в значительной степени определяются сопротивлениями движению тягового органа. Разрабатываются все новые мероприятия по снижению сопротивлений движению и (или) потребления электрической энергии, для обоснования которых общепринятые интегральные методы тягового расчета оказываются недостаточно точными, так как не учитывают влияния на коэффициенты сопротивления движению целого ряда факторов, в том числе, например, управляемых в процессе эксплуатации скорости и (или) натяжения ленты. В связи с возросшими возможностями вычислительной техники получают распространение учитывающие большее число факторов и потому более точные дифференциальные методы расчета сопротивлений движению, согласно которым последовательно, по мере обхода тягового контура, определяются и суммируются сопротивления движению на каждой роlikоопоре. При таком подходе отдельно рассчитываются имеющие разную физическую природу сопротивления движению, которые возникают в процессе деформирования ленты с грузом при вда-

ливании роlikов в резиновые обкладки и при ее изгибах, а также сопротивления от вращения роlikов. Методика расчета и роль сопротивлений, связанных с деформациями ленты и груза, достаточно подробно рассмотрены, например, в работе [1]. Также имеется некоторая информация о сопротивлениях и коэффициентах сопротивления движению ленты от вращения роlikов.

Известно, что коэффициент сопротивления движению конвейерной ленты от вращения роlikов w_{ep} зависит от скорости вращения, конструкции роlikов и состояния их узлов уплотнения, уровня заполнения смазкой, нагрузки на подшипники и температуры окружающей среды.

В работе [2] опытным путем установлено, что коэффициент сопротивления вращению w_{ep} , определяемый конструкцией ролика и его подшипникового узла, составляет 17...20 % от общего коэффициента сопротивления движению w_o . С увеличением нагрузки на ролик коэффициент w_{ep} уменьшается, приближаясь к постоянному значению 0,004...0,006.

В работе [3], основывающейся на стандарте СЕМА (Conveyor Equipment Manufacturers Association), который считается общепринятым в Европе, показано, что коэффициент w_{ep} не превышает 0,003, что составляет 6 % от w_o .

В работе [4] получены значения коэффициента w_{ep} на уровне 0,008. Установлено, что при окружной скорости 5 м/с и радиальной нагрузке 1400 Н сопротивление движению при осевой силе 500 Н на 18 % больше, чем при осевой нагрузке, равной нулю. Это указывает на необходимость учета осевого воздействия в боковых роликах, которое определяется углом наклона этих роликов.

Существуют различные эмпирические формулы для определения сил сопротивления от вращения как отдельных роликов, так и всех роликов опоры в целом [5, 6].

Например, для определения силы сопротивления движению от вращения роликов трехроликовой опоры рекомендуется применять формулу (в нашей редакции) [5]

$$W_{ep} = 3[C_1 + C_2v + \Delta W_{ep}(\theta)] + C_p(P_{p.c} + 2P_{p.b}) + 2C_oP_{o.b}, \quad (1)$$

где C_1 и C_2 — конструктивные константы, соответствующие типу уплотнений; $P_{p.c}$ и $P_{p.b}$, $P_{o.b}$ — радиальные (p) и осевая (o) составляющие весовой нагрузки на средний (c) и боковой (b) ролики; C_o и C_p — коэффициенты осевой и радиальной нагрузок; $\Delta W_{ep}(\theta)$ — составляющая сопротивления вращению, зависящая от температуры окружающей среды θ ,

$$\Delta W_{ep}(\theta) = k_0 e^{-(k_1 + k_2\theta)}, \quad (2)$$

где k_0 , k_1 и k_2 — экспериментально устанавливаемые коэффициенты, учитывающие тип смазки и окружную скорость ролика, равную скорости движения ленты v .

Следует понимать, что

$$P = (\rho + \rho_l)gl_p \cos \beta, \\ P = P_{p.c} + 2(P_{p.b} + P_{o.b}), \quad P_c = P_{p.c}, \\ P_{o.b} = 0,5P_b \sin \alpha, \quad P_{p.b} = 0,5P_b \cos \alpha,$$

где P — весовая нагрузка на ролик-опору от ленты с грузом; ρ и ρ_l — погонные массы, соответственно, груза и ленты; g — ускорение свободного падения;

l_p — расстояние между ролик-опорами; β — угол установки конвейера P_b — суммарная весовая нагрузка, приходящаяся на боковые ролики; P_c — весовая нагрузка, приходящаяся на средний ролик; α — угол наклона боковых роликов.

Коэффициент сопротивления при вращении ролика определяется по формуле

$$w_{ep}(\rho, v, \theta) = W_{ep}(\rho, v, \theta) / P_m, \quad (3)$$

где P_m — нагрузка на ролик-опору, обычно принимаемая в типовых методиках тягового расчета, $P_m = (\rho + \rho_l + \rho_p)gl_p \cos \beta$; ρ_p — приведенная к ленте масса вращающихся частей роликов.

Из выражений (1–3) видно, что сопротивление и коэффициент сопротивления движению ленты от вращения роликов зависят от сил $P_{p.o}$, $P_{p.b}$ и $P_{o.b}$, а также от соотношения между ними, которое, как показывает опыт, определяется цилиндрической жесткостью ленты и весовой нагрузкой P .

По мнению ряда авторов [5, 7, 8], на средний ролик приходится 70 %, а на оба боковых ролика — 30 % от весовой нагрузки на ролик-опору, поэтому расчеты роликов на прочность и долговечность обычно проводятся для наиболее нагруженного среднего ролика. Однако на практике известны случаи, когда при достаточно жесткой в поперечном направлении ленте и порожнем или мало загруженном конвейере, что возможно при неравномерных грузопотоках, ТО не касается среднего ролика. При этом вся нагрузка приходится на боковые ролики, что, кроме всего прочего, несомненно, отразится на сопротивлениях движению ленты, а также приведет к повышенному износу ее бортов и боковых роликов.

Постановка задачи. При определении сил и коэффициентов сопротивления движению ленты от вращения роликов, а также при проведении прочностных и прочих расчетов конструктивных элементов роликов необходимо учитывать реальное распределение весовой нагрузки между роли-

ками опоры, которое остается недостаточно изученным.

В связи с этим **целью** настоящей работы является исследование методами компьютерного моделирования в программном комплексе ANSYS Workbench распределения весовой нагрузки между роликами трехроликовой опоры ленточного конвейера, а затем и зависимости сопротивлений движению ленты, возникающих при вращении роликов, от величины этой весовой нагрузки и натяжения ленты.

Объект исследования — процесс распределения весовой нагрузки между роликами трехроликовой опоры ленточного конвейера.

Предмет исследования — зависимости сопротивления движению ленты от вращения роликов от величины распределения весовой нагрузки и натяжения ленты.

Задачи исследования:

– определение влияния степени загрузки конвейерного става на отношение нагрузок, приходящихся на средний и боковые ролики;

– определение влияния показателя загрузки конвейерного става на величину коэффициента сопротивления от вращения роликов.

Изложение материала и его результаты. Введем коэффициент весовой нагрузки

$$\lambda = P_c / P_b. \quad (4)$$

Тогда доли весовой нагрузки, приходящиеся на боковые и средний ролики роликоопоры, будут определяться по формулам

$$\frac{P_b}{P} = \frac{1}{1 + \lambda}, \quad (5)$$

$$\frac{P_c}{P} = \frac{\lambda}{1 + \lambda}. \quad (6)$$

Метод построения модели системы «груз — лента — роликоопоры» (ГЛР), моделирования напряженно-деформированного состояния (НДС) элементов этой системы, а затем определения тангенциальных нагрузок на ролики (иначе — сопротивлений движе-

нию ленты от ее деформирования при прохождении роликоопоры) и радиальных нагрузок, необходимых для определения $W_{вр}$, с применением программного комплекса ANSYS Workbench отражен в работе [9]. Суть метода заключается в проведении компьютерного эксперимента, аналогичного физическому эксперименту, в котором определяются реакции неподвижных опорных конструкций на воздействие ленты.

Для получения зависимостей P_c , P_b и λ от наиболее значимых факторов была проведена серия компьютерных экспериментов, суть которых отражает кибернетическая модель системы ГЛР (рис. 1), в которой входными переменными являются: S — натяжение ТО, кН; v — скорость движения ТО, м/с; ρ — погонная масса груза, кг/м.

Ниже, в качестве примера, оценивается влияние на величины P_c , P_b , λ и $w_{вр}$ степени загрузки и натяжения ТО грузовой ветви горизонтального шахтного ленточного конвейера 1Л800Д, в котором применяются: лента EP-800/4-5+2 с погонной массой 13,8 кг/м и роликоопоры ГЖ80-108-30 с роликами диаметром 108 мм. Принимаются следующие исходные данные: масса вращающихся частей ролика $m_{р.з}$ — 5,9 кг; расстояние между роликоопорами верхней ветви — 1,2 м; скорость конвейера — 2 м/с. Погонная масса груза ρ варьируется от 0 до максимально допустимого значения $\rho_{дон}$, равного 70 кг/м.

На рисунках 2 и 3 представлены графические зависимости величин P_c и P_b от натяжения ленты и от принимаемого показателя загрузки ленты δ , равного отношению суммы погонной массы груза ρ и погонной массы ленты ρ_l к максимально допустимому значению этой суммы, то есть от величины $\delta = (\rho + \rho_l) / (\rho_{дон} + \rho_l)$.

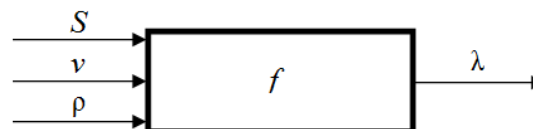
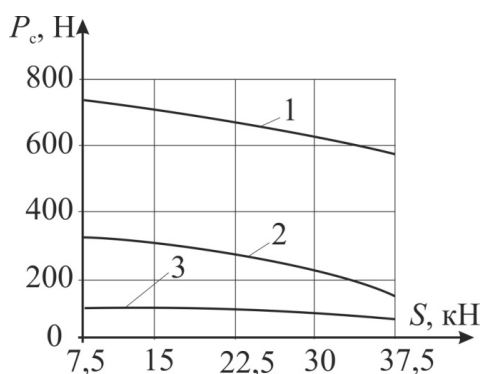
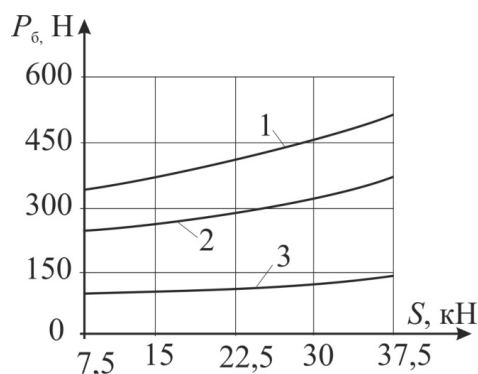


Рисунок 1 Кибернетическая модель системы ГЛР



1, 2, 3 — показатель загрузки ленты, равный соответственно 1, 0,5 и 0,2

Рисунок 2 Графики зависимости P_c от натяжения тягового органа конвейера 1Л800Д



1, 2, 3 — показатель загрузки ленты, равный соответственно 1, 0,5 и 0,2

Рисунок 3 Графики зависимости P_b от натяжения тягового органа конвейера 1Л800Д

Увеличение натяжения грузовой ветви, что наблюдается при ее обходе по контуру, от 7,5 до 37,5 кН приводит к нелинейному снижению нагрузки P_c на средний ролик на 21...34 % и к возрастанию нагрузки P_b на 27...48 %.

Также в результате компьютерного моделирования получены зависимости отношения λ от δ .

При $0,2 \leq \delta \leq 1$ и натяжении, равном 7,5 кН, получено

$$\lambda = P_c / P_b = 1,39\delta^2 + 0,14\delta + 0,72. \quad (7)$$

Графики полученных зависимостей P_c , P_b и λ от δ отражены на рисунке 4.

Установлено, что распределение нагрузки между средним и боковыми роликами, как принято считать, в соотношении 70 и 30 % отвечает лишь частному случаю полной загрузки ленты. По мере снижения уровня заполнения конвейерного става от максимального значения ($\delta=1$) до минимального ($\delta=0,2$, на ролики действует порожняя лента) нагрузки на средний и боковые ролики уменьшаются на 87 и 63 % соответственно. При этом соотношение P_c/P_b снижается с 2,33 до 0,8.

Сопротивления и коэффициент сопротивления движению ленты от вращения роликов определялись при коэффициентах осевой C_o и радиальной C_p нагрузок, равных соответственно 10^{-4} и $1,6 \cdot 10^{-4}$ [5], температуре окружающей среды θ , равной 20 °С, и коэффициентах k_0 , k_1 и k_2 , равных соответственно 9, 2,3 и 0,07 [5].

При ρ , равном $\rho_{дон}$, то есть при $\delta=1$ и $\lambda=2,33$, радиальная нагрузка среднего ролика составит

$$P_{p.c} = \frac{\lambda}{1+\lambda} \cdot (\rho + \rho_l) g l_p \cos \beta + m_p g = \frac{2,33}{1+2,33} \cdot (70+13,8) \cdot 9,81 \times \times 1,2 \cos 0 + 5,9 \cdot 9,81 = 748,4 \text{ Н.}$$

Радиальная и осевая нагрузки боковых роликов

$$P_{p.b} = \left[\frac{1}{1+\lambda} \cdot (\rho + \rho_l) g l_p \cos \beta + m_p g \right] \cos \alpha = \left[\frac{1}{1+2,33} \cdot (70+13,8) \cdot 9,81 \times \times 1,2 \cos 0 + 5,9 \cdot 9,81 \right] \cos 30^\circ = 306,4 \text{ Н.}$$

$$P_{o.b} = \left[\left(\frac{1}{1+\lambda} \cdot (\rho + \rho_l) \right) g l_p \cos \beta + m_p g \right] \sin \alpha = [(0,30 \cdot (70+13,8)) \cdot 9,81 \times \times 1,2 \cos 0 + 5,9 \cdot 9,81] \sin 30^\circ = 176,9 \text{ Н.}$$

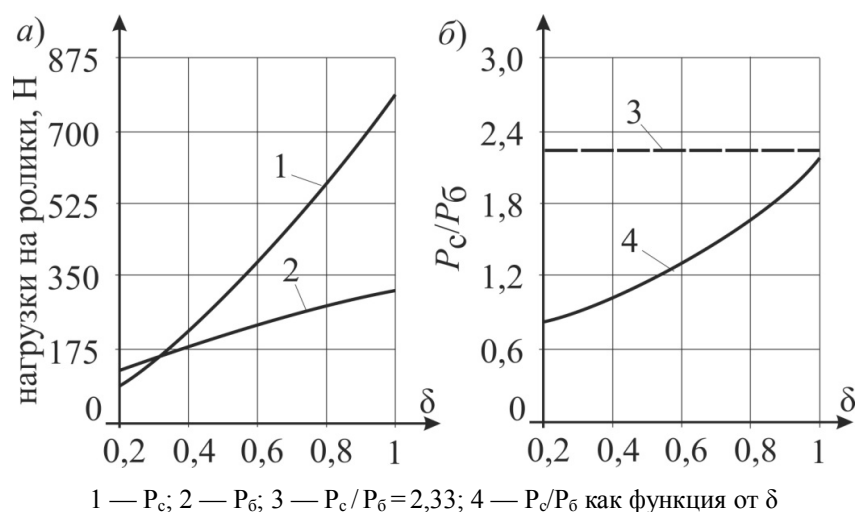


Рисунок 4 Графики зависимостей нагрузок на ролики (а) и отношения нагрузок на средний и боковые ролики P_c/P_6 (б) конвейера 1Л800Д от показателя загрузки δ ленты при S , равном 7,5 кН

Составляющая сопротивления вращению ролика, зависящая от температуры окружающей среды [5]

$$\Delta W_{вр}(\theta) = k_0 e^{-(k_1+k_2\theta)} = 9e^{-(2,3+0,07\cdot 20)} = 0,2225 \text{ Н.}$$

В роликах применяются лабиринтные уплотнения, для которых принимаются средние значения C_1 и C_2 из таблицы 1 [5], $C_1 = 1,7 \text{ Н}$, $C_2 = 0,45 \text{ Н}\cdot\text{с/м}$.

Сила сопротивления вращению роликов определяется по формуле (1)

$$W_{вр} = 3(1,7 + 0,45 \cdot 2 + 0,2225) + 1,6 \cdot 10^{-4}(748,4 + 306,4) + 10^{-4} \cdot 176,9 = 8,65 \text{ Н.}$$

Погонная масса вращающихся частей роликкоопоры равна

$$\rho_p = m_p / l_p = 5,9 / 1,2 = 4,92 \text{ Н.}$$

Коэффициент сопротивления от вращения роликов, определяемый по формуле (3),

$$w_{вр} = \frac{8,65}{(70 + 13,8 + 4,92)9,81 \cdot 1,2 \cos 0} = 0,0083.$$

Аналогичные расчеты проведены и для других значений δ . График полученной зависимости $w_{вр}$ от уровня заполнения конвейерного става приведен на рисунке 5.

Установлено, что с увеличением показателя загрузки δ ленты коэффициент сопротивления от вращения роликов снижается, что подтверждает выводы работы [2]. Максимальное значение $w_{вр}(\rho, v, \theta)$ составляет 0,022 при минимальной величине δ . При этом радиальные нагрузки на средний и боковые ролики практически совпадают и составляют 201 и 208 Н соответственно.

Таблица 1

Значения коэффициентов C_1 и C_2

Конструкция уплотнения ролика	C_1	C_2
лабиринтное	1,0...2,5 (1,7*)	0,35...0,55 (0,45*)
эластичное с кольцами типа «Nilos»	1,0...1,5 (1,2*)	0,2...0,5 (0,35*)

*В скобках приводятся средние значения коэффициентов

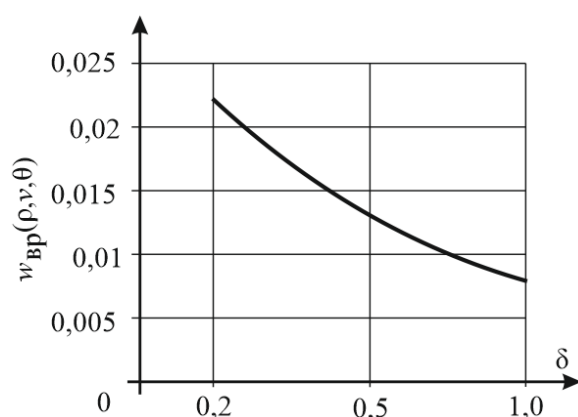


Рисунок 5 График зависимости $w_{вр}(\rho, \nu, \theta)$ от показателя загрузки δ ленты

Выводы и направление дальнейших исследований. Выполненные исследования позволили сделать следующие выводы:

1. Отношение нагрузок, приходящихся на средний и боковые ролики, описывается

убывающей квадратичной зависимостью от степени загрузки конвейерного става. При максимальной загрузке става данное отношение приближается к общепринятому значению 2,33, а при порожнем конвейере (показатель загрузки — 0,2) отношение вследствие перераспределения нагрузок на ролики уменьшается до 0,8.

2. Величина коэффициента сопротивления от вращения роликов определяется показателем загрузки конвейерного става. При его максимальном значении составляет 0,008, а при минимальном — 0,022.

Дальнейшие исследования будут направлены на разработку методики тягового расчета ленточных конвейеров с учетом переменного отношения нагрузок, приходящихся на средний и боковые ролики.

Библиографический список

1. Долгих, В. П. Сопротивление движению конвейерной ленты, возникающее при прохождении роликоопоры [Текст] / В. П. Долгих, С. В. Корнеев // Горное оборудование и электромеханика. — Кемерово, 2015. — № 9. — С. 20–25.
2. Шпакунов, И. А. О сопротивлении вращению роликов ленточных конвейеров [Текст] / И. А. Шпакунов, В. Я. Пошивайло // Вопросы рудничного транспорта. — М. : Недра, 1967. — Вып. 10. — С. 62–68.
3. Reicks, A. V. Conveyor Models as Quantitative Platforms for Belt Conveyor Energy Options [Text] / A. V. Reicks // Bulk Solids Europe. — 2012. — №. 4. — P. 1–10.
4. Quaas, H. Der Laufwiderstand von Tragroller mit Fantachse. Bergbautechnik [Text] / H. Quaas // Wear. — 1970. — №. 8. — P. 404–410.
5. Шахмейстер, Л. Г. Теория и расчет ленточных конвейеров [Текст] / Л. Г. Шахмейстер, В. Г. Дмитриев. — М. : Машиностроение, 1987. — 336 с.
6. Современная теория ленточных конвейеров горных предприятий [Текст] / В. И. Галкин, В. Г. Дмитриев, В. П. Дьяченко и др. — М. : Изд-во МГГУ, 2005. — 543 с.
7. Монастырский, В. Ф. Определение срока службы роликов ленточных конвейеров для различных типов роликоопор [Текст] / В. Ф. Монастырский, Р. В. Кирия, А. Н. Смирнов // Геотехническая механика : межвед. сб. науч. тр. — Днепрпетровск : ИГТМ НАНУ, 2014. — Вып. 115. — С. 147–155.
8. Шоджааталхосейни, С. Определение нагрузок на подшипники роликоопор линейных секций ленточных конвейеров горных предприятий [Текст] / С. Шоджааталхосейни // ГИАБ. — М. : МГТУ, 2009. — Вып. 1. — С. 83–89.
9. Долгих, В. П. Моделирование сопротивлений движению тягового органа участкового ленточного конвейера [Текст] / В. П. Долгих // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. — Алчевск : ДонГТУ, 2017. — Вып. 48. — С. 185–192.

© Корнеев С. В.

© Доброногова В. Ю.

© Долгих В. П.

*Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. РМПИ ДонГТИ Леоновым А. А.,
к.т.н., доц., зав. каф. ГЭиТС СИПИМ ЛГУ им. В. Даля Петровым А. Г.*

Статья поступила в редакцию 15.03.2021.

**Doctor of Technical Sciences Korneev S. V., PhD in Engineering Dobronogova V. Y.,
Dolgikh V. P. (DonSTI, Alchevsk, LPR)**

WEIGHT LOAD DISTRIBUTION IN BELT IDLERS

Results of computer simulation in the ANSYS Workbench software package of weight load distribution between middle and side rollers of three-roller idler of belt conveyor are presented. Weight load distribution coefficient is determined depending on the value of load itself and belt tension. Sample calculation of rolling resistance to belt motion at different values of weight load distribution coefficient is given.

Key words: *belt conveyor, idlers, rollers, weight load, load distribution, rolling resistance.*

УДК 622.767:631.362.3

д.т.н. Зубков В. Е.,
к.т.н. Кузьяров О. Л.,
Полев А. Ю.

(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, Zubkov-viktor@mail.ru, Radioalex@bk.ru)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ВОЗДУХОРАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЫ СЕПАРАТОРА СЫПУЧИХ ЗЕРНИСТЫХ МАТЕРИАЛОВ

Работа посвящена научному обоснованию схемы и параметров устройств для подачи и распределения воздушного потока по рабочей площади сепарирующего покрытия сепаратора сыпучих зернистых материалов. Определена рациональная схема и установлены рабочие параметры системы воздухораспределения сепаратора.

Ключевые слова: воздухораспределительная система, сепаратор сыпучих зернистых материалов, псевдооживленный слой.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Одним из эффективных способов сепарации сыпучих зернистых материалов является их гравитационное обогащение [1].

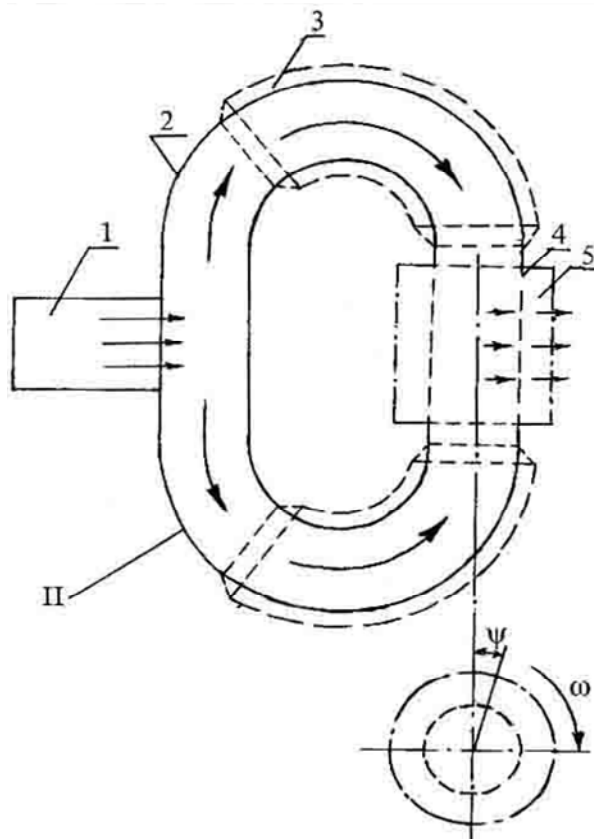
Гравитационное обогащение осуществляется в водной и воздушной средах. В водной среде разделение происходит достаточно четко. Однако сухое гравитационное обогащение в воздушной среде имеет преимущество в том, что не требует обезвоживания продуктов обогащения. Это особенно важно для районов с суровым климатом, где смерзание концентратов затрудняет их транспортировку. Одним из эффективных способов, является сепарация в псевдооживленном слое, создаваемом прохождением воздушного потока сквозь пористое днище, на котором размещается мелкий зернистый утяжелитель [2]. В таком слое тонут более плотные частицы и всплывают менее плотные аналогично водным суспензиям, но при этом продукты разделения остаются сухими.

Данное исследование посвящено разработке способа сепарации, в котором в качестве системы разделения компонентов используется блокированный псевдооживленный слой (БПС) [3]. Отличие БПС от обычного псевдооживленного слоя в том, что его зернистая твердая фаза соединена

гибкими нитями, закрепленными одними концами на воздухораспределительной решетке. Это дает возможность поддерживать постоянным гранулометрический состав твердой фазы БПС в процессе сепарации, а также путем подбора геометрических и аэродинамических параметров БПС получать его «эффективную плотность», промежуточную между плотностями разделяемых компонентов смеси, что является основой для эффективного непрерывного технологического процесса разделения материалов, различающихся по плотности.

Постановка задачи. Одним из основных требований для обеспечения высокой эффективности технологического процесса разделения компонентов является равномерное распределение воздушного потока по площади рабочей поверхности БПС. Научное обоснование такого распределения и определило основную задачу исследований. Таким образом, **целью** настоящей работы является определение рациональной схемы подачи воздушного потока и распределения его по рабочей поверхности БПС.

Объект исследования — экспериментальная установка, включающая вентилятор, воздухопровод и сепарирующий барабан с БПС на его внешней цилиндрической поверхности (рис. 1).



I — подача воздуха в барабан воздуховодом постоянного сечения, II — подача воздуха в барабан воздуховодом переменного сечения с диффузором-конфузором;
1 — вентилятор, 2 — воздуховод постоянного сечения, 3 — диффузор-конфузор,
4 — решетчатый барабан, 5 — БПС

Рисунок 1 Схема сепаратора сыпучих материалов с двусторонней подачей воздуха в сепарирующий барабан

Предмет исследования — закономерности движения воздушного потока по рабочей поверхности БПС в барабане.

Задачи исследования:

- установить влияние конструкции воздухораспределительной решетки на равномерность распределения воздуха по рабочей площади сепарирующего барабана;
- определить эффективность жалюзийных и плоских решеток, применяемых для выравнивания распределения воздуха по рабочей поверхности БПС;
- оценить влияние колебаний давлений на изменение эффективной плотности БПС.

Методика исследования. Предварительными исследованиями установлено, что воздушный поток распределяется более равномерно при двусторонней подаче в барабан, чем при односторонней [3].

Воздушный поток на выходе из вентилятора разделялся с помощью специального трубопровода и подавался через два входных окна в полость барабана (рис. 1).

Чтобы подать в сепарирующий барабан равномерный воздушный поток, необходимо колено воздуховода удалять от входного окна барабана на значительное расстояние [4], что приведет к увеличению габаритных размеров отделителя.

Предлагается обеспечить минимальную интенсивность вторичных течений и, таким образом, получить поток со стабильным полем давлений путем уменьшения скорости воздуха перед поворотом воздуховода (введением местной диффузорности), а за поворотом — увеличением скорости (введением местной конфузорности) [4]. В воздуховоде постоянного сечения при введении в области поворота системы «диффузор — конфузор» диаметр воздуховода можно увеличить в 1,25–1,5 раза [4].

С целью определения равномерности распределения воздушного потока по рабочей поверхности барабана (рис. 2) использовалась штанга 5, на которой крепились датчики полных давлений 4. Выходные концы датчиков 4 соединялись с многошкальным микроманометром. Штанга 5 вместе с датчиками 4 имела возможность перемещаться по глубине слоя в радиальном направлении. Поскольку штанга жестко связана с боковинами барабана, то при повороте барабана вокруг оси изменялся угол установки датчиков со штангой. Таким образом, перемещая датчики в радиальном направлении, определяют распределение давлений по образующей барабана, а поворачивая барабан вокруг оси — по направляющей, то есть по окружности (рис. 2).

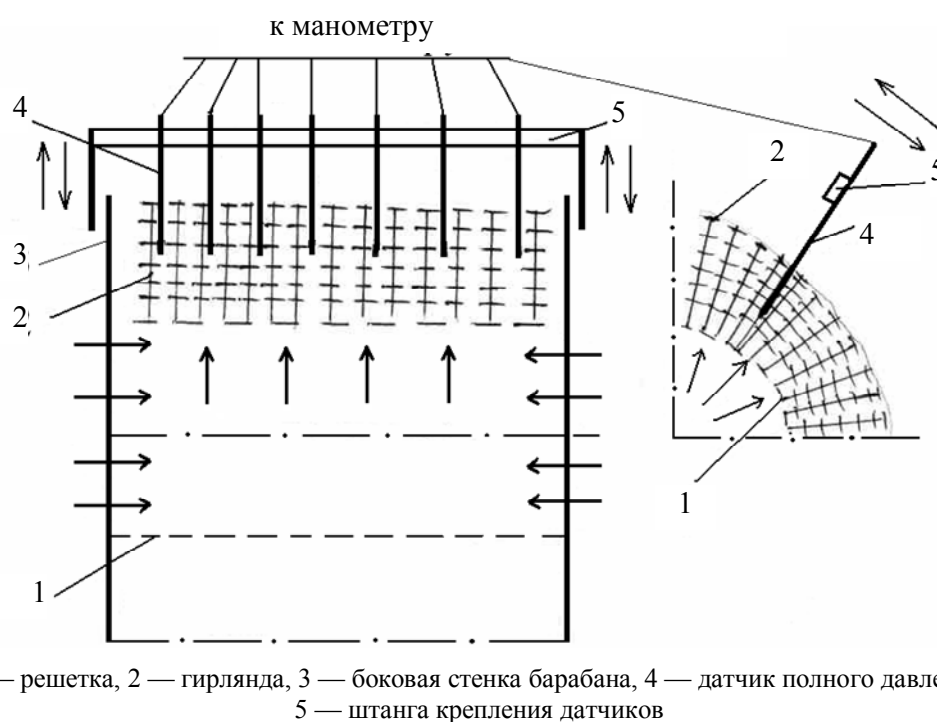


Рисунок 2 Схема замера полных давлений в заблокированном псевдооживленном слое, размещенном на поверхности барабана

Изложение материала и его результаты. Совершенствование воздухораспределительной системы сепарирующего устройства проводилось по следующим направлениям. На барабане опытного образца сепаратора исследовалось влияние конструкции воздухораспределительной решетки на равномерность распределения воздуха по рабочей площади барабана. Экспериментальной проверке были подвергнуты варианты воздухораспределительных решеток со следующими параметрами. Поверхность каждой решетки состояла из 4 поясов шириной по 100 мм. На каждом поясе сверлились отверстия различных диаметров по схемам:

- 1) $8 \times 8 \times 8 \times 8 \times 8$ мм;
- 2) $10 \times 9 \times 8 \times 9 \times 10$ мм;
- 3) $12 \times 10 \times 8 \times 10 \times 12$ мм;
- 4) $14 \times 11 \times 8 \times 11 \times 14$ мм.

Соответственно, живое сечение (в процентах) по поясам решетки составляло:

- 1) $21 \times 21 \times 21 \times 21 \times 21$;
- 2) $28 \times 23 \times 21 \times 23 \times 28$;

3) $41 \times 28 \times 21 \times 28 \times 41$;

4) $55 \times 34 \times 21 \times 34 \times 55$.

Воздухораспределительные решетки устанавливались поочередно в нагнетательную камеру сепарирующего барабана. Для каждого варианта решетки получены распределения полных давлений P воздушного потока в слое по ширине барабана, представленные на рисунке 3.

Экспериментальная проверка показала, что с ростом живого сечения решетки от середины барабана к торцам происходит выравнивание давления воздушного потока по ширине барабана; однако дальнейшее увеличение живого сечения в том же направлении приводит к тому, что давление в средней части барабана становится ниже, чем по краям (рис. 3).

Изменение живого сечения воздухораспределительной решетки является эффективным способом выравнивания давления, однако в пристенной части барабана остается «теневой» участок шириной около 50 мм, на котором давление все же понижено.

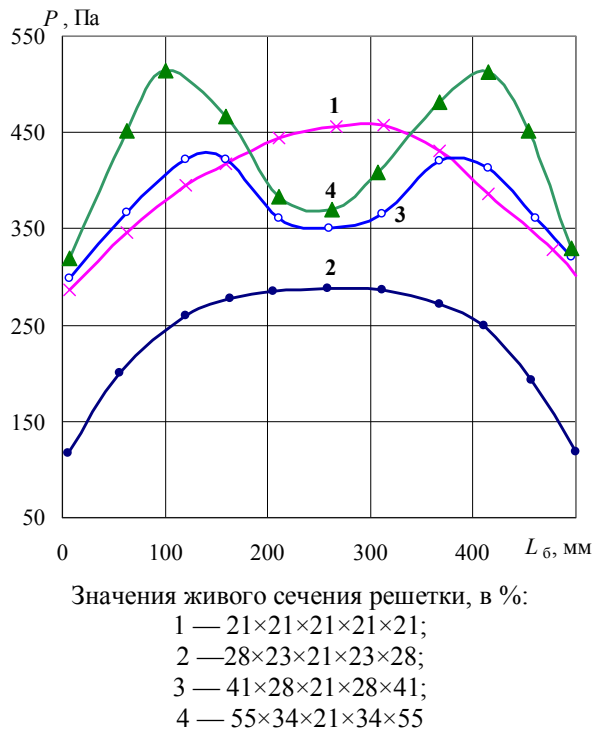


Рисунок 3 Распределение полного давления воздушного потока по ширине сепарирующего барабана в зависимости от изменения живого сечения воздухораспределительной решетки

Дальнейший поиск рационального варианта конструкции воздуховода осуществлялся на лабораторной установке, выполненной по схеме, представленной на рисунке 4.

Между выходным окном вентилятора и стенкой ванны с заблокированным псевдооживленным слоем смонтирован дополнительный воздуховод, основные параметры которого представлены на схеме (рис. 4).

На пути движения воздушного потока с целью регулировки расхода воздуха устанавливались решетки типа «жалюзи», плоские решетки с различными живыми сечениями, а также регулируемая заслонка.

Установка жалюзийных и плоских решеток приводила к образованию между стенкой и гирляндами слоя канала, куда устремлялся воздух, что приводило к потерям воздушного потока.

Наиболее приемлемым оказался способ регулировки расхода воздушного потока с помощью заслонки.

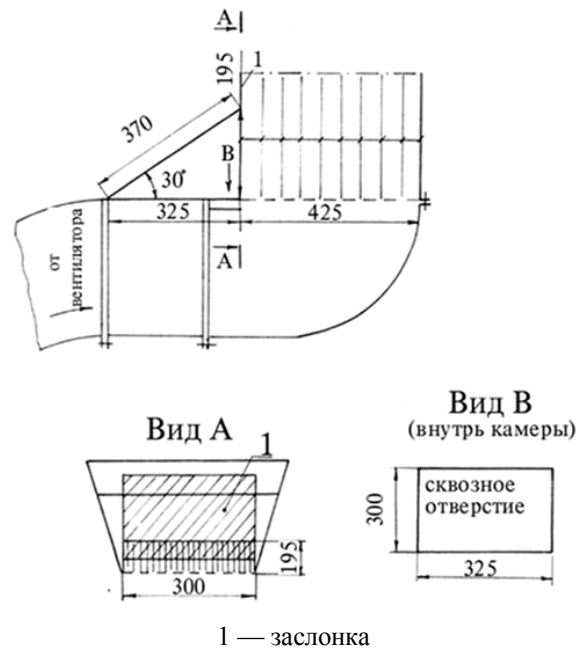


Рисунок 4 Схема установки для изучения распределения воздушного потока по площади БПС

Так, при открытии заслонки примерно на 50 мм происходило практически полное выравнивание давления воздушного потока на пристенном участке. Таким образом, в качестве рациональных предварительных параметров воздухораспределительной системы можно рекомендовать решетку по схеме 3 с переменным живым сечением (в процентах) 41×28×21×28×41, а также кольцевые просветы высотой 50 мм у обеих боковых стенок барабана.

Согласно рисунку 3 (кривая 3), наблюдается изменение давления по рабочей ширине барабана, что, в свою очередь, приводит к колебаниям эффективной плотности БПС (ρ_3). Для оценки влияния колебаний давлений на эффективную плотность БПС использован экспериментальный график, представленный на рисунке 5.

Как следует из графиков, представленных на рисунках 3 и 5, предельные значения разброса давлений (около 100 Па), имеющих место при третьем варианте конструкции воздухораспределительной решетки, и соответствующие им значения

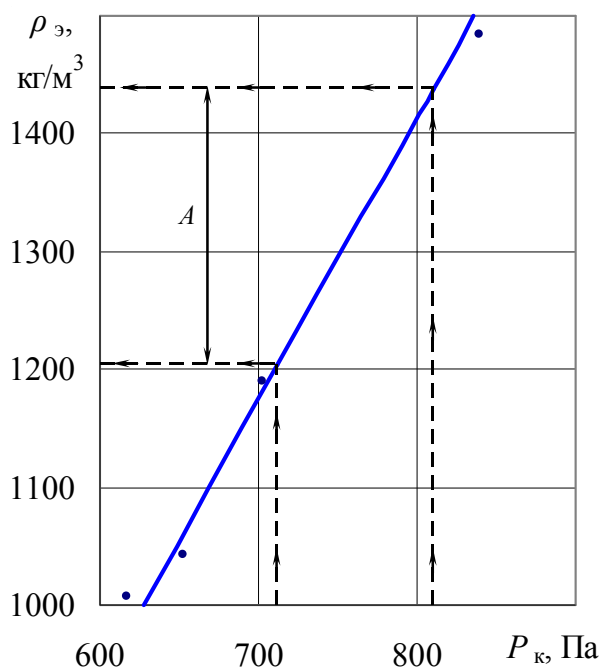
эффективной плотности $\rho_э$ находятся в пределах интервала A , то есть 1200–1450 кг/м³, что вписывается в промежуточные значения между плотностями разделяемых компонентов (например, угля и породы).

Представленная на рисунке 5 зависимость аппроксимирована линейной функцией

$$\rho_э = 2,41 \cdot P - 510, \text{ кг/м}^3; (R^2 = 0,96), (1)$$

где R^2 — коэффициент детерминации.

Следует отметить необходимость дополнительного выравнивания давлений и, как следствие, эффективных плотностей по ширине сепарирующего барабана.



A — максимальное значение перепада эффективной плотности БПС по ширине сепарирующего барабана

Рисунок 5 Зависимость эффективной плотности БПС от величины полного давления по ширине барабана

Библиографический список

1. Верхотуров, М. В. Гравитационные методы обогащения [Текст] : учеб. для вузов / М. В. Верхотуров. — М. : МАКС Пресс, 2006. — 352 с.
2. Буряков, В. И. Обогащение крупных классов углей в аэросуспензии [Текст] : дис. канд. техн. наук : 05.15.08 / В. И. Буряков. — Караганда, 1968. — 230 с.

Этого можно достичь путем плавного изменения живого сечения воздухораспределительной решетки, так как до этого нами исследовались решетки со ступенчатым изменением живого сечения. Также целесообразно определить оптимальные координаты размещения рабочего участка БПС на цилиндрической поверхности барабана относительно места установки вентилятора.

Выводы и направление дальнейших исследований. Выполненные исследования позволили сделать следующие выводы:

1. В качестве воздухоподводящей системы целесообразно использовать двустороннюю подачу воздушного потока с диффузором-конфузором в области поворота воздуховода перед его входом в полость сепарирующего барабана с перепадом сечения воздуховода в 1,25–1,5 раза.

2. Для воздухораспределительной системы рекомендуется использовать воздухораспределительную решетку с переменным живым сечением, увеличивающимся от середины барабана к его боковым стенкам по схеме, в %: 41×28×21×28×41.

3. С целью выравнивания давления воздушного потока на пристенном участке сепарирующего барабана наиболее приемлемым является способ регулировки расхода воздушного потока с помощью заслонки. При открытии заслонки на 50 мм наблюдается практически полное выравнивание давления воздушного потока на пристенном участке.

В дальнейших исследованиях планируется достичь повышения равномерности распределения воздушного потока путем плавного изменения живого сечения воздухораспределительной решетки, а также путем определения оптимальных координат размещения рабочего участка БПС относительно вентилятора.

3. Зубков, В. Е. Сепарация сыпучих материалов [Текст] / В. Е. Зубков. — Lambert Academic Publishing, 2011. — 364 с.

4. Дейч, М. Е. Техническая газодинамика [Текст] / М. Е. Дейч. — М. — Л. : Госэнергоиздат, 1961. — 671 с.

© Зубков В. Е.

© Кизияров О. Л.

© Полев А. Ю.

*Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. ТОМП ДонГТИ Зелинским А. Н.,
к.т.н., доц. каф. ТПиОТ СИПИМ ЛНУ им. В. Даля Черниковой С. А.*

Статья поступила в редакцию 15.03.2021.

Doctor of Technical Sciences Zubkov V. E., PhD in Engineering Kiziyarov O. L., Polev A. Yu.
(DonSTI, Alchevsk, LPR, Zubkov-viktor@mail.ru, Radioalex@bk.ru)

DETERMINING THE RATIONAL PARAMETERS OF AIR-DISTRIBUTION SYSTEM FOR SEPARATOR OF LOOSE GRAIN MATERIALS

The work is devoted to scientific justification of scheme and parameters of devices for the air flow supply and distribution over operating area of the separating coating of separator of loose grain materials. Rational scheme is defined and operating parameters of the separator air-distribution system are determined.

Key words: *air-distribution system, separator of loose grain materials, fluidized bed.*

УДК 621(3.016.23+926.9)

к.т.н. Власенко Д. А.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР)

АНАЛИТИЧЕСКИЙ СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МОЩНОСТИ ПРИВОДА ЗУБЧАТОЙ РОТОРНОЙ ДРОБИЛКИ

В работе предложена методика аналитического определения основных энергосиловых параметров процесса дробления в однороторной зубчатой колосниковой дробилке. С помощью основных законов общей механики и механики твердых тел обоснованы математические закономерности для определения сил дробления материала в районе приемного стола и о колосниковую решетку. На основании теоремы Пуансо определены нагрузки, воспринимаемые подшипниковыми опорами ротора дробилки. Предложены зависимости моментов сопротивления от сил дробления материала в зоне приемного стола и колосниковой решетки, от сил тяжести пирога материала, а также в подшипниковых опорах. Получена зависимость для определения требуемой мощности привода дробилки при установленном режиме работы. На основании предложенных зависимостей получены энергосиловые параметры привода однороторной зубчатой колосниковой дробилки в условиях агломерационного цеха Филиала № 12 ЗАО «Внешторгсервис» для различных типов ротора, позволяющие повысить технико-экономические показатели процесса дробления железорудного агломерата.

Ключевые слова: дробление агломерата, однороторная дробилка, момент сопротивления, крутящий момент, мощность привода.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. На последнем этапе процесса спекания агломерационный пирог необходимо раздробить на отдельные куски требуемой фракции. Для этих целей на большинстве ведущих предприятий черной металлургии применяют однороторные зубчатые дробилки с колосниковой решеткой [1–5].

В общепринятой подаче классификации дробильных машин зубчатые дробилки относятся к классу валкового дробильно-измельчительного оборудования, что является в корне неверным, так как способ разрушения материалов здесь носит совершенно иной характер. Так, в валковой дробилке процесс разрушения материала протекает при раздавливании с одновременным истиранием куска дробимого материала вращающимися навстречу друг другу поверхностями валков. При этом в роторных дробильных машинах с рабочими органами зубчатого типа (звездочками) приоритетная роль раздавливания материала в рабочем пространстве дробилки

сведена к минимуму за счет использования способа разрушения материала срезом (изломом) или разламыванием куска дробимого материала о неподвижные поверхности приемного стола или колосниковой решетки.

Таким образом, длиннозубчатые роторные дробилки необходимо выделять как отдельный класс дробильных машин (по способу наложения нагрузки на дробимый материал).

Учитывая вышесказанное, ранее предложенные зависимости для обоснования энергосиловых параметров привода валковых и роторных дробилок [4, 5] невозможно использовать для определения энергосиловых параметров процесса дробления материалов в однороторной зубчатой дробилке.

Постановка задачи. Задачами данной работы являются: разработка методики аналитического определения основных энергосиловых параметров процесса дробления в однороторной зубчатой колосниковой дробилке; обоснование математических закономерностей для определения

сил дробления материала в районе приемного стола и о колосниковую решетку; определение нагрузок, воспринимаемых подшипниковыми опорами ротора дробилки, зависимостей моментов сопротивления от сил дробления материала в зоне приемного стола и колосниковой решетки, а также в подшипниковых опорах; обоснование зависимости для определения требуемой мощности привода дробилки при установившемся режиме работы; обоснование рациональных энергосиловых параметров привода однороторной зубчатой колосниковой дробилки ДО-1300-2700-61, используемой в условиях агломерационного цеха Филиала № 12 ЗАО «Внешторгсервис», позволяющих повысить технико-экономические показатели процесса дробления железорудного агломерата.

Изложение материала и его результаты. Для математического моделирования процесса дробления материала в однороторной зубчатой дробилке с колосниковой решеткой и определения энергосиловых параметров ее привода приняты следующие допущения:

– материал ударной рабочей поверхности зуба звездочки по отношению к материалу дробимого аглопирога — абсолютно твердый, неупругий;

– силами трения при взаимодействии рабочей поверхности лопасти ротора с поверхностью дробимого материала пренебрегаем (вследствие того, что углы контакта меньше угла трения скольжения агломерата по стали);

– условно принимаем, что при взаимном контакте отсутствует относительное движение поверхности звездочки ротора по поверхности дробимого материала.

При этом для определения предельно возможных параметров контактного взаимодействия принимается изотропность разрушаемого материала.

Для определения основных энергосиловых параметров привода однороторной зубчатой дробилки с колосниковой решеткой использовалась математическая мо-

дель, основанная на законах общей механики и механики деформируемого твердого тела [6].

Схематичное отображение процесса дробления агломерационного пирога в однороторной дробилке представлено на рисунке 1.

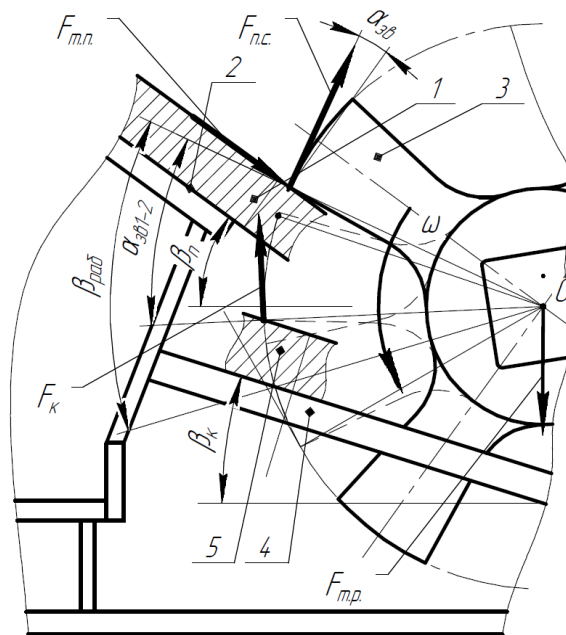


Рисунок 1 Схема процесса дробления и действующих сил в однороторной зубчатой колосниковой дробилке

Весь процесс дробления в однороторной дробилке можно разделить на несколько этапов (рис. 1):

– движение после загрузки пирога дробимого материала 1 по поверхности приемного стола 2;

– взаимодействие дробимого материала 1 с зубьями (лопастями) 3 при проникновении в рабочее пространство ротора, в процессе которого происходит первая стадия его разрушения;

– контакт при дроблении пирога 5 между лопастями звездочек ротора 3 и поверхностью колосников 4 — вторая стадия дробления.

На ротор дробилки в процессе дробления материала действуют следующие внешние силы:

– сила тяжести самого ротора $F_{т.р.}$;

– нагрузка от силы тяжести пирога дробимого материала $F_{m.n.}$;

– сила трения от нагрузки, возникающей при действии силы тяжести пирога на торцевую поверхность зуба лопастей, $F_{mp.m.n.}$;

– сила дробления материала в зоне приемного стола $F_{n.c.}$;

– нагрузка на рабочую поверхность лопатки звездочки ротора от действия силы дробления материала о колосниковую решетку F_{κ} .

Сила, действующая на звездочку ротора при дроблении материала в районе приемного стола (при изломе пирога о край стола), определяется из зависимости, предложенной в работе [7]

$$F_{n.c.} = \frac{\sigma_u}{\left(\frac{1}{B_n h_n} + \frac{h_n^2}{4J_z}\right) \cos \beta_{3\phi}} = \frac{B_n h_n \sigma_u}{4 \cos \beta_{3\phi}}, \quad (1)$$

где σ_u — предел прочности дробимого материала на изгиб, МПа; B_n — ширина пирога дробимого материала, м; h_n — высота пирога, м; J_z — полярный момент сопротивления поперечного сечения пирога, м⁴ ($J_z = \frac{h_n^3 B_n}{12}$ [8]); $\beta_{3\phi}$ — угол между касательной к окружности вращения звездочек ротора и направлением вектора силы $F_{n.c.}$, рад.

Угол $\beta_{3\phi}$ определяется как

$$\beta_{3\phi} = \beta_n - \alpha_{3\phi}, \quad (2)$$

где β_n — угол наклона поверхности приемного стола относительно горизонтали, рад; $\alpha_{3\phi}$ — угол контакта рабочей поверхности лопасти с поверхностью аглопирога при их взаимном контакте, рад.

На следующем этапе аналитического определения энергосиловых параметров процесса дробления определяется сила, действующая на лопасть ротора, возникающая при дроблении материала о колосники.

При разрушении пирога о колосниковую решетку кусок материала можно представить как двухопорную балку прямоугольного сечения, расположенную на двух соседних колосниках, в центре которой приложена сосредоточенная сила, возникающая при взаимодействии с зубьями ротора.

Тогда, согласно основным положениям механики деформируемых твердых тел [7], сила дробления численно равна силе сопротивления пирога материала в данном сечении и определяется следующим выражением

$$F_{др.к.} = \frac{N'_{3\phi} \sigma_u W'_z}{B_{\kappa}}, \quad (3)$$

где $N'_{3\phi}$ — максимальное количество звездочек ротора, одновременно вступающих в контактное взаимодействие с материалом на колосниковой решетке, шт.; W'_z — осевой момент сопротивления поперечного сечения отдельного куска пирога материала, м³; B_{κ} — расстояние между колосниками (колосниковый зазор), м.

Момент сопротивления поперечного сечения куска пирога материала определяется как [8]

$$W'_z = \frac{h_n a_{\kappa}}{6}, \quad (4)$$

где a_{κ} — ширина отдельных кусков пирога материала после дробления на первой стадии (глубина проникновения пирога в рабочую зону ротора до его контакта с рабочей поверхностью лопатки ротора), м.

Ширина отдельных кусков пирога материала определяется как [7, 9]

$$a_{\kappa} = \frac{g(\sin \beta_n - \mu_m \cos \beta_n) t^2}{2}, \quad (5)$$

где μ_m — коэффициент трения дробимого материала по материалу приемного стола; t — время свободного движения пирога в рабочем пространстве дробилки между зубьями соседних звездочек, с.

Время проникновения (свободного движения) материала в рабочее пространство дробилки можно определить по следующим зависимостям:

– для роторов с нечетным количеством звездочек [7, 9]

$$t = \frac{15 \left((1 - N_{зв}) b_з + 4 \pi^2 D_p \right)}{\pi^2 D_p n_p n_з (N_{зв} - 1)}, \quad (6)$$

где $N_{зв}$ — количество звездочек, установленных на валу ротора дробилки, шт.; $b_з$ — длина торцевой (не рабочей) поверхности зуба лопастей, м; D_p — рабочий диаметр внешней грани звездочек ротора, м; n_p — число оборотов вращения ротора в минуту, мин⁻¹; $n_з$ — количество зубьев на одной звездочке, установленной на роторе, шт.;

– для роторов с четным количеством звездочек [7, 9]

$$t' = \frac{15 \left((2 - N_{зв}) b_з + 4 \pi^2 D_p \right)}{\pi^2 D_p n_p n_з (N_{зв} - 2)}. \quad (7)$$

С учетом угла контакта рабочей поверхности звездочки и пирога нагрузка на лопатки от действия силы дробления материала о колосниковую решетку

$$F_k = \frac{F_{др.к.}}{\cos \alpha_{зв.к.}}, \quad (8)$$

где $\alpha_{зв.к.}$ — угол между рабочей поверхностью лопасти и поверхностью пирога при их взаимном контакте на колосниковой решетке (зависит от конструктивно-технологических параметров дробилки и высоты пирога материала), рад.

Нагрузка на ротор от силы тяжести пирога материала определяется из схемы (рис. 1)

$$F_{m.n.} = F_{m.m.} \sin \beta_n - F_{mp.n.}, \quad (9)$$

где $F_{m.m.}$ — сила тяжести пирога материала, Н ($F_{m.m.} = V_{a.n.} \rho_a$, где $V_{a.n.}$ — объем аглопирога, м³; ρ_a — объемная плотность

материала, кг/м³); $F_{mp.n.}$ — сила трения, возникающая при движении пирога материала по поверхности приемного стола, Н.

С учетом того, что сила трения в первом приближении от величины силы нормальной реакции определяется как $F_{mp.n.} = \mu_m F_{m.n.m} \cos \beta_n$, зависимость для определения нагрузки на ротор от силы тяжести пирога выглядит следующим образом

$$F_{m.n.} = F_{m.m.} (\sin \beta_n - \mu_m \cos \beta_n). \quad (10)$$

При этом сила трения от нагрузки, возникающей при действии силы тяжести пирога на торцевую поверхность зуба лопастей, определяется как

$$F_{mp.m.n.} = \mu_m F_{m.n.} (\sin \beta_n - \mu_m \cos \beta_n). \quad (11)$$

Для определения реакций в подшипниковых опорах рассмотрим систему сил, действующих на ротор, представленную на схеме (рис. 2).

На основании теоремы Пуансо [10] представляем систему (рис. 2) в виде сил, сосредоточенных в точке O — оси вращения ротора, и моментов сил $M_{m.n.}$ и $M_{c.\Sigma}$ (рис. 3).

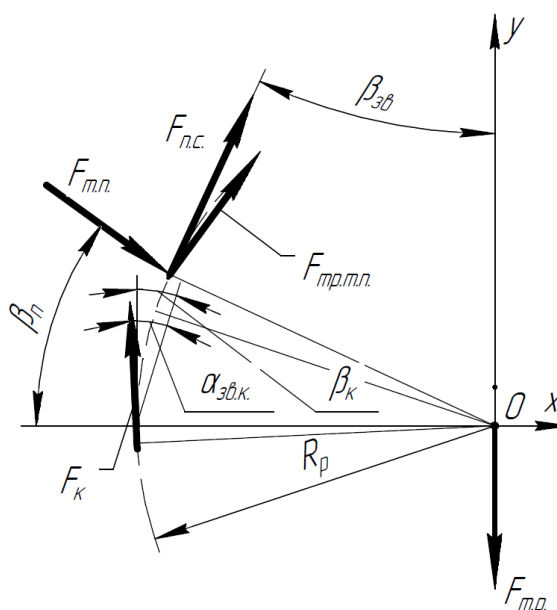


Рисунок 2 Система сил, действующих на ротор дробилки

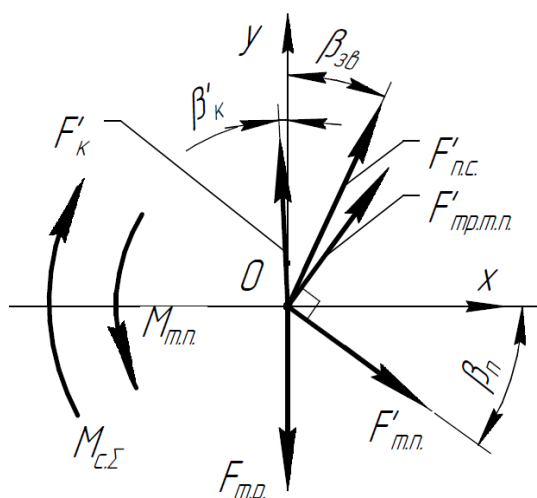


Рисунок 3 Схема переноса сил на ось вращения вала

Для определения необходимой мощности двигателя привода дробилки при математическом моделировании необходимо отталкиваться от параметров контактного взаимодействия лопастей ротора с материалом, при которых возникают максимальные значения условия нагружения в процессе дробления:

– ось звездочки ротора, вступающая в контактное взаимодействие с материалом на первом этапе дробления, параллельна поверхности пирога — в этом случае значение угла контакта α_{36} близко к нулю и сила дробления материала в зоне приемного стола $F_{n.c.}$, как и сила тяжести пирога дробимого материала $F'_{m.n.}$, а соответственно, и сила трения от силы тяжести $F'_{mp.m.n.}$, принимают максимальные значения;

– угол между рабочей поверхностью лопасти и поверхностью пирога при их взаимном контакте на колосниковой решетке $\alpha_{36.k.}$ близок к углу трения дробимого материала о материал звездочек (превышать который нельзя — в противном случае материал будет скользить по поверхности лопасти и процесс дробления не будет обеспечиваться) — при этом значение нагрузки на лопатки от действия силы дробления материала о колосниковую ре-

шетку F_k будет достигать наибольшего значения.

С учетом вышесказанного для дальнейшего обоснования энергосиловых параметров привода дробилки необходимо определить моменты сопротивления от действующих на ротор сил, которые определяются по следующим зависимостям:

– момент от силы тяжести пирога

$$M_{m.n.} = F_{m.n.} \frac{b_3}{2}; \quad (12)$$

– суммарный момент от действия сил $F_{mp.m.n.}$, $F_{n.c.}$, F_k

$$M_{c.z.} = (F_{mp.m.n.} + F_{n.c.} + F_k) \frac{D_p}{2}. \quad (13)$$

Затем определяются проекции всех действующих сил на оси x и y и результирующая реакция в подшипниковой опоре ротора дробилки (рис. 4).

В данном случае сумма проекций сил на оси x и y

$$F_{\Sigma x} = F_{mp.m.n.} \sin \beta_n + F_{m.n.} \cos \beta_n + F_{n.c.} \sin \beta_{36} - F_k \cos \beta'_k; \quad (14)$$

$$F_{\Sigma y} = F_{mp.m.n.} \cos \beta_n - F_{m.n.} \sin \beta_n + F_{n.c.} \cos \beta_{36} + F_k \sin \beta'_k - F_{m.p.}; \quad (15)$$

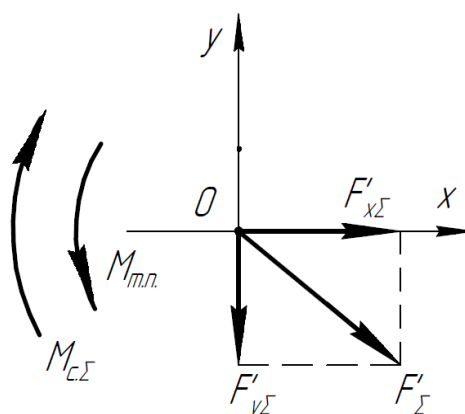


Рисунок 4 Схема для определения проекций сил и результирующей реакции в подшипниковой опоре

Результирующая радиальная реакция в подшипниковой опоре определяется из параллелограмма проекций сил $F_{\Sigma x}$ и $F_{\Sigma y}$ (рис. 4)

$$F_{\Sigma} = \sqrt{F_{\Sigma x}^2 + F_{\Sigma y}^2}. \quad (16)$$

Следующим этапом математического моделирования является определение момента сопротивления в подшипниковых опорах ротора дробилки по методике, предложенной в работах [11, 12].

Для двухрядных роликовых радиальных сферических самоустанавливающихся подшипников, работающих с незначительными (по сравнению с радиальными) осевыми нагрузками при использовании пластичных смазочных материалов, момент сопротивления в подшипниках определяется как

$$M_{mp} = N_n \left(K_{s1} d_s^{\beta} + F_{\Sigma}^{0,3} Y_3 d_n^{2,3} (n_p v)^{0,6} + S_1 d_n^{0,25} \mu_{sl} F_{\Sigma}^{1,3} + K_{s2} \right), \quad (17)$$

где K_{s1} — константа, зависящая от типа подшипника ротора [12]; d_s — диаметр сопротивления поверхности уплотнения, мм; β — показатель, зависящий от типа подшипника и уплотнения на валу [12]; K_{s2} — константа, зависящая от типа подшипника и уплотнения на валу [12]; Y_3 — геометрическая константа моментов трения качения [12]; d_n — диаметр вращения центров тел качения подшипника, мм; v — кинематическая вязкость смазочного материала при рабочей температуре (для пластичной смазки величина вязкости базового масла), мм²/с; S_1 — геометрическая константа момента трения скольжения [12]; μ_{sl} — коэффициент трения скольжения в условиях образования полноценной смазочной пленки [12].

Окончательным этапом математического моделирования является определение

мощности двигателя привода однороторной зубчатой дробилки по следующей зависимости

$$W_{\text{дв}} = k_{з.м.} \frac{\sum M_i \omega}{\eta_{np}} = k_{з.м.} \frac{\pi n_{\text{об}} (M_{с.с.} + M_{м.н.} + M_{mp})}{30 \eta_{np}}, \quad (18)$$

где $k_{з.м.}$ — коэффициент запаса мощности электродвигателя привода (перегрузочная способность, обычно принимается 1,5...1,7).

Для проведения дальнейших математических расчетов величины мощности привода однороторной зубчатой дробилки ДО-1300-2700-61, применяемой для дробления агломерата в условиях Филиала № 12 ЗАО «Внешторгсервис», использовались следующие характеристики агломерационного пирога: ширина — 2,8 м, высота — 0,35 м, длина агломерационного спека при входе в рабочее пространство ротора дробилки — 1 м, объемная плотность агломерата — 3500 кг/м³.

При этом использовались следующие конструктивно-технологические параметры дробилки: угол наклона поверхности приемного стола $\beta_n = 0,61$ рад; коэффициент трения $\mu_m = 0,5$; количество звездочек, установленных на валу ротора, $N_{зв} = 9$ шт.; длина торцевой поверхности зуба $b_z = 0,3$ м; рабочий диаметр внешней грани звездочек $D_p = 1,29$ м; число оборотов вращения ротора $n_p = 7,14$ мин⁻¹; количество зубьев на звездочке $n_z = 4$ шт.; угол между поверхностью лопасти и поверхностью аглопирога при их взаимном контакте $\alpha_{зв} = 0$ рад; максимальное количество звездочек ротора, одновременно вступающих в контактное взаимодействие с материалом на колосниковой решетке, $N'_{зв} = 3$ шт.; предел прочности дробимого материала на изгиб $\sigma_u = 0,1$ МПа; осевой

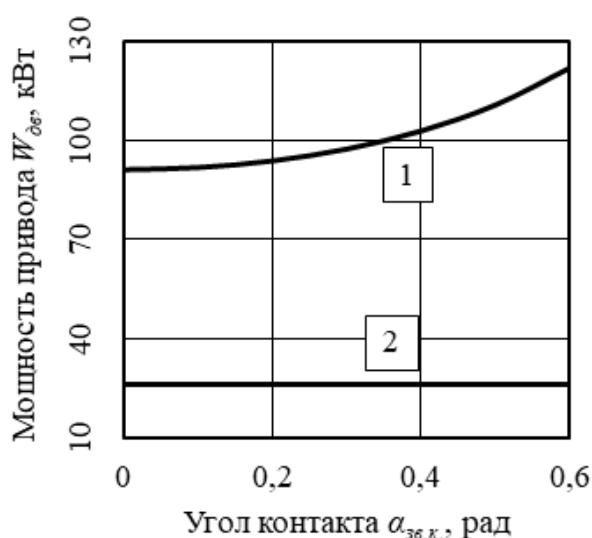
момент сопротивления максимально возможного поперечного сечения куска материала, образовавшегося на первой стадии дробления, $W'_z = 7,29 \text{ м}^3$; колосниковый зазор $B_k = 0,1 \text{ м}$; угол между рабочей поверхностью лопасти и поверхностью пирога при их взаимном контакте на колосниковой решетке $\alpha_{зв.к.} = 0,6 \text{ рад}$; масса ротора в сборе $m_p = 9000 \text{ кг}$.

В качестве подшипниковых опор ротора дробилки ДО-1300-2700-61 используются двухрядные роликовые радиальные сферические самоустанавливающиеся подшипники 3640 ГОСТ 520–2011, работающие с незначительными осевыми нагрузками при использовании пластичных смазочных материалов. Для такого типа подшипников, работающих с описанными выше условиями, принимают следующие параметры: константа $K_{s1} = 0,057$ [12]; диаметр сопротивления поверхности уплотнения $d_s = 247 \text{ мм}$; показатель $\beta = 2$ [12]; константа $K_{s2} = 50$ [12]; геометрическая константа $Y_3 = 3,13 \cdot 10^{-6}$ [12]; диаметр вращения центров тел качения $d_n = 310 \text{ мм}$; кинематическая вязкость для пластичной индустриальной смазки ИП-1 ГОСТ 3257–74 (при минимальной для условий эксплуатации подшипников ротора дробилки температуре $t_{o.c.} = 0^\circ\text{C}$) $\nu = 150 \text{ мм}^2/\text{с}$; геометрическая константа $S_1 = 6,92 \cdot 10^{-3}$ [12]; коэффициент трения скольжения в подшипнике $\mu_{sl} = 0,05$ [12].

При этом определялись энергосиловые параметры процесса дробления для двух типов дробилок: с линейным и шевронным расположением зубьев звездочек на валу ротора.

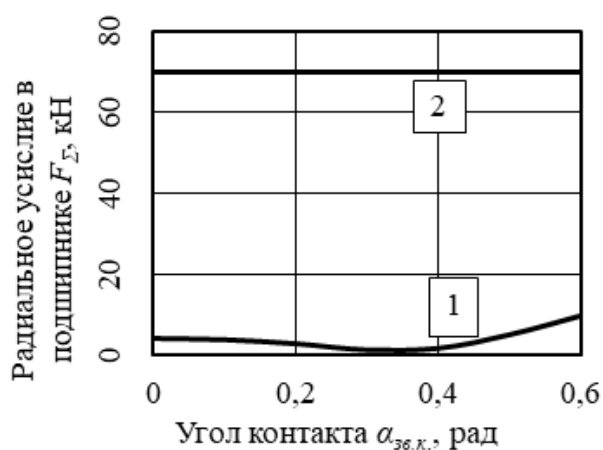
На рисунках 5 и 6 отображены графические зависимости мощности двигателя привода и радиальной реакции в подшипниковой опоре ротора от угла контакта рабочей поверхности лопасти и поверхности пирога при их взаимном контакте на ко-

лосниковой решетке $\alpha_{зв.к.}$ (при этом угол контакта в зоне приемного стола принимался $\alpha_{зв} = 0$ для реализации наибольших разрушающих усилий в процессе дробления агломерационного пирога о поверхность приемного стола [7]).



- 1 — для дробилки с ротором линейного типа;
2 — для дробилки с ротором шевронного типа

Рисунок 5 Графики зависимостей мощности привода однороторной зубчатой дробилки



- 1 — для дробилки с ротором линейного типа;
2 — для дробилки с ротором шевронного типа

Рисунок 6 Графики зависимостей радиальной реакции в подшипниковой опоре ротора дробилки

Из анализа графиков зависимостей (рис. 5, 6) видно, что угол контакта рабочей поверхности лопасти и поверхности пирога при их взаимном контакте на колосниковой решетке существенно влияет на величину мощности привода и нагрузки на подшипники ротора дробилки с ротором линейного типа, в то время как данные параметры дробилки с ротором шевронного типа остаются фактически неизменными. Это обуславливается тем, что в первом случае основная часть материала дробится на колосниковой решетке, а во втором — на приемном столе при его поэтапном (от одного ряда зубьев звездочек к другому) проникновении в рабочую зону ротора [7], что дает возможность стабилизировать не только гранулометрический состав дробленого продукта, но и условия нагружения электродвигателя привода и подшипников ротора.

Также наблюдается существенное снижение требуемой мощности привода у дробилок с шевронным ротором в 3,5...4,6 раза по сравнению с аналогичными условиями процесса дробления агломерата в дробилках с расположением зубьев на роторе в один ряд.

Однако при этом наблюдается негативное последствие от изменения конструктивных особенностей дробилки нового типа, заключающееся в том, что в процессе дробления материала нагрузки на подшипниковый узел ротора с шевронным расположением лопастей звездочек возросли более чем в 7 раз. В связи с этим проведен расчет подшипника ротора на долговечность по ГОСТ 18855–2013 (при максимально возможном значении радиальной нагрузки $F_{\Sigma} = 69,78$ кН), который показал, что расчетный номинальный ресурс обеспечивает их долговечность согласно рекомендациям для условий работы подшипника в условия дробления агломерата [14].

С учетом вышеуказанных параметров для сравнительного анализа энергосиловых параметров двух типов дробилок в реальных условиях определены технико-технологические и энергосиловые параметры процесса дробления железорудного агломерата в однороторной зубчатой дробилке, используемой для дробления агломерата в производственных условиях агломерационного цеха Филиала № 12 ЗАО «Внешторгсервис», которые представлены в таблице.

Таблица

Технико-технологические и энергосиловые параметры процесса дробления агломерата в дробилке ДО-1300-2700-61

Наименование параметра	Тип дробилки*	
	1	2
Ширина отдельных кусков после первой стадии дробления (определялась с помощью зависимостей (4–6)) a_k , м	0,5**	0,075
Сила, действующая на звездочку ротора при дроблении материала в районе приемного стола, $F_{n.c.}$, кН	24,5	24,5
Нагрузка от силы тяжести пирога дробимого материала $F_{m.n.}$, кН	2,76	5,52
Сила трения от силы тяжести пирога $F_{mp.m.n.}$, кН	1,38	2,76
Нагрузка от действия силы дробления материала о колосники F_k , кН	80,01	0,09
Сила тяжести ротора дробилки $F_{m.p.}$, кН	88,29	
Результирующая радиальная реакция в подшипниковой опоре F_{Σ} , кН	10,42	69,78
Мощность двигателя привода $W_{дв}$, кВт	123,63	26,23

*1 — дробилка с линейным расположением звездочек на роторе; 2 — дробилка с шевронным расположением звездочек на роторе.

**Ширина отдельных кусков материала после дробления для роторов с линейным расположением звездочек определялась по методике, предложенной в работе [13].

На основании предварительных расчетов определено, что при таких условиях процесса дробления агломерата с использованием ротора с шевронным расположением зубьев по сравнению с типовой дробилкой, использующейся в условиях агломерационного цеха Филиала № 12 ЗАО «Внешторгсервис» в настоящее время, можно обеспечить:

- стабилизацию фракционного состава дробленого агломерата;
- фактически исключить воздействие силы дробления материала о колосниковую решетку F_k на привод дробилки;
- уменьшить требуемую мощность двигателя привода $W_{дв}$ в 3,5...4,6 раза.

Выводы и направление дальнейших исследований. В ходе проведенных исследований получены следующие закономерности для определения энергосиловых параметров процесса дробления и привода однороторной зубчатой дробилки:

- нагрузки от силы тяжести пирога дробимого материала;
- силы трения от нагрузки, возникающей при действии силы тяжести пирога на торцевую поверхность зуба лопастей;
- силы дробления материала в зоне приемного стола;
- нагрузки на рабочую поверхность лопатки звездочки ротора от действия силы дробления материала о колосниковую решетку;
- результирующей радиальной реакции в подшипниковой опоре;

- момента от силы тяжести пирога;
- суммарного момента от действия силы трения от силы тяжести пирога, силы дробления материала в зоне приемного стола, силы дробления материала о колосниковую решетку;
- момента трения в подшипниковых опорах;
- мощности двигателя привода однороторной зубчатой дробилки.

Выявлено существенное влияние конструктивных особенностей ротора на энергосиловые параметры привода, а также на технико-экономическую эффективность процесса дробления агломерата в однороторной дробилке.

Обоснована эффективность использования роторов с шевронным расположением зубьев звездочек в процессе дробления агломерата.

Перспективным направлением исследования процесса дробления агломерата в однороторной зубчатой дробилке является экспериментальное определение уточненных значений пределов прочности на сжатие, изгиб и растяжение для более точного математического описания изучения основных параметров процесса разрушения агломерата разламыванием.

В настоящее время исследования в этом направлении проводятся на базе Донбасского государственного технического института с привязкой к производственным условиям агломерационного цеха Филиала № 12 ЗАО «Внешторгсервис» в г. Алчевске.

Библиографический список

1. Коротич, В. И. *Агломерация рудных материалов [Текст]* / В. И. Коротич, Ю. А. Фролов, Т. Н. Бездежский. — Екатеринбург : ГОУ ВПО «УГТУ–УПИ», 2003. — 400 с.
2. *Механическое оборудование металлургических заводов. Механическое оборудование фабрик окискования и доменных цехов [Текст] : учебное пособие для вузов / В. М. Гребеник [и др.]. — К. : Выща школа, 1985. — 312 с.*
3. Власенко, Д. А. *Комплексный анализ особенностей эксплуатации дробильно-измельчительного оборудования в агломерационном производстве [Текст]* / Д. А. Власенко // *Инновационные перспективы Донбасса. Инновационные технологии проектирования, изготовления и эксплуатации промышленных машин и агрегатов.* — Донецк : ДонНТУ, 2019. — Т. 3 — С. 150–154.
4. Андреев, С. Е. *Дробление, измельчение и грохочение полезных ископаемых [Текст]* / С. Е. Андреев, В. А. Перов, В. В. Зверевич. — М. : Недра, 1980. — 415 с.

5. Клушанцев, Б. В. Дробилки. Конструкция, расчет, особенности эксплуатации [Текст] / Б. В. Клушанцев, А. И. Косарев, Ю. А. Муїземнек. — М. : Машиностроение, 1990. — 320 с.
6. Сивухин, Д. В. Обиций курс физики [Текст] / Д. В. Сивухин. — М. : Физматлит, 2006. — 560 с.
7. Власенко, Д. А. Обоснование конструктивно-технологических параметров одновалковой дробилки железорудного агломерата с шевронным расположением зубьев звездочек ротора [Текст] / Д. А. Власенко // Сб. науч. трудов ДонГТУ. — Алчевск : ГОУ ВПО ЛНР «ДонГТУ», 2020. — Вып. 19 (62). — С. 69–79.
8. Варданян, Г. С. Сопротивление материалов с основами теории упругости и пластичности [Текст] / Г. С. Варданян [и др.]. — М. : Изд-во АСВ, 1995. — 573 с.
9. Пат. 196194 Российская Федерация, МПК В02С 4/00, В02С 4/28, В02С 4/30. Ротор одновалковой зубчатой дробилки / Д. А. Власенко, А. П. Жильцов, Э. П. Левченко, В. В. Мороз, А. С. Мягков ; заявитель и патентообладатель Липецкий гос. техн. ун-т. — № 2019137708 ; заявл. 21-11-2019 ; опубл. 19-02-2020, Бюл. № 5. — 6 с. : ил.
10. Теоретическая механика [Текст] / В. Н. Тарасов [и др.]. — М. : ТрансЛит, 2012. — 560 с.
11. Момент трения, потери мощности и пусковой момент подшипника [Электронный ресурс]. — Режим доступа: <https://www.skf.com/ru/products/bearings-units-housings/principles/bearing-selection-process/operating-temperature-and-speed/friction-powerloss-startingtorque/index.html> (03.09.2020).
12. Власенко, Д. А. Уточненная методика определения энергосиловых параметров процесса измельчения в валковых дробилках [Текст] / Д. А. Власенко // Вестник ДонНТУ. — Донецк : ГОУ ВПО «ДонНТУ», 2020. — № 3 (21). — С. 3–9.
13. Жилкин, В. П. Производство агломерата, оборудование, автоматизация [Текст] / В. П. Жилкин, Д. Н. Доронин. — Екатеринбург : Уральский центр ПР и рекламы, 2004. — 292 с.
14. ГОСТ 18855–2013 Подшипники качения. Динамическая грузоподъемность и номинальный ресурс [Текст]. — Введ. 01–07–2015. — М. : Стандартинформ, 2014. — 50 с.

© Власенко Д. А.

**Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. ПГМ ДонГТИ Левченко Э. П.,
д.т.н., проф., зав. каф. АТ ЛГУ им. В. Даля Замотой Т. Н.**

Статья поступила в редакцию 01.03.2021.

Vlasenko D. A. (DonSTI, Alchevsk, LPR)

ANALYTICAL METHOD FOR DETERMINING DRIVE POWER OF TOOTHED ROTARY CRUSHER

The paper proposes a method for analytical determining the main power parameters of crushing process in a single-rotor toothed grate crusher. Using the basic laws of general mechanics and solid mechanics, mathematical laws are justified to determine the forces of material crushing in the area of receiving table and grate. Based on Poinsot's theorem, the loads are taking by the bearing supports of the crusher rotor are determined. There have been given the dependences of resisting moments on forces of material crushing in zone of receiving table and grate, on forces of material cake gravity, as well as in bearing supports. Dependence is obtained to determine the required power of crusher drive at steady-state operation. Based on the obtained dependencies, the power parameters of the drive of a single-rotor toothed crusher in the sinter shop of Branch № 12 CJSC «VNESHTORGSERVIS» for various types of rotor were obtained, which allows to increase the technical and economic indicators of the iron-ore sinter crushing process.

Key words: sinter crushing, single-rotor crusher, resisting moment, torque, drive power.

УДК 621.926.9

*к.т.н. Левченко Э. П.,
Павлиненко О. И.,
к.т.н. Чебан В. Г.,
к.т.н. Левченко О. А.,
Куценко Е. В.*

(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, levchenckoeduard@yandex.ua)

ОБОСНОВАНИЕ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ РОТОРНО-УДАРНОГО ИЗМЕЛЬЧИТЕЛЯ, РЕАЛИЗУЮЩЕГО УСЛОВИЯ СТЕСНЕННОГО УДАРА

Работа посвящена расчету энерго-кинематических параметров роторно-ударного измельчителя, предназначенного для приготовления остроугольной стальной дроби прямым стесненным ударом из частиц дроби округлой формы в результате преобразования кинетической энергии вращающегося ротора в потенциальную энергию падающих тел. Предложенная методика позволяет определить требуемую мощность электродвигателя в зависимости от производительности и другие основные параметры измельчителя.

***Ключевые слова:** роторно-ударный измельчитель, методика расчета, мощность, производительность, энерго-кинематические параметры.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. В условиях производства остроугольной стальной дроби (стального песка) как абразивного материала с высокими потребительскими свойствами основное место занимает технологический процесс раскалывания дроби округлой формы.

Основными недостатками существующей технологии приготовления остроугольных фрагментов стальных частиц являются повышенные энергозатраты на дефрагментацию, а также низкий выход готового продукта товарных фракций. В первую очередь это обусловлено тем, что в качестве исходных компонентов выступают близкие по форме к сферическим частицы стальной дроби, предварительно подвергнутые закалке до высокой твердости и обладающие низким коэффициентом трения.

Типовой машиной, обеспечивающей приготовление остроугольной дроби из частиц округлой формы является трубная мельница, наполненная мелющей загрузкой в виде шаров, имеющих диаметр около 100 мм. Преимущественное наложение загрузки свободно падающими шарами обеспечивает разрушение материала стес-

ненным ударом, нежелательными элементами которого являются вращательное движение шаров, способствующее изменению их траектории при ударе, и неблагоприятные условия соударения, приводящие к точечному контакту, причём, как правило, в условиях далёких от центрального удара, ввиду повышенной вероятности возникновения эффекта рикошета [1].

По этой причине работа шаровой мельницы сопровождается значительными энергопотерями, приводящими к повышенному тепловыделению. Также существенно снижается коэффициент полезного действия машины и сокращается выход готового продукта необходимых фракций. Кроме того, большая высота падения мелющей загрузки (около 2 м) в совокупности с её значительной массой и вращательное движение корпуса мельницы в существенной степени приводят к интенсивному пылеобразованию, состоящему из мелкодисперсных абразивных компонентов, что сравнительно быстро приводит к выходу из строя расположенного рядом оборудования, в первую очередь механических подвижных элементов привода самой мельницы. Также существенно ухудшаются условия труда рабочих.

Объектом исследования является технологический процесс получения остроугольного абразивного материала путем раскалывания стальной дроби округлой формы в роторно-ударном измельчителе, реализующем условие стесненного удара.

Предмет исследования — особенности расчета мощности привода роторно-ударного измельчителя, согласованной с его производительностью и потенциальной энергией падающих рабочих органов.

Задачи исследования — определение мощности привода роторно-ударного измельчителя для производства остроугольной стальной дроби путем обеспечения запаса необходимой потенциальной энергии ударных рабочих органов, при которой достигается минимально необходимая производительность установки.

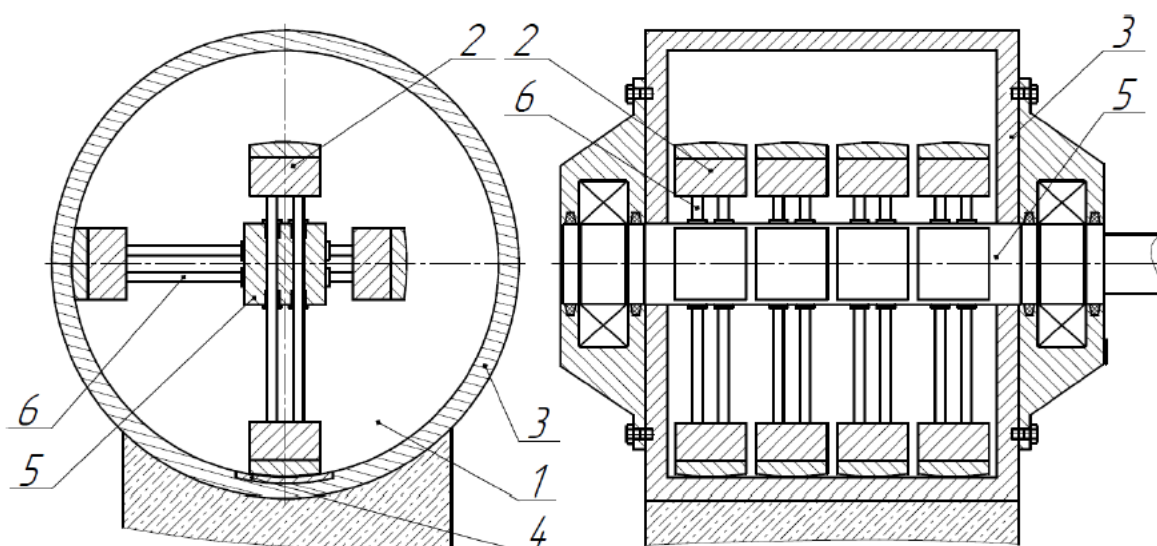
Методика исследований. Расчетные аналитические методы исследования условий подъема на необходимую высоту рабочих органов и их ударного воздействия на раскалываемый материал с помощью основных закономерностей механики.

Изложение материала и его результаты. Запатентованный способ разрушения

материалов стесненным ударом [2] реализован в принципиально новой конструкции роторно-ударного измельчителя, схема которого представлена на рисунке 1.

Анализ известных патентных документов выявил, что указанный способ разрушения в дробильно-измельчительной технике ранее не применялся. Следовательно, для разработки и изготовления предложенного роторно-ударного измельчителя необходимо выполнить предварительные расчеты мощностных характеристик при которых гарантируется работоспособность и обеспечивается заданная производительность при раскалывании литой стальной дроби округлой формы, выступающей в качестве исходного материала для получения остроугольных частиц стального абразива.

Подлежащая раскалыванию дробь сферической формы подается в рабочую камеру 1, где разрушается между падающими ударниками 2 и внутренней стенкой корпуса 3. При вращении ротора 5, мелющие тела 2 накапливают потенциальную энергию подъема за счет преобразования кинетической энергии его вращения.



1 — рабочая камера; 2 — мелющие тела (ударник); 3 — стенка корпуса; 4 — лист брони;
5 — ротор; 6 — направляющие штоки

Рисунок 1 Схема роторно-ударного измельчителя

В соответствии с кинематической схемой, представленной на рисунке 2, и заданной минимально необходимой производительностью установки 1 т/ч, с учетом ранее выполненных исследований [1, 3, 4], упрощенная методика расчета энерго-кинематических параметров роторно-ударного измельчителя может выглядеть следующим образом.

Мощность на валу измельчителя определяется по известной формуле [5]

$$P_{\text{вн}} = F \cdot V = M \cdot \omega, \quad (1)$$

где F — сила удара, необходимая для гарантированного раскалывания сферических частиц стальной дроби;

V — скорость падающего мелющего тела в момент удара;

M — крутящий момент на валу ротора;

ω — угловая скорость вращения ротора.

$$M = m_y \cdot g \cdot R_p, \quad (2)$$

где m_y — масса ударника;

R_p — радиус подвеса центра массы ударника на валу ротора.

Ввиду того, что противоположно расположенные ударные элементы соединены между собой (см. рис. 3), формула (2) примет вид

$$M = m_y \cdot g \cdot (R_{y1} - R_{y2}). \quad (3)$$

Масса одной сферической частицы стальной дроби

$$m_d = V_{\text{ш}} \cdot \rho_{\text{ст}} = \frac{4}{3} \cdot \pi \cdot R_d^3 \cdot \rho_{\text{ст}}, \quad (4)$$

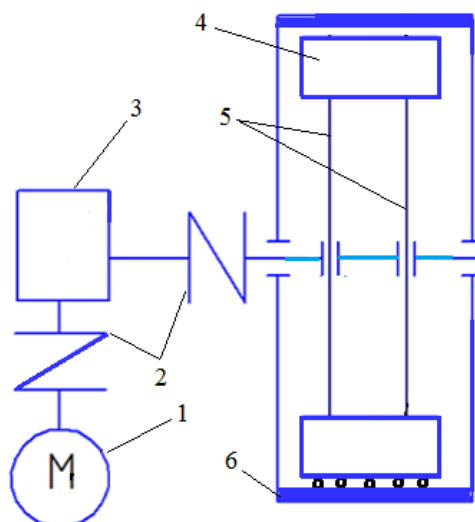
где $V_{\text{ш}}$ — объем шара, см^3 ;

$\rho_{\text{ст}} = 7,85 \text{ г/см}^3$ — плотность стали;

R_d — радиус сферической частицы стальной дроби, см.

Тогда масса наиболее трудно разрушаемой частицы дроби [1, 3, 4], имеющей диаметр 2,1 мм, $m_{21} = 0,3 \text{ г}$, а число частиц, которые необходимо расколоть за 1 час, при производительности $Q_u = 1000 \text{ кг/ч}$

$$N_{\text{час}} = \frac{Q_y}{m_{21}} = \frac{1000 \cdot 10^3}{0,3} = 3333333 \text{ шт.} \quad (5)$$



1 — электродвигатель; 2 — муфты; 3 — червячный редуктор; 4 — мелющие тела; 5 — направляющие штоки; 6 — футеровка корпуса

Рисунок 2 Кинематическая схема измельчителя

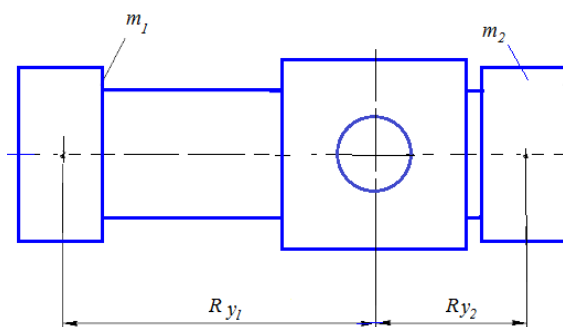


Рисунок 3 Расчетная схема для определения крутящего момента

При этом за одну минуту необходимо расколоть частиц

$$N_{\text{мин}} = \frac{N_{\text{час}}}{60} = \frac{3333333}{60} = 55556 \text{ шт.} \quad (6)$$

При четырехрядном исполнении каждым рядом ударников необходимо раскалывать 13889 частиц дроби за минуту.

Время падения мелющего тела составляет 0,45 с и находится по формуле [6]

$$t = \sqrt{\frac{2 \cdot H}{g}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 1}{9,81}} = 0,45 \text{ с}, \quad (7)$$

где $H = 1 \text{ м}$ — высота падения тела.

Из необходимости минимизации центробежных сил, возникающих на ударнике, примем частоту вращения ротора 15 об/мин, уточнение которой будет выполнено после анализа работы физической модели данной установки.

Так как каждый ряд содержит четыре ударника, то за 1 минуту будет реализовано 30 ударов. За каждый удар необходимо будет расколоть 231 частицу дробы.

Экспериментальным путем установлено, что для гарантированного раскалывания 1000 частиц дробы округлой формы достаточно иметь ударник массой в 250 кг.

Рассчитанный по формуле (3) крутящий момент при радиусе подвеса ударников $R_{y1} = 1$ м составит 1625 Н·м для однорядного устройства.

Для исключения передачи ударных нагрузок на вал ротора величина зазора между ударником и валом принята $\Delta = 25$ мм. Тогда при поперечном сечении вала 400 мм (выбрано конструктивно) и высоте мелющего тела 250 мм расстояние между центром вращения вала и центром тяжести ударника составит 325 мм. С учетом зазора Δ радиус $R_{y2} = 0,325 + 0,025 = 0,35$ м.

При четырехрядном исполнении измельчителя рассчитанный крутящий момент увеличится в 4 раза и составит 6500 Н·м.

При этом мощность на валу измельчителя, рассчитанная по формуле (1), составит 10205 Вт.

Учитывая коэффициенты полезного действия (КПД) кинематических пар, входящих в структуру кинематической схемы измельчителя, мощность привода составит

$$P_{пр} = \frac{P_{ви}}{\eta_m^2 \cdot \eta_{чр} \cdot \eta_{нк} \cdot \eta_{нс}^4}, \quad (8)$$

где η_m — КПД муфты;

$\eta_{чр}$ — КПД червячного редуктора;

$\eta_{нк}$ — КПД пары подшипников качения;

$\eta_{нс}$ — КПД подшипников скольжения поступательной пары штока с втулкой, характеризующий подъем и падение мелких тел за счет вращения ротора.

Значения КПД приведены в таблице 1 [7].

Таким образом, рассчитанная по формуле (8) требуемая мощность привода измельчителя составит 16,9 кВт.

Следовательно, для приведения в действие роторно-ударного измельчителя четырехрядного исполнения необходимо выбрать ближайший по мощности трехфазный асинхронный электродвигатель номинальной мощностью 18,5 кВт типа АИР 200L8У3 с частотой вращения вала 730 об/мин [8].

Сравнительные характеристики типовой шаровой мельницы и роторно-ударного измельчителя приведены в таблице 2.

Ранее проведенные теоретические исследования [9] показали хорошую сходимость с методикой определения мощности привода роторно-ударного измельчителя стальной колотой дробы на основе уравнения Лагранжа второго рода для определения величины крутящего момента. При этом ранее опубликованная и рассматриваемая методики дают близкие результаты в определении мощности привода ударного измельчителя для раскалывания стальной дробы, что доказывает адекватность упрощенной методики расчета.

Таблица 1

Значения КПД

η_m	$\eta_{чр}$	$\eta_{нк}$	$\eta_{нс}$
0,98	0,78	0,99	0,95

Таблица 2

Сравнительная оценка измельчительного оборудования для приготовления остроугольной дробы

Измельчитель	Габаритные размеры, м	Масса мелющей загрузки, т	Производительность, т/ч	Мощность двигателя, кВт	Удельный расход энергии, кВт·ч/т
Шаровая мельница	2×2,5×3,	5,5	1,2	55,0	45,8
Роторно-ударный	2×2,0×2,5	4,0	1,0	18,5	18,5

Проведенные расчеты основных параметров принципиально нового роторно-ударного измельчителя показывают, что он выгодно отличается от традиционно применяемой в производстве остроугольной колотой дробы шаровой мельницы, в первую очередь по снижению удельных энергозатрат на раскалывание.

Выводы и направление дальнейших исследований. Таким образом, в результате проведенных расчетов и анализа двух видов измельчительного оборудования выявлено, что использование роторно-ударного измельчителя, реализующего условие разрушения материала прямым

стесненным ударом, при производстве остроугольной дробы по удельным энергозатрам экономичнее (почти в 3 раза), что даст значительный эффект в совокупности с повышением выхода товарной фракции готового продукта.

В качестве направления дальнейших исследований предполагается выполнить анализ влияния на потребляемую измельчителем мощность дополнительных устройств, необходимых для организации загрузки исходного сырья и выгрузки готового продукта, в том числе планируемого для организации подачи исходного продукта шлюзового питателя.

Библиографический список

1. Павлиненко, О. И. Экспериментальные исследования энергозатрат на раскалывание стальной дробы прямым стесненным ударом [Текст] / О. И. Павлиненко, Э. П. Левченко // Сборник научных трудов ДонГТУ. — Алчевск : ДонГТУ, 2017. — Вып. 7 (50). — С. 158–163.
2. Пат. 2729155 Российская Федерация, МПК¹³ В 02 С 17/00. Способ разрушения материалов свободным ударом / О. И. Павлиненко, А. П. Жильцов, В. Г. Чебан, Э. П. Левченко, Д. А. Власенко, О. А. Левченко ; заявитель и патентообладатель Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Липецкий государственный технический университет». — № 1019127706 ; заявл. 02.09.19 ; опубл. 04.08.20, Бюл. № 2. — 2 с. : ил.
3. Павлиненко, О. И. Процесс разрушения стальной дробы центральным стесненным ударом [Текст] / О. И. Павлиненко, Д. А. Власенко, Э. П. Левченко // Инновационные технологии проектирования, изготовления и эксплуатации промышленных машин и агрегатов : материалы 5-й международной научно-практической конференции. Т. 3. — Донецк, 2019. — С. 104–108.
4. Перспективы получения колотой стальной дробы [Текст] / О. И. Павлиненко, Д. А. Власенко, Э. П. Левченко и др. // Новые материалы и перспективные технологии : сборник материалов IV междисциплинарного научного форума с международным участием. Т. 1. — М. : ООО «Буки Веди», 2018. — С. 629–631.
5. Иванов, М. Н. Детали машин [Текст] : учебник для машиностроительных вузов / М. Н. Иванов, В. А. Финогенов. — М. : Высшая школа, 2003. — 408 с.
6. Иванов, Б. Н. Законы физики [Текст] : учебное пособие / Б. Н. Иванов. — М. : Высшая школа, 1986. — 335 с.
7. Дунаев, П. Ф. Детали машин. Курсовое проектирование [Текст] : учеб. пособ. для машиностроит. спец. учреждений среднего профессионального образования / П. Ф. Дунаев, О. П. Леликов. — М. : Машиностроение, 2004. — 560 с.
8. Анурьев, В. И. Справочник конструктора-машиностроителя [Текст]. В 3-х т. Т. 3. / В. И. Анурьев. — М. : Машиностроение, 2001. — 864 с.
9. Определение мощности привода роторного ударного измельчителя для производства стальной колотой дробы [Текст] / О. И. Павлиненко, Д. А. Власенко, Э. П. Левченко // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2020. — № 19 (62). — С. 86–93.

- © Левченко Э. П.
 © Павлиненко О. И.
 © Чебан В. Г.
 © Левченко О. А.
 © Куценко Е. В.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. АТ ЛГУ им. В. Даля Замотой Т. Н.,
к.э.н., доц. каф. ТОМП ДонГТИ Зинченко А. М.*

Статья поступила в редакцию 15.12.2020.

**PhD in Engineering Levchenko E. P., Pavlinenko O. I., PhD in Engineering Cheban V. G.,
PhD in Engineering Levchenko O. A., Kutsenko E. V. (DonSTI, Alchevsk, LPR,
levchenckoeduard@yandex.ua)**

**JUSTIFICATION OF THE MAIN PARAMETERS OF ROTARY IMPACT CRUSHER THAT
IMPLEMENTS CONSTRAINED IMPACT CONDITIONS**

The work is devoted to the calculation of the energy-kinematic parameters of rotary impact crusher, designed to prepare steel grit with a direct constrained impact from round-shaped grit particles as a result of converting the kinetic energy of a rotating rotor into the potential energy of falling bodies. The proposed method allows you to determine the required power of the electric motor depending on the capacity and other main parameters of the crusher.

Key words: rotary impact crusher, design procedure, power, capacity, energy-kinematic parameters.

УДК 532.5.013

к.ф.-м.н. Рубежанский В. И.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, virubezhanskiy@mail.ru)

ТЕЧЕНИЕ МИКРОСТРУКТУРНОЙ ЖИДКОСТИ С ВНУТРЕННИМИ ИСТОЧНИКАМИ ТЕПЛА В ВЕРТИКАЛЬНОМ СЛОЕ

В работе получены точные решения уравнений свободной конвекции в вертикальном слое микроструктурной жидкости с внутренними источниками тепла. Установлены количественные изменения в структуре течения от величин материальных постоянных жидкости при различных граничных условиях. В задаче устойчивости рассматриваемого течения найдены преобразования, сводящие пространственную задачу к соответствующей задаче для плоских возмущений с более низкими критическими числами Грасгофа.

Ключевые слова: микрополярная жидкость, свободная конвекция, внутреннее тепловыделение, устойчивость.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Актуальные потребности практики — процессы транспортировки, переработки и хранения нефти и нефтепродуктов, водоугольные суспензии, пастообразные материалы и разного рода полимеры, суспензии ядерного топлива — могут быть исследованы только на основе реологически сложных моделей жидкостей.

Широкое применение в настоящее время в науке и практике получили жидкие среды с микроструктурой — жидкие кристаллы, ферромагнитные коллоиды, различного рода суспензии, кровь и другие биологические жидкости.

Математическое описание гидродинамики сред с микроструктурой, учитывающих внутреннюю степень свободы, потребовало привлечения новых уравнений, отличающихся от уравнений классической механики ньютоновских жидкостей.

Обстоятельный сравнительный анализ существующих моделей жидкостей с микроструктурой дан в работе [1]. Там же приводятся примеры использования таких моделей в гидродинамической теории смазки в широком диапазоне приложений: различные типы подшипников — упорные, радиальные, ступенчатые, подшипники с пористыми стенками и др. Особо отметим работы авторов [1] для использования жидкостей с внутренним микровращением при капил-

лярном контроле как сквозных, так и тупиковых дефектов промышленных изделий.

Чувствительными к изменениям параметров микрожидкостей и воздействию различного рода внешних факторов [2] являются их конвективные течения, возникающие в поле тяжести из-за неоднородности плотности, создаваемой неоднородностью температуры.

Настоящее исследование особого поведения конвективного течения жидкостей с микроструктурой при выделении тепла внутренними источниками относится к нерешенным задачам [1] гидродинамики реологически сложных сред.

Постановка задачи. Рассматривается базовая [2] задача плоскопараллельного течения микрополярной жидкости в вертикальном слое, границы которого поддерживаются при одинаковой температуре. Специфическое течение возникает в результате внутреннего однородного тепловыделения, происходящего по какой-либо причине [2], например: джоулев разогрев электролита при пропускании электрического тока, процесс затвердевания металлических отливок, химически активные жидкости, тепловыделение лучистой природы и др.

Отметим, что термин «микрополярная жидкость» (МПЖ) [1] будем использовать безотносительно к конкретной среде с внутренним микровращением. Это позво-

ляет теоретически изменять величины материальных параметров в некоторых произвольных диапазонах.

В работе обсуждается также проблема упрощения задачи устойчивости течения по отношению к пространственным возмущениям.

Объект исследования — свободная конвекция МПЖ в вертикальном слое.

Предмет исследования — установление влияния параметров МПЖ с внутренним однородным тепловыделением на стационарное течение и его устойчивость.

$$\begin{aligned} \frac{\partial v_k}{\partial t} + G_r v_l v_{k,l} &= -p_{,k} + M v_{k,ll} + \varepsilon C_{klm} v_{m,l} + T S_k, \\ \frac{\partial v}{\partial t} + G_r v_l v_{k,l} &= N v_{l,kl} + \Gamma v_{k,ll} + H C_{klm} v_{m,l} - 2H v_k, \\ \frac{\partial T}{\partial t} + G_r v_l T_{,l} &= \frac{1}{P_r} T_{,kk} + \frac{2}{P_r}, \quad v_{k,k} = 0, \end{aligned} \quad (1)$$

где v_k — компоненты скорости течения; v_k — компоненты скорости микровращения; p_k — конвективная добавка к гидростатическому давлению; g — ускорение силы тяжести; S_k — компоненты единичного вектора, направленного по вертикали вверх; q — объемная мощность тепла, выделяемого внутренними источниками; C_{klm} — альтернирующий тензор. Все векторы и тензоры в уравнениях записаны для правой ортогональной системы координат x_1, x_2, x_3 (рис. 1). Индекс после запятой указывает на частное дифференцирование по соответствующей координате.

В качестве единиц приняты: расстояния полуширины слоя — h , времени — $\rho h^2 / \mu$, скорости — $\rho g \beta^* q h^4 / (2\mu\chi)$, скорости микровращения — $\rho g \beta^* q h^3 / (2\mu\chi)$, температуры — $q h^2 / (2\chi)$, давления — $\rho g \beta^* q h^3 / (2\chi)$, где χ — коэффициент температуропроводности, β^* — коэффициент теплового расширения жидкости.

Задачи исследования:

– получение точных решений поставленной задачи при граничных условиях разного типа;

– нахождение преобразований, сводящих трехмерную задачу устойчивости к плоской.

Изложение материала и его результаты. Уравнения конвекции микроморфных жидкостей [3] в приближении Буссинеска были получены в работе [4]. Для МПЖ с внутренним выделением тепла уравнения конвекции в безразмерных переменных запишутся в виде

Задача (1) содержит два безразмерных параметра, определяющих подобие конвективных течений — число Грасгофа и число Прандтля

$$G_r = \frac{\rho g \beta^* q h^5}{2\mu^2 \chi}, \quad P_r = \frac{\mu}{\rho \chi}$$

и безразмерные коэффициенты, характеризующие микрополярную жидкость

$$\varepsilon = \frac{k}{\mu}, \quad M = (1 + \varepsilon),$$

$$N = \frac{\alpha + \beta}{\mu I_1}, \quad \Gamma = \frac{\gamma}{\mu I_1}, \quad H = \frac{k h^2}{\mu I_1},$$

где I_1 — первый инвариант тензора микроинерции. Коэффициенты $\mu, k, \alpha, \beta, \gamma$ соответствуют коэффициентам, введенным в [3] на основе феноменологического метода Труделла-Эрингена.

Отметим, что в уравнении переноса энергии считаем, как и в случае ньютоновской жидкости, диссипативное тепло незначительным. Обоснованием в нашем случае может служить исследование [1]

диссипативной функции в МПЖ, где показано, что ее значение в достаточно широких каналах меньше, чем в ньютоновской жидкости.

Для случая стационарного плоскопараллельного течения $v_1 = v_2 = 0$, $v_3 = v_0(x_1)$, $v_1 = v_3 = 0$, $v_3 = v_0(x_1)$, $T = T_0(x_1)$ из полных уравнений (1) получим систему уравнений для скорости, микровращения, температуры и давления

$$\left(1 + \frac{\varepsilon}{2}\right) \frac{d^2 v_0}{dx_1^2} + \varepsilon \frac{dv_0}{dx_1} + T_0 = \frac{\partial p_0}{\partial x_3} = C, \quad (2)$$

$$\bar{\gamma} \frac{d^2 v_0}{dx_1^2} - \varepsilon \frac{dv_0}{dx_1} - 2\varepsilon v_0 = 0, \quad \frac{d^2 T_0}{dx_1^2} = -2.$$

В уравнениях (2) учтена связь между материальными постоянными МПЖ μ , k , γ и вязкостью ньютоновской жидкости соотношением $\mu^h = \mu + 0,5k$, а также введено обозначение безразмерного коэффициента $\bar{\gamma}$, отвечающего за действие моментных напряжений $\bar{\gamma} = \frac{\gamma}{\mu h^2}$. Далее черту сверху над γ опустим.

Граничные условия задачи

$$x_1 = \pm 1, \quad v_0 = 0, \quad T_0 = 0 \quad (3)$$

выражают условия прилипания и одинаковой температуры, принимаемой за начало отсчета, на твердых плоскостях канала.

Условие замкнутости потока (слой закрыт непроницаемыми торцовыми перегородками) означает равенство нулю расхода в любом поперечном сечении

$$\int_{-1}^{+1} v_0 dx_1 = 0. \quad (4)$$

1) $\alpha = 0$,

$$v_0(x_1) = \left(\frac{1}{2} \frac{\gamma}{\varepsilon} - C_3 \sinh r + \frac{1}{6}\right) (1 - x_1^2) - \frac{1}{12} (1 - x_1^4) + 2C_3 \frac{\delta}{r} (\cosh r - \cosh rx_1), \quad (9)$$

$$v_0(x_1) = \frac{1}{6} (x_1 - x_1^3) + C_3 (\sinh rx_1 - x_1 \sinh r), \quad (10)$$

Граничные условия для микровращения подробно обсуждены в работе [1]. Рассмотрим условия на твердых поверхностях вида

$$x_1 = \pm 1, \quad v_k = \frac{\alpha}{2} \epsilon_{klm} v_{m,l}, \quad (5)$$

где диапазон физически возможных значений параметра α для различных пар «жидкость — твердая поверхность» определяется соотношением $0 \leq \alpha \leq 1$.

Примем для поставленной задачи следующие условия:

1) $\alpha = 0$ («отсутствие спина» на границе)

$$x_1 = \pm 1, \quad v_0 = 0; \quad (6)$$

2) $\alpha = 1$ («отсутствие антисимметричных» напряжений)

$$x_1 = \pm 1, \quad v_0 = -\frac{1}{2} \frac{dv_0}{dx_1}; \quad (7)$$

3) $0 < \alpha < 1$, $\alpha = \frac{1}{2}$ («компромиссные случаи» действия моментных напряжений)

$$x_1 = \pm 1, \quad v_0 = -\frac{1}{4} \frac{dv_0}{dx_1}. \quad (8)$$

Интегрируя уравнение (2) с граничными условиями (3)–(8), найдем распределения температуры, давления, скорости и скорости микровращения

$$T_0 = 1 - x^2, \quad \frac{dp}{dz} = C,$$

где постоянная разделения переменных $C = C(\varepsilon, \gamma)$ есть функция параметров МПЖ и определяется граничными условиями (3)–(8).

Профили скорости и микровращения определяются функциями

$$\text{где } \delta = \frac{\varepsilon}{2 + \varepsilon}, \quad r = 2\sqrt{\frac{\delta}{\gamma}}, \quad C_3 = \frac{\frac{1}{2} \frac{\gamma}{\varepsilon} + \frac{1}{15}}{\left(1 + \frac{3\delta}{r^2}\right) \sinh r - \frac{3\delta}{r} \cosh r};$$

2) $\alpha = 1$,

$$v_0(x_1) = \left[\frac{1}{10} + \frac{3\gamma}{4r \sinh r} \left(\frac{1}{r} \sinh r - \cosh r \right) \right] (1 - x_1^2) - \frac{1}{12} (1 - x_1^4) + \frac{\gamma}{2r \sinh r} (\cosh r - \cosh rx_1), \quad (11)$$

$$v_0(x_1) = \left[\frac{1}{10} - \frac{\gamma}{2\varepsilon} + \frac{3\gamma}{4r \sinh r} \left(\frac{1}{r} \sinh r - \cosh r \right) \right] x_1 - \frac{1}{6} x_1^3 + \frac{\gamma}{4\delta \sinh r} \sinh rx_1, \quad (12)$$

$$C_3 = \frac{\gamma}{4\delta \sinh r};$$

3) $0 < \alpha < 1$,

$$v_0(x_1) = 2C_3 \frac{\delta}{r} (\cosh r - \cosh rx_1) - \left[\frac{\Pi}{2} - \frac{\gamma}{2\varepsilon} \right] (1 - x_1^2) - \frac{1}{12} (1 - x_1^4), \quad (13)$$

$$v_0(x_1) = C_3 \sinh rx_1 - \frac{\Pi}{2} x_1 - \frac{1}{6} x_1^3, \quad (14)$$

$$C_3 = \frac{\frac{1}{2} \frac{\gamma}{\varepsilon} + \frac{1}{15} (1 - \alpha)}{\left[1 - \alpha\delta + 3(1 - \alpha) \frac{\delta}{r^2} \right] \sinh r - 3(1 - \alpha) \frac{\delta}{r} \cosh r},$$

$$\Pi = \left(C + \frac{\gamma}{2\delta} - 1 \right) = \frac{1}{1 - \alpha} \left[2C_3 (1 - \alpha\delta) \sinh r - \alpha \frac{\gamma}{\varepsilon} - \frac{1 - \alpha}{3} \right].$$

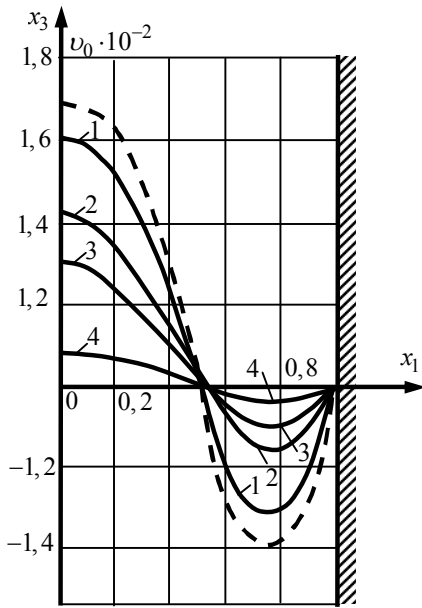
Стационарное течение (рис. 1) состоит из трех конвективных потоков — восходящего центрального и двух нисходящих возле границ канала. Профили v_0 , v_0 рассчитывались для различных сочетаний значений параметров ε , γ для МПЖ и разных граничных условий (6)–(8) для микровращения.

Профили скорости течения МПЖ показывают, что интенсивность течения МПЖ снижается по сравнению с ньютоновской жидкостью. Толщины потоков очень слабо зависят от параметров МПЖ: их размеры определяются координатами $x_1 \approx \pm\sqrt{0,2}$, а нисходящие потоки имеют максимумы возле точек $x_1 \approx \pm\sqrt{0,6}$.

Профили скоростей микровращения существенно зависят от граничных усло-

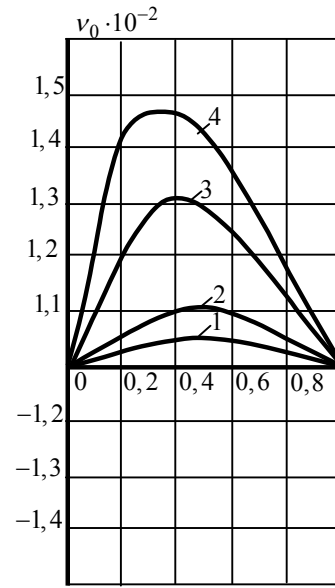
вий (6)–(8). Так, при условии «полного прилипания» (6) максимумы микровращения в потоке (рис. 2) растут с увеличением вращательного трения ε и при разных γ смещаются к середине канала. Более того, при одинаковых ε увеличение коэффициента γ снижает величину скорости микровращения.

Граничные условия (7), (8) качественно изменяют профиль микровращения. Так, на рисунках 3 и 4 видим образование смены знака микровращения: кривые 2, 3, 4 на рисунке 3 и кривая 4 на рисунке 4. Увеличение значения параметра γ снижает это явление. Подобный эффект смены направления микровращения отмечался в [1] при исследовании теплового пограничного слоя МПЖ.



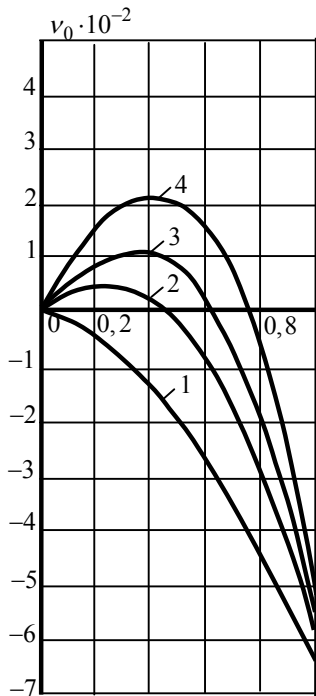
1 — $\varepsilon = 0,1$, 2 — $\varepsilon = 0,5$, 3 — $\varepsilon = 1$, 4 — $\varepsilon = 5$;
штриховая кривая соответствует ньютоновской
жидкости ($\varepsilon = 0, \gamma = 0$)

Рисунок 1 Профили скорости течения МПЖ
при граничном условии (6) и $\gamma = 0,1$



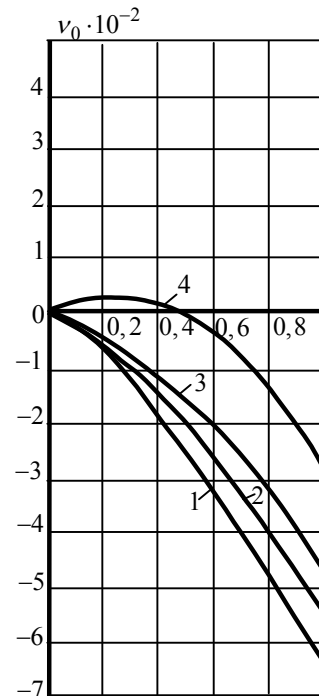
1 — $\varepsilon = 0,1$, 2 — $\varepsilon = 0,5$, 3 — $\varepsilon = 1$, 4 — $\varepsilon = 5$

Рисунок 2 Профили микровращения при
граничном условии (6) и $\gamma = 0,1$



1 — $\varepsilon = 0,1$, 2 — $\varepsilon = 0,5$, 3 — $\varepsilon = 1$, 4 — $\varepsilon = 5$

Рисунок 3 Профили микровращения
при граничном условии (7) и $\gamma = 0,1$



1 — $\varepsilon = 0,1$, 2 — $\varepsilon = 0,5$, 3 — $\varepsilon = 1$, 4 — $\varepsilon = 5$

Рисунок 4 Профили микровращения
при граничном условии (7) и $\gamma = 1$

Скорость течения в слое пропорциональна мощности тепловыделения q , и при ее достаточно большом значении течение становится неустойчивым. Кризис стационарного течения вызывается растущими пространственными возмущениями.

В теории гидродинамической устойчивости плоскопараллельных изотермических течений существует известное преобразование Сквайра, сводящее задачу устойчивости относительно пространственных возмущений к соответствующей задаче для плоских возмущений. При этом оказывается, что плоские возмущения более опасны, и, следовательно, информа-

цию о кризисе течения можно получить, решая менее трудоемкую плоскую задачу.

Сформулируем задачу для пространственных нормальных возмущений, параллельных границам слоя, вида

$$(v_1, v_2, v_3, v_1', v_2', v_3', T, p) \sim \exp[-\lambda t + i(k_2 x_2 + k_3 x_3)], \quad (15)$$

где k_2, k_3 — волновые числа, и все возмущения зависят от координаты x_1 .

Линеаризованная система (1) с учетом (15) приводит к амплитудным уравнениям для пространственных возмущений

$$\begin{aligned} -\lambda v_1 + ik_3 G_r v_0 v_1 &= -p' + M(v_1'' - k^2 v_1) + \varepsilon i(k_2 v_3 - k_3 v_2), \\ -\lambda v_2 + ik_3 G_r v_0 v_2 &= -ik_2 p + M(v_2'' - k^2 v_2) + \varepsilon(-v_3' + ik_3 v_1), \\ -\lambda v_3 + ik_3 G_r v_0 v_3 + G_r v_0' v_1 &= -ik_3 p + M(v_3'' - k^2 v_3) + \varepsilon(v_2' - ik_2 v_1) + \theta, \\ -\lambda v_1 + ik_3 G_r v_0 v_1 &= N[v_1'' + i(k_2 v_2' + k_3 v_3')] + \Gamma(v_1'' - k^2 v_1) + H[i(k_2 v_3 - k_3 v_2) - 2v_1], \\ -\lambda v_2 + ik_3 G_r v_0 v_2 + G_r v_0' v_1 &= N[ik_2 v_1' - (k_2^2 v_2 + k_2 k_3 v_3)] + \\ &+ \Gamma(v_2'' - k^2 v_2) + H[-v_3' + ik_3 v_1 - 2v_2], \\ -\lambda v_3 + ik_3 G_r v_0 v_3 &= N[ik_3 v_1' - (k_2 k_3 v_2 + k_3^2 v_3)] + \Gamma(v_3'' - k^2 v_3) + H[v_2' - ik_2 v_1 - 2v_3], \\ -\lambda \theta + ik_3 G_r v_0 \theta + G_r \theta_0' v_1 &= \frac{1}{P_r}(\theta'' - k^2 \theta), \\ v_1' + i(k_2 v_2 + k_3 v_3) &= 0. \end{aligned} \quad (16)$$

Здесь штрих означает производные по координате x_1 и введено обозначение $k^2 = k_2^2 + k_3^2$.

Граничные условия (случай 1) для амплитуд примут вид

$$\begin{aligned} x_1 = \pm 1, \quad v_1 = v_2 = v_3 = 0, \\ \theta = 0, \quad v_1' = v_2' = v_3' = 0. \end{aligned} \quad (17)$$

Краевая задача (16), (17) определяет пространственные возмущения и их декременты λ , которые зависят от параметров $G_r, P_r, M, \varepsilon, N, \Gamma, H, k_2$ и k_3 .

Соответствующая краевая задача для плоских возмущений получается, если положить $k_2 = 0, v_2 = 0, v_1 = 0, v_3 = 0$ и теперь

$$(\bar{v}_1, \bar{v}_3, \bar{v}_2, \bar{T}, \bar{p}) \sim \exp(-\bar{\lambda} t + i\bar{k}_3 x_3).$$

Далее все неизвестные функции и параметры для плоской задачи будем отмечать чертой сверху.

Для плоских возмущений запишем амплитудные уравнения

$$\begin{aligned} -\lambda \bar{v}_1 + i\bar{k}_3 \bar{G}_r v_0 \bar{v}_1 &= -\bar{p}' + \bar{M}(\bar{v}_1'' - \bar{k}_3^2 \bar{v}_1) + i\varepsilon \bar{k}_3 \bar{v}_2, \\ -\lambda \bar{v}_3 + i\bar{k}_3 \bar{G}_r v_0 \bar{v}_3 + \bar{G}_r v_0' \bar{v}_1 &= -i\bar{k}_3 \bar{p} + \bar{M}(\bar{v}_3'' - \bar{k}_3^2 \bar{v}_3) + \varepsilon \bar{v}_2 + \bar{\theta}, \end{aligned} \quad (18)$$

$$\begin{aligned}
-\bar{\lambda}\bar{v}_2 + i\bar{k}_3\bar{G}_r\nu_0\bar{v}_2 + \bar{G}_r\nu_0'\bar{v}_1 &= \bar{\Gamma}(\bar{v}_2'' - \bar{k}_3^2\bar{v}_2) + \bar{H}[-\bar{v}_3' + i\bar{k}_3\bar{v}_1 - 2\bar{v}_2], \\
-\bar{\lambda}\bar{\theta} + i\bar{k}_3\bar{G}_r\nu_0\bar{\theta} + \bar{G}_r\theta_0'\bar{v}_1 &= \frac{1}{P_r}(\bar{\theta}'' - \bar{k}_3^2\bar{\theta}), \\
\bar{v}_1' + i\bar{k}_3\bar{v}_3 &= 0
\end{aligned} \tag{18}$$

и граничные условия

$$x_1 = \pm 1, \quad \bar{v}_1 = \bar{v}_3 = 0, \quad \bar{v}_2 = 0, \quad \bar{\theta} = 0. \tag{19}$$

Следуя [2], можно убедиться в том, что пространственная задача (16), (17) для микрополярной жидкости сводится к плоской (18), (19) при помощи следующих преобразований неизвестных функций и параметров

$$\begin{aligned}
\lambda &= \bar{\lambda}, & \nu_1 &= \bar{\nu}_1, & p &= \bar{p}, \\
k_2\nu_2 + k_3\nu_3 &= \bar{k}_3\bar{\nu}_3, \\
k_2\nu_3 - k_3\nu_2 &= -\bar{k}_3\bar{\nu}_2, \\
k_2 &= k_2^2 + k_3^2 = \bar{k}_3^2, \\
k_3\theta &= \bar{k}_3\bar{\theta}, \\
k_3G_r &= \bar{k}_3\bar{G}_r,
\end{aligned} \tag{20}$$

$$P_r = \bar{P}_r, \quad \varepsilon = \bar{\varepsilon}, \quad M = \bar{M}, \quad \Gamma = \bar{\Gamma}, \quad H = \bar{H}.$$

Функции $\bar{v}_1, \bar{v}_3, \bar{v}_2, \bar{\theta}$, определяемые соотношениями (20), удовлетворяют нужным граничным условиям.

Из преобразований (20) следует, что

$$G_r = \bar{G}_r \frac{\bar{k}_3}{k_3}.$$

Поскольку $(\bar{k}_3/k_3) \geq 1$, то имеем $G_r \geq \bar{G}_r$, то есть трехмерным возмущениям соответствуют более высокие числа Грасгофа, и, следовательно, плоские возмущения наиболее опасны.

Обсудим граничные условия (7) для пространственных и плоских возмущений микровращения.

Пространственный случай

$$x_1 = \pm 1, \quad \nu_1 = 0, \quad \nu_2 = -\frac{1}{2}\nu_3', \quad \nu_3 = \frac{1}{2}\nu_2'. \tag{21}$$

В плоской задаче

$$x_1 = \pm 1, \quad \bar{\nu}_2 = -\frac{1}{2}\bar{\nu}_3'. \tag{22}$$

Легко видеть, что преобразование $k_2\nu_3 - k_3\nu_2 = -\bar{k}_3\bar{\nu}_2$ из (20) переводит условие (21) в (22) для плоской задачи при любом α .

Выводы и направление дальнейших исследований. Проведенные исследования позволяют сделать следующие выводы:

1. Интенсивность конвективного течения МПЖ с внутренним тепловыделением снижается по сравнению с течением ньютоновской жидкости.

2. Интенсивность течения самих микрополярных жидкостей зависит от отношения значений ее параметров к величине вращательной вязкости.

3. Моментные напряжения на границе, характеризующие взаимодействие частиц жидкости с твердой поверхностью и между самими частицами, принципиально изменяют поле микровращений.

4. Найдены преобразования, сводящие в вертикальном слое задачу устойчивости течения МПЖ относительно пространственных возмущений к соответствующей плоской задаче с меньшими критическими числами Грасгофа.

Дальнейшими исследованиями являются:

1. Решение плоской краевой задачи для определения спектра и структуры возмущений.

2. Поиск возможных аналитических решений рассмотренной задачи стационарного конвективного течения МПЖ с учетом вязкой диссипации энергии.

Библиографический список

1. Мигун, Н. П. Гидродинамика и теплообмен течений микроструктурной жидкости [Текст] / Н. П. Мигун, П. П. Прохоренко. — Минск : Наука и техника, 1984. — 264 с.
2. Гершуни, Г. З. Устойчивость конвективных течений [Текст] / Г. З. Гершуни, Е. М. Жуховицкий, А. А. Непомнящий. — М. : Наука, 1989. — 320 с.
3. Eringen, A. C. Balance laws of micropolar fluids [Text] / A. C. Eringen. — *Int. J. Eng. Sci.*, 1980. — Vol. 18. — № 1. — P. 5–17.
4. Listrov, A. T. On three — dimensional disturbances of convective microfluids flows [Text] / A. T. Listrov, V. I. Rubegzhansky. — *Lett. In Appl. and Eng. Sci.*, 1975. — Vol. 3. — № 2. — P. 119–124.

© Рубежанский В. И.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. АТ ЛГУ им. В. Даля Замотой Т. Н.,
к.т.н., проф. каф. ТОМП ДонГТИ Зелинским А. Н.*

Статья поступила в редакцию 16.03.2021.

PhD in Physics and Mathematics Rybezhanskiy V. I. (*DonSTI, Alchevsk, LPR, virubezhanskiy@mail.ru*)

FLOW OF MICROSTRUCTURAL LIQUID WITH INTERNAL HEAT SOURCES IN VERTICAL LAYER

The article presents accurate solutions of natural convection equations in vertical layer of microstructural liquid with internal heat sources are obtained. Quantitative changes in the flow structure are determined from the values of material stationary liquid under various boundary conditions. In the sustainability problem of the current under consideration, transformations are found that reduce the spatial problem to the corresponding problem for flat perturbations with lower critical Grashof numbers.

Key words: *micropolar liquid, natural convection, internal heat release, stability.*

УДК 624.01

к.т.н. Левченко Э. П.,
Петренко А. В.,
Чернышев Е. А.,
Иванова Е. О.

(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, levchenkoeduard@yandex.ua)

ПРАКТИЧЕСКОЕ ПРИМЕНЕНИЕ СПОСОБОВ И СРЕДСТВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПРОЧИСТКИ ВОДОПРОВОДНЫХ И КАНАЛИЗАЦИОННЫХ СЕТЕЙ

Работа посвящена бюджетным способам механической очистки водопроводных и канализационных труб с помощью подручных средств методом принудительного удаления отложений во внутренних участках трубопроводов. Предложенная методика позволяет эффективно и быстро возобновлять подачу жидкостей без проведения масштабных земляных работ.

Ключевые слова: прочистка трубопроводов, механическая очистка, водопровод, канализация, безотвальная технология.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Водопроводные и канализационные сети водоотведения на сегодняшний день известны своим широким распространением и, по сути, не имеют альтернативы, особенно в условиях массовой городской застройки.

В этой связи, ввиду больших сроков эксплуатации и не всегда высокого качества воды, водопроводные и канализационные коммуникации подлежат периодической замене, причем часто даже не по причине физического износа, а вследствие зарастания внутренних каналов, что приводит к существенному снижению скорости и объемов водяных потоков, вплоть до их полного отсутствия.

Явление образования нароста свойственно в первую очередь трубопроводам, служащим для обеспечения чистой водой (рис. 1), и частично распространяется на канализационные трубы. Однако достаточно сильному загрязнению подвергаются еще и канализационные сети, размещенные в толще земли [1, 2]. Это связано с тем, что ливневые воды и стоки, образующиеся вследствие таяния снега, хорошо проникают внутрь канализационных сетей из-за отсутствия или некачественного закрытия оголовков колодцев (рис. 2).



Рисунок 1 Нарост в водопроводной трубе

Загрязнение канализационных труб происходит растворенной землей, шлаком и другими веществами с прилегающих площадных поверхностей.

Современные гидравлические методы очистки трубопроводов (рис. 3) характеризуются существенными затратами, связанными с закупкой специального оборудования, что значительно ограничивает их применение для мелких предприятий и в частном секторе [3, 4].

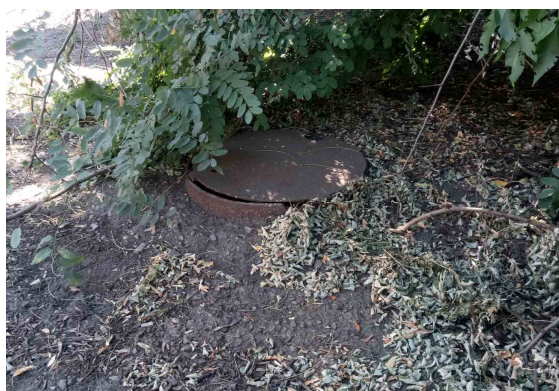


Рисунок 2 Дефекты закрывания люка



Рисунок 3 Гидродинамическая очистка труб

Недостатком применения фрезерной головки для соскабливания застывших включений в полости трубы [5] является

малая крутильная жесткость и малый запас хода, что не обеспечивает ее применение для длинных участков трубопровода.

Канализационные коммуникации, проложенные на глубине в толще земли, требуют извлечения большого количества грунта, нарушают покрытия площадей и являются затратным и длительным техническим мероприятием.

Поэтому бестраншейные технологии восстановления являются более предпочтительными [2].

Постановка задач — разработка путей малозатратных способов возобновления работоспособности водопроводных и канализационных трубопроводов методами механической прочистки, при которых достигается высокая эффективность и минимизация затрат на восстановительные работы.

Изложение материала и его результаты. Разработано и успешно опробовано приспособление для очистки протяженных внутренних прямых участков водопровода от нароста [6], состоящее из набора метровых металлических штанг с возможностью наращивания до требуемой длины по мере введения в трубопровод (рис. 4).

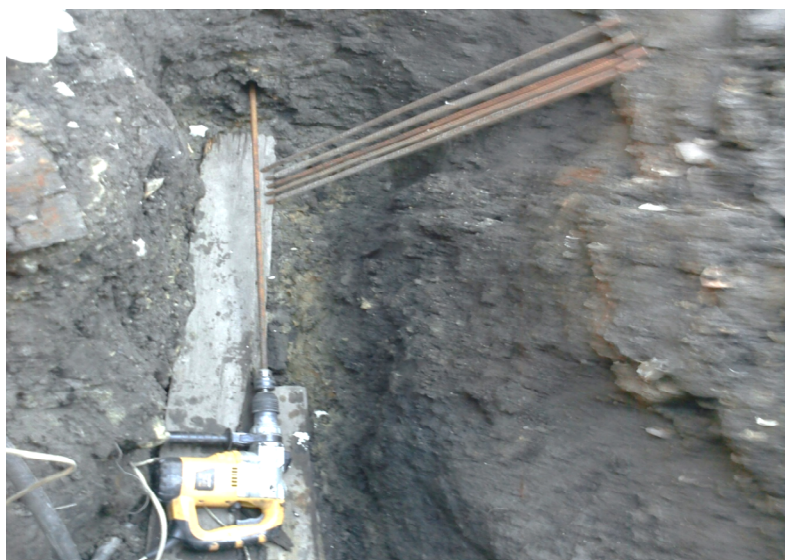


Рисунок 4 Набор штанг и перфоратор для придания им вращательного движения

Если длина штанг недостаточна, применяется поочередная встречная подача рабочей головки с разных концов трубопровода, что позволяет при одном и том же наборе штанг увеличить длину прочистки в 2 раза.

В первом варианте (рис. 4) осуществлялась прочистка водопровода с наружным диаметром 1 дюйм фрезерной головкой с наружным диаметром 26 мм (рис. 5) при внутреннем диаметре трубопровода 27 мм. При средней производительности, равной 0,25 м/мин, на полную длину прочистки трубы около 10 м понадобилось 0,67 человеко-часа (40 мин).

Привод штанг во вращательное движение осуществлялся перфоратором с частым включением и выключением (рис. 4). Выемка грунта понадобилась лишь по концам очищаемой трубы для организации места работы оператора.

Удлинительные штанги были изготовлены из проточенной до диаметра 12 мм строительной арматуры и своей задней частью крепились в переходном трехкулачковом патроне, установленном в стандартном патроне перфоратора (рис. 6).

Срезанный с внутренней поверхности нарост выводился кратковременной подачей воды из напорной части трубопровода в виде водной суспензии (рис. 7).



Рисунок 5 Фрезерная резовая головка



Рисунок 6 Трехкулачковый переходной патрон



Рисунок 7 Выход водной суспензии нароста

С помощью визуального осмотра было установлено, что во внутреннем пространстве прочищенного трубопровода нароста не имеется. Окончательно водопровод был восстановлен путем пропускания в очищенный трубопровод металлопластиковой гибкой трубы ближайшего меньшего диаметра, что позволило восстановить подачу воды в кратчайшие сроки.

При втором варианте применение традиционного способа при замене трубопровода для подачи воды диаметром 1,5 дюйма, проложенного под проезжей частью автомобильной дороги ниже глубины промерзания, потребовало бы на длине 30 м выемки грунта объемом не менее 30 м³ с обязательной остановкой транспортных потоков на несколько дней.

Практическая реализация описанного устройства позволила обеспечить среднюю производительность прочистки труб около 1 м/мин без существенной выемки грунта, а с учетом технологических операций по наращиванию длины штанг — около 0,2 м/мин. На прочистку трубопровода длиной 30 метров ушло 2,5 человеко-часа.

Для подачи фрезы в трубопровод был задействован червячный редуктор, обладающий высоким передаточным числом, что позволило обеспечить на его выходном валу частоту вращения 6 об/мин. Редуктор соединялся с электродрелью, а непосредственным инструментом, производящим чистку труб по внутреннему диаметру, выступали резцы, изготовленные из быстрорежущей стали, наваренные на одну из со-

единительных штанг. Передний угол заточки фрезерных резцов составлял 15° , при этом диаметр фрезерной головки принимался меньшим на 1 мм, чем внутренний диаметр прочищаемой трубы. Это позволило полностью удалить внутренний нарост с последующим восстановлением подачи воды прокладкой внутри старого трубопровода металлопластиковой трубы.

Чистка асбоцементных прямолинейных участков канализации осуществлялась на территории производственного участка трудовым коллективом научно-исследовательского проектно-конструкторского института (НИПКИ) «Параметр» при Донбасском государственном техническом институте. Длительное время канализация не функционировала, так как полностью была забита наносами земли, принесенными водой через щели люков, неплотно закрывающих оголовки колодцев.

Для чистки данной канализации было разработано и изготовлено специальное механическое устройство, представленное на рисунке 8.

Основным рабочим элементом устройства для чистки канализационных труб является шнековая бурильная головка (рис. 9) с раз-

мещенными на торце концевой части резцами, обеспечивающими процесс бурения.

Низкоскоростное вращательное движение бурильной головки обеспечивается специально изготовленным для этой цели редуктором, получающим вращение от электродрели. Функцию гибкого вала выполняет упругая металлопластиковая труба, длина вылета которой для необходимого перехвата наружной цилиндрической поверхности металлопластиковой трубы обеспечивается с помощью специально изготовленного цангового зажима (рис. 10), по мере внедрения шнековой навивки в засоренную канализационную трубу.

Центрирование шнека относительно базового внутреннего диаметра канализационной трубы достигается направляющим кондуктором, частично размещенным внутри канализационной трубы.

В качестве страховки в аварийных ситуациях (например, при поломке гибкого вала), позволяющей извлечь шнек, применен выведенный наружу стальной трос.

Предварительно на начальной стадии подготовки устройства к прочистке требуется ручное введение шнека в канализационную трубу и центровка гибкого вала относительно трубы (рис. 11).



Рисунок 8 Устройство для прочистки канализационных труб



Рисунок 9 Шнековая бурильная головка



Рисунок 10 Специальный цанговый зажим

При работе устройства шнек посредством мускульной силы оператора устройства (рис. 12) подавался внутрь канализационной трубы на выбираемую опытным путем величину, зависящую от конкретных условий и навыков работника, осуществляющего чистку и выскабливающего ненужные отложения. После этого вращение останавливалось и осуществлялось извлечение рыхлой массы шнеком посредством гибкого вала и пропущенного через него троса.

В процессе бестраншейной очистки канализационных сетей производственного участка НИПКИ «Параметр», полностью забитых земляными отложениями, общей протяженностью около 40 м было выявлено, что технологические операции следует выполнять циклично, в соответствии с силой сопротивления движения шнека при его подаче вперед, а также свойствами и количеством вынимаемых загрязнителей.



Рисунок 11 Предварительная подготовка к началу работ



Рисунок 12 Практическая реализация прочистки канализационных труб

Чистку канализационных труб механическим путем следует считать оконченной, если при извлечении шнека загрязняющие вещества отсутствуют. В этом случае можно приступать к гидравлической очистке мелких частиц водой, как и при функционировании канализации в рабочем режиме.

Проведенные мероприятия позволили возобновить нормальную работу канализации, а также отвести в нее стоковые воды, до этого постоянно истекающие наружу из колодца, расположенного ниже по уровню земной поверхности.

Кроме того, для повышения работоспособности уличных канализационных сетей, во избежание их засорения и повышения безопасности для пешеходов и транспорта была разработана антивандальная

конструкция люка для закрывания оголовка колодца [7], включающая шарнирно соединенные корпус и крышку с петлями, в которых выполнены пазы, загнутые под углом к корпусу (рис. 13). Массовое изготовление конструкции возможно литьем.

Корпус 1 с крышкой люка 2 может бетонироваться на оголовок колодца. Крышка 2 закреплена на корпусе 1 с помощью жесткого шарнирного соединения, исключая возможность ее перекоса при закрывании и обеспечивающего отсутствие доступа к нему снаружи.

Легкодоступные части шарнира 5 могут заливаться монолитными веществами для исключения доступа к ним посторонних лиц или быть спрятаны в теле корпуса или крышки [8].

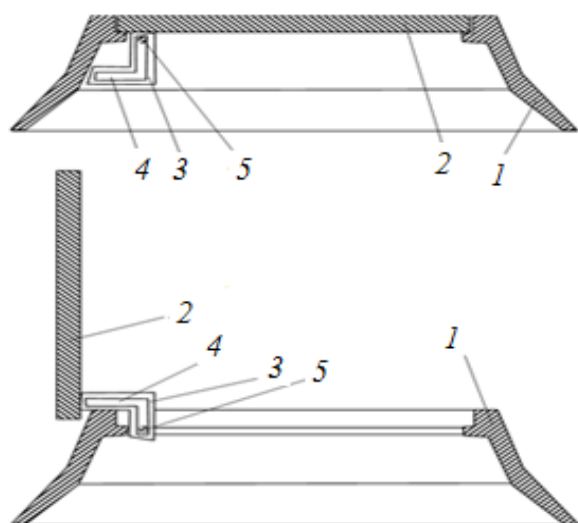


Рисунок 13 Антивандальная конструкция люка

Данное техническое решение было передано в администрацию города Алчевска и прошло обсуждение на двух совещаниях с целью использования в городском коммунальном хозяйстве.

Библиографический список

1. *Методологічні основи подовження експлуатаційного ресурсу підземних інженерних мереж [Текст] : монографія / А. І. Алейнікова, В. М. Волков, Д. Ф. Гончаренкота та ін. — Харків : Раритети України, 2017. — 320 с.*
2. Гончаренко, Д. Ф. Разработка и исследование гидромеханического метода очистки канализационных коллекторов от загрязнений [Электронный ресурс]. — Режим доступа: <http://journals.urau.ua/eejet/article/download/142639/153362>.
3. Современные методы прочистки труб [Электронный ресурс]. — Режим доступа: https://www.abok.ru/for_spec/articles.php?nid=2051.
4. Гидродинамическая очистка труб [Электронный ресурс]. — Режим доступа: <http://www.vodokanal-msk.ru/stati/gidrodinamicheskaya-promyivka-trub.html>.
5. SPEX STU-SN — Трос сантехнический со стальным сердечником и креплением для сменных насадок [Электронный ресурс]. — Режим доступа: https://satmax.pro/catalog/prochistnye_mashiny_i_oborudovanie_dlya_kanalizatsii/ruchnye_ustroystva_dlya_prochistki_trub/santekhnicheskie_trosy_i_prochistnye_spirali/11410/.
6. Петренко, А. В. Технологичный механический метод прочистки труб [Текст] / А. В. Петренко, Э. П. Левченко // Пути совершенствования технологических процессов и оборудования промышленных производств : сб. тезисов докл. III междунар. научн.-техн. конф. — Алчевск : ГОУ ВПО ЛНР «ДонГТУ», 2018. — С. 81–83.
7. Пат. 25480 U Украина, МПК Е 02 D 29/14. Люк для закрывания оголовка колодца / Левченко Э. П. ; заявитель и патентообладатель Донбасский государственный технический университет. — № и20073588 ; заявл. 02.04.2007 ; опубл. 10.08.2017, Бюл. № 12. — 2 с. : ил.
8. Левченко, Э. П. Основы синтеза инновационных технологических процессов, механических устройств и систем (опыт 30-летней изобретательской деятельности) [Текст] : монография / Э. П. Левченко, А. М. Зинченко, О. А. Левченко. — Алчевск : ГОУ ВПО ЛНР «ДонГТУ», 2018. — 353 с.

© Левченко Э. П., Петренко А. В., Чернышев Е. А., Иванова Е. О.

Выводы и направление дальнейших исследований. В результате работ, реализованных в прочистке водных трубопроводов и канализационных коммуникаций, предложены способы очистки внутренних поверхностей труб, исключая проведение дорогостоящих и длительных земельных работ. Очистка водопроводных систем от нароста и канализационных коммуникаций от отложений показала высокую производительность при относительно малых затратах финансовых средств и характеризуется достаточно высокой надежностью и эффективностью. Для выполнения указанных работ не требуется большого количества работников, обычно достаточно 1–2 человек, исключая применение тяжелой дорогостоящей землеройной техники.

Расширение работ в этом направлении возможно с учетом проработки методов очистки искривленных участков трубопроводов.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. АТ ЛГУ им. В. Даля Замотой Т. Н.,
д.т.н., проф. каф. ММК ДонГТИ Харламовым Ю. А.*

Статья поступила в редакцию 15.12.2020.

PhD in Engineering Levchenko E. P., Petrenko A. V., Chernyshov E. A., Ivanova E. O. (*DonSTI, Alchevsk, LPR, levchenckoeduard@yandex.ua*)

**PRACTICAL APPLICATION OF METHODS AND MEANS FOR MECHANICAL
DEFOULING OF WATER SUPPLY AND SEWERAGE NETS**

The work is devoted to budget methods of mechanical clearing of water supply and sewage conduits using makeshift means by method of forced removal of deposits in internal sections of pipelines. The proposed technique allows to efficiently and quickly resume the supply of liquids without carrying out large-scale earth excavations.

Key words: *defouling of pipelines, mechanical clearing, water supply, sewerage, nonmoldboard technology.*

ТРЕБОВАНИЯ
к рукописям научных статей в сборник научных трудов
государственного образовательного учреждения
высшего образования Луганской Народной Республики
«Донбасский государственный технический институт»

Научные статьи, предоставляемые в редакцию, должны соответствовать требованиям ВАК МОН ДНР (Приложение 1 к правилам формирования в уведомительном порядке перечня рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание учёной степени кандидата наук, на соискание учёной степени доктора наук (п. 4)) и базовым издательским стандартам по оформлению статей по ГОСТ 7.5–98 «Журналы, сборники, информационные издания».

Сборник научных трудов издаётся не менее 4 раз в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТИ; тел./факс: (06442) 2-68-87, e-mail: info@dstu.education (тема: для редакции сборника научных трудов ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ»); секретарь редакционной коллегии Скомская Светлана Анатольевна.

Сборник содержит следующие разделы: «Науки о земле», «Металлургия и материаловедение», «Машиностроение и машиноведение», «Строительство и архитектура».

Представляемые в статье материалы должны быть актуальными, отвечать новым достижениям науки и техники, иметь практическую значимость, соответствовать направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

Название статьи должно быть лаконичным и понятным, включать в себя объект и предмет исследований, иметь прямое отношение к области исследований и её результатам.

Обязательные элементы статьи:

- 1) постановка проблемы, обоснование её актуальности;
- 2) анализ последних исследований и публикаций по данной проблеме, вскрытие их недостатков и противоречий;
- 3) выделение не решённых ранее частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;
- 4) формулирование цели, идеи, объекта и предмета исследований, постановка задач исследований;
- 5) описание и обоснование принятой методики исследований;
- 6) изложение основного материала теоретических и (или) экспериментальных исследований с обоснованием достоверности полученных научных результатов;
- 7) выводы о научной новизне и практической ценности результатов, направление дальнейших исследований.

По решению редколлегии в каждом номере сборника может быть опубликовано не более одной статьи обзорного характера, включающей большую часть рекомендованных выше основных элементов.

Редакция оставляет за собой право отклонять рукописи обзорного и компилятивного характера с нечётко сформулированными научными результатами, новизна и достоверность которых недостаточно обоснованы.

Результаты работы не должны предоставляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, несоблюдение действующих стандартов и недостоверность приведённых в статье данных полностью несут авторы статьи.

Статья должна сопровождаться:

- внутренней и внешней рецензиями;

– лицензионным договором с автором(и).

Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

Рекомендуемое количество авторов статьи — до 3-х человек. При необходимости, по решению редколлегии, количество авторов может быть увеличено до 5-ти.

Языки предоставления статей: русский, английский.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц в книжной ориентации на белой бумаге формата А4 (210×297 мм) с полями: верхнее, нижнее — 27 мм; левое, правое — 24 мм. Различать колонтитулы чётных и нечётных страниц: от края до верхнего колонтитула — 2 см; от края до нижнего колонтитула — 2 см. Страницы не нумеруются. Рукопись статьи оформляется с применением редактора **MS Word в формате, полностью совместимом с Word 97–2003**: шрифт — Times New Roman, размер — 12 пт, интервал — одинарный, выравнивание — по ширине, абзацный отступ — 0,5 см.

Функция «Автоматическая расстановка переносов» должна быть **активирована**. Весь материал подаётся в чёрно-белом оформлении (без градиентов серого или цветовой палитры).

Не допускается использование списков (маркированных и нумерованных) и элементов «Надпись». **Запрещено использование стилей!**

Оформление статей

Статья подаётся отдельным файлом «*Статья.doc*».

УДК проставляется вверху, выравнивание по левому краю, шрифт полужирный, без абзацного отступа. УДК можно определить самостоятельно с помощью классификатора <https://teacode.com/online/udc>. Проверить корректность расшифровки известного УДК можно здесь — <http://scs.viniti.ru/udc/Default.aspx>.

Через один интервал — учёная степень, фамилия, инициалы, разделённые пробелом. С новой строки в круглых скобках через запятую — название организации, название города, страны, e-mail автора. Шрифт полужирный, курсив, выравнивание по правому краю, без абзацного отступа.

С новой строки — название статьи. Выравнивание по центру, шрифт Arial, полужирный, видоизменение — все прописные, без абзацного отступа, интервал перед и после абзаца — 12 пт, с запретом автоматического переноса слов в абзаце. **Не допускается** набор всего названия заглавными буквами (Caps Lock).

С новой строки — краткая аннотация на языке статьи: размер шрифта — 11 пт, курсив. В аннотации сжато излагается формулировка задачи, которая решена в статье, и приводятся полученные основные результаты.

После аннотации с новой строки — ключевые слова (6–8 слов на языке статьи), курсивом, размером 11 пт, интервал после абзаца — «Авто». Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

С новой строки — текст статьи в **две колонки** одинаковой ширины, промежуток между колонками — 0,5 см.

Слова «рисунок» и «таблица» при упоминаниях в тексте пишутся полностью (пример: «... на рисунке 2 ...»), а в ссылках в конце предложения — сокращённо в скобках (примеры: «... схема инвертора (рис. 2).», «... получены экспериментальные данные (табл. 4).»).

После текста статьи полужирным шрифтом размером 11 пт располагается заголовок «Библиографический список»: интервал перед абзацем — 12 пт, после абзаца — 8 пт, выравнивание по левому краю.

Библиографический список оформляется согласно ГОСТ 7.1-2003 «Библиографическая запись. Библиографическое описание. Общие требования и правила составления» размером 11 пт, курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки. Рекомендованное количество ссылок — не более восьми источников с датой их издания не ранее чем 20 лет назад.

Оформление аннотаций отдельным файлом

Аннотация и ключевые слова дополнительно подаются на языке статьи отдельным файлом «*Аннотация.doc*», размером шрифта 11 пт.

Учёная степень, фамилия, инициалы оформляются полужирным шрифтом, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю. В круглых скобках курсивом через запятую — название организации, название города, страны, e-mail автора. С новой строки, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю — название статьи заглавными буквами.

С новой строки — краткая аннотация курсивом.

С новой строки — ключевые слова курсивом. Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

Не допускается внедрение в текст аннотации объектов (формул, рисунков и т. д.).

Оформление рефератов отдельным файлом

Реферат подаётся на языке статьи отдельным файлом «*Реферат.doc*»: размер шрифта — 11 пт, без абзацного отступа, выравнивание — по левому краю. Функция «Автоматическая расстановка переносов» должна быть **выключена**.

Фамилия, имя, отчество оформляются полужирным шрифтом.

С новой строки — учёная степень, должность.

С новой строки — название подразделения.

С новой строки через запятую — название организации, название города, страны, e-mail автора.

Через интервал повторить данные для каждого автора.

Через интервал — название статьи (полужирным начертанием).

Через интервал — текст реферата. Реферат объёмом от 200 до 300 слов исключительно общепринятой терминологии должен быть структурированным и содержать следующие элементы: цель, методика, результаты, научная новизна, практическая значимость. Фразы «**Цель.**», «**Методика.**», «**Результаты.**», «**Научная новизна.**», «**Практическая значимость.**» (для статьи на русском языке); «**Aim.**», «**Technique.**», «**Results.**», «**Scientific novelty.**», «**Practical significance.**» (для статьи на английском языке) размещаются с новой строки и выделяются полужирным начертанием. Реферат не должен повторять название статьи.

Не допускается внедрение в текст реферата объектов (формул, рисунков, и т. д.).

Рисунки

Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:

– *растровыми форматами* — gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 300 dpi);

– *векторными форматами* — emf, wmf (графики, диаграммы).

Рисунки, выполненные в программах Corel, CAD, Word и др., переводятся в один из описанных выше форматов, предпочтительно векторный.

Графический материал следует располагать непосредственно после текста, в котором он упоминается впервые, или на следующей странице. Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте и нанесены слева направо, сверху вниз. Перед рисунком интервал 12 пт. Выравнивание по центру, ширина в одну колонку (большие рисунки располагают на ширину страницы вверху или внизу). Рисунки размещают в тексте (не в таблицах), обтекание рисунка — «в тексте». Все рисунки подаются дополнительно отдельными файлами.

Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст) с выравниванием по центру, без абзацного отступа, размером 10 пт.

Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается надпись в формате «Рисунок № Название» с выравниванием по центру без абзацного отступа, интервалом перед и после абзаца — «Авто», размером шрифта 11пт, с запретом автоматического переноса слов в абзаце. Статья не должна заканчиваться рисунком. Рекомендуется, чтобы площадь, занятая рисунками, составляла не более 25 % общего объема статьи.

Формулы

Абзац, содержащий формулы, должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзацного отступа, интервал перед и после абзаца 6 пт, позиции табуляции — 3,93 см по центру (для расположения формулы) и 7,85 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы целиком (включая размерности) выполняются с помощью редактора формул **Microsoft Equation 3** или **MathType** математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный).....	12 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	9 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	7 pt
Symbol (крупный символ).....	14 pt
Sub-Symbol (мелкий символ).....	12 pt
Формат	по центру
Междустрочный интервал	200 %

Недопустимо масштабирование и размещение формул в табличном формате. В одном блоке формулы, попадающем на границу колонок, допускается только одна строка (многострочные формулы разбиваются на блоки).

Упоминание элементов формул в тексте статьи также выполняется в редакторе формул.

Двоеточие перед формулой не ставится, независимо от правил пунктуации.

Таблицы

Все таблицы располагаются после упоминания в тексте и должны иметь нумерационный заголовок и название (размер шрифта 11 пт). Нумерационный заголовок (*Таблица 1*) выравнивается по правому краю над таблицей, курсив, интервал перед абзацем — 12 пт. С новой строки помещают название выравниванием по центру, без абзацного отступа, с запретом автоматического переноса слов в абзаце; интервал после абзаца — 6 пт.

Таблица выравнивается по центру контейнера, в книжной ориентации, шириной в 1 колонку (большие таблицы располагаются на ширину страницы вверх или вниз). Текст в таблице оформляется размером шрифта 11 пт или 12 пт без абзацного отступа. **Не допускается** заливка ячеек таблицы цветом. **Запрещается** располагать таблицу в альбомной ориентации. После таблицы отступается один интервал.

СОДЕРЖАНИЕ**НАУКИ О ЗЕМЛЕ**

<i>Бабюк Г. В., Смекалин Е. С., Пунтус В. Ф.</i> УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ДАТЧИКА, ЗОНДА И МЕТОДИКИ ЭЛЕКТРОЕМКОСТНОЙ ИНТРОСКОПИИ ГОРНЫХ ПОРОД	5
<i>Князьков О. В., Рябичев В. Д., Спичак Ю. Н., Палейчук Н. Н.</i> О ВЛИЯНИИ ШИРИНЫ ВЫРАБОТАННОГО ПРОСТРАНСТВА ЛАВЫ НА КОНВЕРГЕНЦИЮ ПОРОД В ПОДГОТОВИТЕЛЬНОЙ ВЫРАБОТКЕ	16
<i>Аверин Г. А., Доценко О. Г., Корецкая Е. Г.</i> УЧЕТ ВЛИЯНИЯ ПЕСЧАНИКОВ И ИЗВЕСТНЯКОВ НА МАКСИМАЛЬНОЕ ОСЕДАНИЕ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ, ВЫЗВАННОЕ ГОРНЫМИ РАБОТАМИ	21
<i>Ларченко В. Г., Маталкина Ю. А., Коваленко Е. В.</i> ОПЕРАТИВНЫЙ СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОЖИДАЕМЫХ ОСЕДАНИЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ДОБЫЧЕ УГЛЯ НА БОЛЬШИХ ГЛУБИНАХ	29

МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

<i>Русанов И. Ф., Куберский С. В., Проценко М. Ю., Завгородний С. Р.</i> ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ ПРОИЗВОДСТВА ЖЕЛЕЗОФЛЮСА НА ОСНОВЕ ТЕХНОГЕННЫХ ОТХОДОВ	37
<i>Диментьев А. О., Власенко Д. А., Антишин А. С., Карпов А. В.</i> ВЛИЯНИЕ НЕРАВНОМЕРНОСТИ ВЯЗКОСТИ ШЛАКА, НАКОПЛЕННОГО В ГОРНЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ ОБЪЕМОМ 3000 м ³ , НА ВЫПУСК ПРОДУКТОВ ПЛАВКИ	46
<i>Митичкина Н. Г., Токарев А. В.</i> СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СПОСОБА ПОЛУЧЕНИЯ ТРУБНОЙ ЗАГОТОВКИ МЕТОДОМ ХОЛОДНОЙ ШТАМПОВКИ	52

СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА

<i>Емец Е. В., Карапетян С. Х.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАВИСИМОСТИ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ СВАЙ ОТ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ФИЗИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ГРУНТА	61
<i>Збизкая В. В., Псюк В. В.</i> АНАЛИЗ ПОКАЗАТЕЛЕЙ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ БУРО-ИНЪЕКЦИОННЫХ СВАЙ, ПОЛУЧЕННЫХ РАЗЛИЧНЫМИ МЕТОДАМИ	66

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

<i>Корнеев С. В., Доброногова В. Ю., Долгих В. П.</i> РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕСОВОЙ НАГРУЗКИ В РОЛИКООПОРАХ ЛЕНТОЧНЫХ КОНВЕЙЕРОВ	77
<i>Зубков В. Е., Кизияров О. Л., Полев А. Ю.</i> ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ВОЗДУХОРАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЫ СЕПАРАТОРА СЫПУЧИХ ЗЕРНИСТЫХ МАТЕРИАЛОВ	84
<i>Власенко Д. А.</i> АНАЛИТИЧЕСКИЙ СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МОЩНОСТИ ПРИВОДА ЗУБЧАТОЙ РОТОРНОЙ ДРОБИЛКИ	90
<i>Левченко Э. П., Павлиненко О. И., Чебан В. Г., Левченко О. А., Куценко Е. В.</i> ОБОСНОВАНИЕ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ РОТОРНО-УДАРНОГО ИЗМЕЛЬЧИТЕЛЯ, РЕАЛИЗУЮЩЕГО УСЛОВИЯ СТЕСНЕННОГО УДАРА	100

Рубежанский В. И.

ТЕЧЕНИЕ МИКРОСТРУКТУРНОЙ ЖИДКОСТИ С ВНУТРЕННИМИ ИСТОЧНИКАМИ
ТЕПЛА В ВЕРТИКАЛЬНОМ СЛОЕ 106

Левченко Э. П., Петренко А. В., Чернышев Е. А., Иванова Е. О.

ПРАКТИЧЕСКОЕ ПРИМЕНЕНИЕ СПОСОБОВ И СРЕДСТВ МЕХАНИЧЕСКОЙ
ПРОЧИСТКИ ВОДОПРОВОДНЫХ И КАНАЛИЗАЦИОННЫХ СЕТЕЙ 114

CONTENT**GEOSCIENCES**

<i>Babiuk G. V., Smekalin E. S., Puntus V. F.</i> IMPROVEMENT OF STRAINMETER, PROBE AND METHOD OF ELECTROCAPACITY INTROSCOPY OF ROCKS	5
<i>Kniazkov O. V., Riabichev V. D., Spichak Yu. N., Paleyichuk N. N.</i> INFLUENCE OF THE WORKED-OUT AREA OF LONG WALL FACE WIDTH ON ROCK CONVERGENCE IN PRELIMINARY DEVELOPMENT	16
<i>Averin G. A., Dotsenko O. G., Koretskaia E. G.</i> ACCOUNTING FOR THE EFFECT OF SANDSTONE AND LIMESTONE ON THE MAXIMUM SUBSIDENCE OF THE EARTH'S CRUST CAUSED BY MINING	21
<i>Larchenko V. G., Matalkina Yu. A., Kovalenko E. V.</i> OPERATIONAL METHOD OF DETERMINING THE EXPECTED EARTH'S CRUST SUBSIDENCE DURING COAL MINING AT LARGE DEPTHS	29

METALLURGY AND MATERIAL SCIENCES

<i>Rusanov I. F., Kuberskiy S. V., Protsenko M. Yu., Zavgorodniy S. R.</i> ASSESSMENT OF POSSIBILITY FOR PRODUCING THE STAF LUX BASED ON TECHNOGENIC WASTES	37
<i>Dimentiev A. O., Vlasenko D. A., Antishin A. S., Karpov A. V.</i> EFFECT OF UNEVEN VISCOSITY OF ACCUMULATED SLAG IN BLAST FURNACE HEARTH WITH A VOLUME OF 3000 m ³ ON SMELTING PRODUCTS OUTPUT	46
<i>Mitichkina N. G., Tokarev A. V.</i> IMPROVING THE METHOD OF PIPE STOCK PRODUCTION BY COLD STAMPING METHOD	52

CIVIL ENGINEERING AND ARCHITECTURE

<i>Emets E. V., Karapetian S. Kh.</i> STUDYING OF THE DEPENDENCE OF PILE CAPACITY ON INDICATORS OF SOIL PHYSICAL CONDITION	61
<i>Zbitskaia V. V., Psiuk V. V.</i> ANALYZING THE INDICATORS OF BORED PILES CAPACITY OBTAINED BY VARIOUS METHODS	66

MECHANICAL ENGINEERING AND MACHINE SCIENCE

<i>Korneev S. V., Dobronogova V. Y., Dolgikh V. P.</i> WEIGHT LOAD DISTRIBUTION IN BELT IDLERS	77
<i>Zubkov V. E., Kiziyarov O. L., Polev A. Yu.</i> DETERMINING THE RATIONAL PARAMETERS OF AIR-DISTRIBUTION SYSTEM FOR SEPARATOR OF LOOSE GRAIN MATERIALS	84
<i>Vlasenko D. A.</i> ANALYTICAL METHOD FOR DETERMINING DRIVE POWER OF TOOTHED ROTARY CRUSHER	90
<i>Levchenko E. P., Pavlinenko O. I., Cheban V. G., Levchenko O. A., Kutsenko E. V.</i> JUSTIFICATION OF THE MAIN PARAMETERS OF ROTARY IMPACT CRUSHER THAT IMPLEMENTS CONSTRAINED IMPACT CONDITIONS	100
<i>Rybezhanskiy V. I.</i> FLOW OF MICROSTRUCTURAL LIQUID WITH INTERNAL HEAT SOURCES IN VERTICAL LAYER	106

Levchenko E. P., Petrenko A. V., Chernyshov E. A., Ivanova E. O.
PRACTICAL APPLICATION OF METHODS AND MEANS FOR MECHANICAL DEFOULING
OF WATER SUPPLY AND SEWERAGE NETS 114

СОДЕРЖАНИЕ СБОРНИКА НАУЧНЫХ ТРУДОВ ДонГТИ ЗА 2020 г.

Раздел, название, автор	Номер	Стр.
НАУКИ О ЗЕМЛЕ		
<i>Дрипан П. С.</i> Математические модели устойчивости и прочности анкера при закреплении породного массива под действием нагрузки	20 (63)	31
<i>Зубков В. Е., Кизияров О. Л., Левченко Э. П., Псюк В. В.</i> Физические основы обогащения минералов в блокированном псевдооживленном слое	18 (61)	18
<i>Зубков В. Е., Кизияров О. Л., Левченко Э. П., Чебан В. Г.</i> Обоснование параметров блокированного псевдооживленного слоя как среды для сепарации материалов по плотности	19 (62)	15
<i>Касьяненко А. Л.</i> Обоснование способа механического воздействия на прочный слой пород почвы для обеспечения её устойчивости	19 (62)	25
<i>Кладко В. И.</i> Анализ условий сооружения горных выработок на шахте «Самсоновская-Западная»	18 (61)	42
<i>Корчевский А. Н., Холодов К. А., Сергеев П. В.</i> Разработка и анализ регрессионной модели процесса обогащения антрацитов на концентрационном столе	21 (64)	22
<i>Кулакова С. И., Павлов В. И.</i> Спектральный анализ процесса метановыделения при повышении нагрузки на очистной забой	18 (61)	35
<i>Лабинский К. Н., Кустов В. В.</i> Влияние свойств шахтных пород на характеристику откоса и структуру террикона	21 (64)	16
<i>Ларченко В. Г., Коваленко Е. В.</i> Маркшейдерское обеспечение разработки полезных ископаемых со дна морей и океанов	20 (63)	18
<i>Литвинский Г. Г.</i> Паспорт устойчивости горной выработки: статика и кинетика	18 (61)	5
<i>Литвинский Г. Г.</i> Размеры и конфигурация зоны запредельных деформаций вокруг выработки	20 (63)	5
<i>Литвинский Г. Г., Смекалин Е. С., Кладко В. И.</i> Методика оценки и критерии устойчивости горных выработок	19 (62)	5
<i>Мальшева Н. Н.</i> Влияние времени вступления в работу охранного сооружения на эффективность поддержания выработки в условиях шахты «Рассвет-1»	18 (61)	50
<i>Мальшева Н. Н.</i> Влияние времени вступления в работу охранного сооружения на эффективность поддержания выработки в условиях шахты «Щегловская-Глубокая»	19 (62)	37
<i>Науменко В. Г.</i> Обогащение антрацитовых шламов латексными флокулянтами	19 (62)	20
<i>Науменко В. Г.</i> Регулирование электрокинетических свойств водоугольных суспензий в процессах обогащения	18 (61)	22
<i>Поповский В. Н., Чебан В. Г.</i> Определение количества воздуха для проветривания механизированных лав крутого падения	19 (62)	31
<i>Поповский В. Н., Чебан В. Г.</i> Совершенствование методики расчёта количества воздуха для проветривания механизированных лав крутого падения	18 (61)	27
<i>Стариков Г. П., Шажко Я. В., Мельник Т. Н., Подрухин А. А.</i> Кинетика выделения метана в геодинамически активных зонах	21 (64)	5
<i>Шубин Ю. П.</i> Особенности вещественного состава, генезиса и контроля меднорудной минерализации Бахмутской котловины Донбасса	20 (63)	23
МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ		
<i>Денищенко П. Н., Макаганюк А. С.</i> Математическое моделирование серповидности раската при толстолистовой прокатке с учётом уширения	18 (61)	77

Раздел, название, автор	Номер	Стр.
<i>Денищенко П. Н., Макаганюк А. С.</i> Физическое моделирование серповидности раската при толстолистовой прокатке	20 (63)	43
<i>Диментьев А. О., Карпов А. В., Блинов А. М.</i> Увеличение доли чугуна с заданным содержанием кремния, произведенного в доменной печи	20 (63)	50
<i>Должиков В.В., Диментьев А. О., Власенко Д. А.</i> Статистические исследования колебаний химического состава агломерационной шихты и агломерата	21 (64)	53
<i>Куберский С. В.</i> Реализация стратегии создания микро- и мини-заводов в условиях металлургического комплекса России	18 (61)	61
<i>Куберский С. В., Коваленко О. А., Мурга Е. В., Мурга С. В.</i> Влияние технологических параметров лазерного упрочнения на износостойкость изделий из стали и сплавов	18 (61)	71
<i>Куберский С. В., Проценко М. Ю., Воронько М. И., Заведия В. С.</i> Усовершенствование методики определения энергетических затрат процесса дугового глубинного восстановления	19 (62)	61
<i>Куберский С. В., Проценко М. Ю., Грязнов В. Д., Семенов В. В.</i> Повышение выхода годной стали при переливе ее из сталеразливочного ковша	19 (62)	45
<i>Куберский С. В., Романчук А. Н., Романчук Я. А.</i> Исследование массообменных процессов при обработке металла инертным газом в сталеразливочном ковше	19 (62)	52
<i>Петров П. А., Ульяницкая О. В.</i> Эффективность использования альтернативных источников энергоресурсов в металлургическом производстве	20 (63)	56
<i>Русанов И. Ф., Куберский С. В., Мищенко И. М., Кузьменко В. Ф.</i> Анализ работы агломерационного цеха АМК в условиях нестабильного поступления природного сырья	21 (64)	46
<i>Рябичева Л. А., Коробко Т. Б.</i> Технология изготовления наноструктурной меди интенсивной пластической деформацией	21 (64)	40
<i>Яковченко А. В., Кравцова С. И.</i> Коэффициент учета истории нагружения при расчете напряжения течения металла в процессах горячей прокатки	21 (64)	31
СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА		
<i>Карапетян С. Х., Псюк В. В.</i> К построению диаграмм деформирования бетона из опыта на внецентричное сжатие железобетонных стоек при однократных и повторных нагружениях	18 (61)	87
<i>Усенко В. Н.</i> Численное исследование и определение оптимальных параметров перекрёстно-балочных систем покрытий с гибкими затяжками в нескольких уровнях	18 (61)	93
МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ		
<i>Бревнов А. А., Бревнова О. В., Левченко Э. П.</i> Сравнительный анализ условий подачи материала в разгонно-ударную дробилку	21 (64)	88
<i>Вишневецкий Д. А., Бондарь Н. А., Сотников А. Л.</i> Испытания носимого устройства для определения психофизиологического состояния оператора металлургической отрасли	20 (63)	80
<i>Власенко Д. А.</i> Аналитический способ определения энергосиловых параметров процесса измельчения в валковых дробилках с рифленой поверхностью бандажей	20 (63)	93
<i>Власенко Д. А.</i> Математическое моделирование процесса захвата материала рифлёными валками валковой дробилки	18 (61)	122
<i>Власенко Д. А.</i> Обоснование конструктивно-технологических параметров одновалковой дробилки железорудного агломерата с шевронным расположением зубьев звёздочек ротора	19 (62)	69

Раздел, название, автор	Номер	Стр.
<i>Еронько С. П., Ошовская Е. В., Ковалёва О. А., Ткачёв М. Ю.</i> Изучение условий формирования очага деформации в зоне реза трубы клиновым ножом	20 (63)	72
<i>Еронько С. П., Стародубцев Б. И., Вишневский Д. А., Орлов А. А.</i> Моделирование процесса приготовления пылеугольного топлива	21 (64)	79
<i>Еронько С. П., Ткачёв М. Ю., Пономарёва Е. А., Цыхмистро Е. С.</i> Теоретическое и модельное исследование прочностных параметров перемычки, образующейся на входе в канал ковшового затвора	20 (63)	86
<i>Корнеев С. В., Доброногова В. Ю., Долгих В. П., Захаров О. В.</i> Моделирование с применением ANSYS Workbench напряжённо-деформированного состояния резиноканевой конвейерной ленты с механическим стыком при изгибе на обводных барабанах	18 (61)	101
<i>Корнеев С. В., Доброногова В. Ю., Захаров О. В.</i> Нагрузки в шарнирном механическом соединении типа «Флекско» резиноканевых конвейерных лент	20 (63)	65
<i>Корнеев С. В., Зотов В. А., Доброногова В. Ю., Долгих В. П.</i> Система автоматического регулирования скорости шахтных ленточных конвейеров с упреждением	21 (64)	61
<i>Костенко А. В., Михайлов А. Н., Матвиенко С. А., Лукичев А. В.</i> Структура средств технологического обеспечения в функционально ориентированных технологиях	18 (61)	110
<i>Мележик Р. С., Власенко Д. А.</i> Исследование динамики валковой дробилки в процессе дробления материала	21 (64)	94
<i>Мороз В. В., Рубежанский В. И., Левченко Э. П., Зинченко А. М.</i> Влияние коэффициента трения на закон движения куска агломерата в одновалковой зубчатой дробилке	18 (61)	117
<i>Павлиненко О. И., Власенко Д. А., Левченко Э. П.</i> Определение мощности привода роторного ударного измельчителя для производства стальной колотой дробы	19 (62)	86
<i>Рутковский Ю. А., Пепенин Р. Р., Рутковский А. Ю.</i> Основные закономерности резонансно-акустического наддува поршневых компрессоров	19 (62)	80
<i>Сотников А. Л., Ольшевский А. А.</i> Исследование прочности и долговечности механизма качания кристаллизатора МНЛЗ при различных режимах работы	21 (64)	68

THE CONTENTS OF THE COLLECTION OF SCIENTIFIC PAPERS OF DonSTI IN 2020

Section, title, author	No.	P.
GEOSCIENCES		
<i>Dripan P. S.</i> Mathematical models of anchor stability and strength at rock mass attachment under load	20 (63)	31
<i>Kasyanenko A. L.</i> Justification of the method of mechanical impact on the solid bed-rock layer to ensure its stability	19 (62)	25
<i>Kladko V. I.</i> Analysis of conditions for the construction of mine working at the “Samsonovskaya-Zapadnaya” mine	18 (61)	42
<i>Korchevskiy A. N., Kholodov K. A., Sergeev P. V.</i> Development and analysis of regression model of anthracite enrichment process on the concentration table	21 (64)	22
<i>Kulakova S. I., Pavlov V. I.</i> Spectral analysis of the methane release process when the load on the breakage face increase	18 (61)	35
<i>Labinskiy K. N., Kustov V. V.</i> Influence of mine rock properties on slope characteristic and terricone structure	21 (64)	16
<i>Larchenko V. G., Kovalenko E. V.</i> Surveying support for the development of mineral deposits from the bottom of the seas and oceans	20 (63)	18
<i>Litvinsky G. G.</i> Dimensions and configuration of the zone of extreme deformations around the working	20 (63)	5
<i>Litvinsky G. G.</i> Passport of the stability of mine working: statics and kinetics	18 (61)	5
<i>Litvinsky G. G., Smekalin E. S., Kladko V. I.</i> Assessment methods and criteria for the stability of mine workings	19 (62)	5
<i>Malysheva N. N.</i> Influence of time of pillar entry into service on the efficiency maintenance of working in “Shcheglovskaya-Glubokaya” mine	19 (62)	37
<i>Malysheva N. N.</i> Influence of time of pillar entry into service on the efficiency maintenance of working in mine “Rassvet-1”	18 (61)	50
<i>Naumenko V. G.</i> Enrichment of anthracite slurries with latex flocculants	19 (62)	20
<i>Naumenko V. G.</i> Regulation of electrokinetic properties of coal-water slurry in treatment processes	18 (61)	22
<i>Popovskiy V. N., Cheban V. G.</i> Determination the amount of air to ventilate mechanized steep-drop longwall	19 (62)	31
<i>Popovskiy V. N., Cheban V. G.</i> Improving the method for calculating the amount of air to ventilate mechanized steep-drop longwall	18 (61)	27
<i>Shubin Yu. P.</i> Features of the material composition, genesis and control of copper-ore mineralization of the Donbass Bakhmut basin	20 (63)	23
<i>Starikov G. P., Shazhko Ya. V., Melnik T. N., Podrukhin A. A.</i> Kinetics of methane release in geodynamically active zones	21 (64)	5
<i>Zubkov V. E., Kiziyarov O. L., Levchenko E. P., Cheban V. G.</i> Substantiating the parameters of the blocked fluidized bed as a medium for separating materials by density	19 (62)	15
<i>Zubkov V. E., Kiziyarov O. L., Levchenko E. P., Psiuk V. V.</i> Physical basis of mineral dressing in a blocked fluidized bed	18 (61)	18
METALLURGY AND MATERIAL SCIENCES		
<i>Denishchenko P. N., Makaganiuk A. S.</i> Mathematical modeling of the hot-rolled breakdown camber during thick-sheet rolling taking into account the broadening	18 (61)	77
<i>Denishchenko P. N., Makaganiuk A. S.</i> Physical modeling of the hot-rolled breakdown camber during thick-sheet rolling	20 (63)	43

Section, title, author	No.	P.
<i>Dimentev A. O., Karpov A. V., Blinov A. M.</i> Increasing the proportion of cast iron with a given silicon content produced in the blast furnace	20 (63)	50
<i>Dolzhikov V. V., Dimentiev A. O., Vlasenko D. A.</i> Statistical studies of fluctuations of chemical composition of sinter burden and agglomerate	21 (64)	53
<i>Kuberskiy S. V.</i> Implementation of the strategy for creating micro- and mini-plants in conditions of metallurgical complex of Russia	18 (61)	61
<i>Kuberskiy S. V., Protsenko M. Yu., Voron'ko M. I., Zavediya V. S.</i> Improving the methodology for determining the energy costs of the arc deep recovery process	19 (62)	61
<i>Kuberskiy S. V., Kovalenko O. A., Murga E. V., Murga S. V.</i> Influence of technological parameters of laser hardening on wear resistance of steel and alloy products	18 (61)	71
<i>Kuberskiy S. V., Protsenko M. Yu., Griaznov V. D., Semenov V. V.</i> Increasing the steel yield by pouring it from a steel ladle	19 (62)	45
<i>Kuberskiy S. V., Romanchuk A. N., Romanchuk Ya. A.</i> Investigation of mass exchanging processes at metal treatment with inert gas in a steel ladle	19 (62)	52
<i>Petrov P. A., Ulianitskaia O. V.</i> Efficiency of using alternative energy sources in metallurgy	20 (63)	56
<i>Rusanov I. F., Kuberskiy S. V., Mishchenko I. M., Kuzmenko V. F.</i> Overview the work of sintering shop of Alchevsk iron-and-steel works in conditions of unstable input of natural raw materials	21 (64)	46
<i>Ryabicheva L. A., Korobko T. B.</i> Technology for producing nanostructured copper by intensive plastic deformation	21 (64)	40
<i>Yakovchenko A. V., Kravtsova S. I.</i> Coefficient for considering loading history at calculating metal flow stress in hot rolling processes	21 (64)	31
CIVIL ENGINEERING AND ARCHITECTURE		
<i>Karapetyan S. Kh., Psiuk V. V.</i> To construct diagrams of concrete deformation from the experience of the off-center compression of reinforced concrete props under single and repeated loads	18 (61)	87
<i>Usenko V. N.</i> Numerical investigation and determination of optimal parameters of cross-beam coating systems with flexible tie-bars at several levels	18 (61)	93
MECHANICAL ENGINEERING AND MACHINE SCIENCE		
<i>Brevnov A. A., Brevnova O. V., Levchenko E. P.</i> Comparative analysis of material supply conditions to acceleration-impact crusher	21 (64)	88
<i>Korneev S. V., Dobronogova V. Yu., Dolgikh V. P., Zakharov O. V.</i> ANSYS Workbench modeling of the stress-strain state of a fabric-ply belt with a mechanical joint under bending on return pulleys	18 (61)	101
<i>Korneev S. V., Dobronogova V. Yu., Zakharov O. V.</i> Loads in "Flexco" type swivel mechanical joint of fabric-ply conveyor belts	20 (63)	65
<i>Korneev S. V., Zotov V. A., Dobronogova V. Yu., Dolgikh V. P.</i> Automatic rate-predictive control system for mine belt conveyors	21 (64)	61
<i>Kostenko A. V., Mikhailov A. N., Matvienko S. A., Lukichev A. V.</i> Structure of technological support tools in functional-oriented technologies	18 (61)	110
<i>Melezhik R. S., Vlasenko D. A.</i> Study of roll crusher dynamics during material crushing	21 (64)	94
<i>Moroz V. V., Rubezhanskiy V. I., Levchenko E. P., Zinchenko A. M.</i> Effect of friction coefficient on the law of motion of a piece of sinter in a single-roll crusher	18 (61)	117

Section, title, author	No.	P.
<i>Pavlinenko O. I., Vlasenko D. A., Levchenko E. P.</i> Determining the drive capacity of rotor impact crusher for the steel grit production	19 (62)	86
<i>Rutkovsky Yu. A., Pepenin R. R., Rutkovsky A. Yu.</i> The main dependencies of resonance-acoustic supercharge of piston compressors	19 (62)	80
<i>Sotnikov A. L., Olshevskiy A. A.</i> Study of strength and durability of mold oscillating system in continuous casting machine at different operating modes	21 (64)	68
<i>Vishnevskiy D. A., Bondar N. A., Sotnikov A. L.</i> Wearable device testing for determining psychophysiological state of metallurgical industry operator	20 (63)	80
<i>Vlasenko D. A.</i> Analytical approach for determining power parameters of grinding process in roller crushers with waved surface of sleeves	20 (63)	93
<i>Vlasenko D. A.</i> Justification of design and technological parameters of a single-roll crusher of iron-ore sinter with a chevron arrangement of rotor sprocket teeth	19 (62)	69
<i>Vlasenko D. A.</i> Mathematical modeling of the process of material capture by fluted rolls of a roll crusher	18 (61)	122
<i>Yeronko S. P., Oshovskaya Y. V., Kovaleva O. A., Tkachov M. Yu.</i> Studying the conditions of deformation area formation in pipe cutting zone with wedge knife	20 (63)	72
<i>Yeronko S. P., Starodubtsev B. I., Vishnevskiy D. A., Orlov A. A.</i> Simulation of pulverized coal fuel preparation process	21 (64)	79
<i>Yeronko S. P., Tkachyov M. Yu., Ponomaryova Ye. A., Tsykhmistro Ye. S.</i> Theoretical and model examination of strength parameters of jumper bar formed at entrance to a ladle gate channel	20 (63)	86

Distribution and replication is forbidden without official allowance of SEI HE "DonSTI"

**UDC 622(06) + 669(06) + 69(06) + 65.011.56 +
+ 621.3 + 33 + 621.37 + 1**

**Collection of scientific papers
of Donbass State Technical Institute**

Collection
Issue 22 (65) 2021

**Establisher:
SEI HE "DonSTI" (LPR)**

*Certificate of the Ministry of Communications
and Mass Media of the LPR
for mass media registration III 000169
dated 08.12.2020*

*By order of the Department of Education and Science
of the Donetsk People's Republic of 2 May 2017
№ 464 the Collection of scientific papers is being
offered in the list of peer-reviewed scientific editions
with required publications of the main scientific PhD
and Doctor's thesis results, approved by an order of
the Department of Education and Science of
the Donetsk People's Republic of 1 November 2016
№ 1134, according to annex 1*

*By order of the Department of Education and Science
of the Lugansk People's Republic № 911-OD
of 10.10.2018 the Collection of scientific papers of
DonSTI is being offered in the list of peer-reviewed
scientific editions with required publications of the
main scientific PhD and Doctor's thesis results,
approved by an order of the Department of Education
and Science of the Lugansk People's Republic
of 15 May 2018 № 477-OD*

*Recommended by academic council
of SEI HE "DonSTI"
(Record № 8 dated 26.03.2021)*

Added to scientometrical database of RSCI

Format 60×84½
Conventional printed sheet 17
Order № 75

Circulation 100 copies

Publishing office is not responsible for material
content giving by author for publishing

Address of editorial office, publishing and establishing:
SEI HE "DonSTI"

Lenin avenue, 16, Alchevsk, LPR
94204

e-mail: info@dstu.education
web-site: <http://www.dstu.education>

PUBLISHING AND PRINTING CENTER
room 2113, tel/fax 2-58-59

Certificate of State registration for mass media
publisher, owner and distributor
MI-SGR ID 0000055 dated 05.02.2016

Editor-in-chief

Kuberskyi S. V. — PhD in Engineering, Prof.,
Acting Rector

Deputy Editor-in-chief

Vishnevskiy D. A. — PhD in Engineering, Asst. Prof.

Editorial board:

Litvinskiy G. G. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Borshchevskiy S. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Korneyev S. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Leonov A. A. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Kharlamov Yu. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Zinchenko A. M. — PhD in Economics, Asst. Prof.
Zelinskyi A. N. — PhD in Engineering, Prof.
Snitko S. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Dolzhikov V. V. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Denischenko P. N. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Sholukh N. V. — Doctor of Arch., Prof.
Andriyчук N. D. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Pilavov M. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Bondarchuk V. V. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Psiuk V. V. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Skomskaya S. A. — secretary to the editorial board

For research scientists, PhD seekers, students of
higher educational institutions.

Issue language:
Russian, English

Computer layout
Ismailova L. M.

© SEI HE "DonSTI", 2021
© Chernyshova N. V., graphic cover
design, 2021