

ДОНБАССКИЙ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ

Выпуск 9 (52) 2018



СБОРНИК
НАУЧНЫХ ТРУДОВ

**Сборник
научных трудов
Донбасского государственного технического
университета**

Сборник
Выходит 1–4 раза в год
Основан в июне 1999 г.
Выпуск 9 (52) 2018

**Збірник наукових праць
Донбаського державного технічного університету**

Збірник
Виходить 1–4 рази на рік
Заснований у червні 1999 р.
Випуск 9 (52) 2018

Collection of Scientific Papers of DonSTU

Collection
Publishing 1–4 times a year
Founded in June 1999
Issue 9 (52) 2018

Алчевск
2018

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

**Сборник научных трудов
Донбасского государственного
технического университета**

Сборник

Выпуск 9 (52) 2018

**Основатель:
Донбасский государственный
технический университет**

*Свидетельство Министерства информации,
печати и массовых коммуникаций ЛНР
о государственной регистрации средства массовой
информации МИ-СГР ПИ 000003
от 05.02.2016*

*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*

*Рекомендовано учёным советом
ГОУВПО ЛНР «ДонГТУ»
(Протокол № 7 от 30.03.2018)*

Включён в наукометрическую базу данных РИНЦ

Формат 60×84%.

Усл. печат. л. 10,6

Заказ № 136

Тираж 100 экз.

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

Адрес редакции, издателя и основателя:
ГОУВПО ЛНР «Донбасский государственный
технический университет»
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

Зинченко А. М. — к.э.н., и.о. ректора

Заместитель главного редактора

Новохатский А. М. — д.т.н., проф.

Редакционная коллегия:

Литвинский Г. Г. — д.т.н., проф.

Финкельштейн З. Л. — 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.

Ульяницкий В. Н. — к.т.н., проф.

Зелинский А. Н. — к.т.н., проф.

Куберский С. В. — к.т.н., проф.

Денищенко П. Н. — к.т.н., доц.

Дрозд Г. Я. — д.т.н., проф.

Шолух Н. В. — д. арх., проф.

Бондарчук В. В. — к.т.н., доц.

Псюк В. В. — к.т.н., доц.

Скомская С. А. — секретарь редакционной
коллегии.

Для научных сотрудников, аспирантов,
студентов высших учебных заведений.

Язык издания:

русский, украинский и английский

Компьютерная вёрстка и корректура
Исмаилова Л. М.

© ГОУВПО ЛНР «ДонГТУ», 2018
© Чернышова Н. В., художественное
оформление обложки, 2018

НАУКИ О ЗЕМЛЕ

НАУКИ ПРО ЗЕМЛЮ

GEOSCIENCES

УДК 622.243.2

проф. Литвинский Г. Г.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР, ligag@ya.ru)

ПИНЧ-ЭФФЕКТ ПРИ РАЗРУШЕНИИ ПОРОДЫ КЛИНОВЫМ ГОРНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Освоение подземного пространства и добыча сырьевых ресурсов предполагают применение разнообразных производственных технологий, горных машин и инструментов. Повышение их эффективности сдерживает отсутствие теоретических основ геомеханики разрушения. Данная работа нацелена на создание теории разрушения пород клиновым горным инструментом. Основная идея работы состоит в разработке теории феномена пинч-эффекта для определения параметров трещин отрыва при сжатии горной породы. Рассмотрена задача теории упругости Фламана о сжатии плоского клина погонной нагрузкой, приложенной к его вершине. Изучены особенности напряжённо-деформированного состояния (НДС) в породном клине. Впервые теоретически обоснован феномен пинч-эффекта при разных типах НДС. Получены расчётные формулы проявлений пинч-эффекта (размеры зоны трещин и переизмельчения) под лезвием горного инструмента при плоском и угловом породном обнажении. Результаты исследований развивают теоретические основы геомеханики разрушения пород горным инструментом.

Ключевые слова: пинч-эффект, теория резания, горный инструмент, горные породы, задача Фламана, этапы разрушения, модель раскола, трещина раскола, глубина и наклон трещины.

1 Актуальность и цель исследований

Одним из основных процессов добычи сырьевых ресурсов в различных отраслях промышленности является бурение. Для его осуществления применяют самые разнообразные инструменты, число разновидностей которых в настоящее время превышает несколько десятков. Для обоснования параметров конструкции бурового инструмента и технологии бурения были проведены многочисленные и обширные теоретические, натурные и лабораторные исследования. Это позволило выявить основные механизмы разрушения пород при бурении, влияющие на процесс разрушения факторы, предложить методы расчёта и управления параметрами бурения для различных горно-геологических условий, что обеспечило высокие технико-экономические показатели процессов бурения [1–3 и др.].

Однако, несмотря на обилие выполненных исследований, ещё не создана достаточно корректная и непротиворечивая теория механического разрушения пород под воздействием бурового инструмента. Главное внимание исследователей было

сосредоточено на изучении конструкции и режимов работы буровых механизмов, тогда как взаимодействию режущего инструмента с породой не уделялось должного внимания. В этом направлении господствуют эмпирические подходы, а теория, за редким исключением [4, 5], зачастую подменялась многочисленными приближёнными эмпирическими зависимостями, полученными из опытных данных по бурению. При этом физика разрушения пород, как правило, почти не рассматривалась и теоретически не обосновывалась. В целом к настоящему времени существует около 20 различных эмпирических формул по определению параметров резания [6, 7].

Как известно [8, 9], сам процесс механического разрушения породы под силовым воздействием бурового инструмента состоит из нескольких последовательных этапов:

1) **поверхностное смятие:** инструментом сминаются выступы и шероховатости на поверхности объекта разрушения;

2) **образование трещин:** под остриём возникают и растут трещины, образуя зоны предразрушения;

3) **краевое объёмное раздавливание:** разрыхление и смятие породных кристаллов с образованием слоя дроблёной породы вплоть до отдельных кристаллических фрагментов;

4) **скол (или выкол) породы:** образование лунки выкола путём динамического выброса породы из неё в стороны с последующим внедрением лезвия инструмента.

Эти вербально выделенные этапы разрушения получили многочисленные экспериментальные подтверждения практикой бурения пород. Однако теоретического описания этих этапов с помощью простых и физически обоснованных математических моделей до сих пор не предложено. Очевидно, для каждого этапа разрушения необходима своя собственная (и, как правило, не одна) математическая модель процесса.

Математическая модель процессов сглаживания неровностей и шероховатостей путём смятия поверхности материала под режущей кромкой инструмента (первый этап разрушения) во многом является вероятно-стохастической. Формируемый начальный отпечаток лезвия на объекте разрушения достаточно вариабелен ввиду случайного распределения неровностей. Этот этап является сугубо вспомогательным и не представляет особого практического интереса из-за своей относительно малой энергоёмкости. В то же время остальные этапы разрушения нуждаются в подробном и детальном математическом описании.

Пример весьма перспективной исходной математической модели последнего этапа разрушения материала в виде теоретического описания образования лунки выкола под воздействием клинового инструмента предложен в работе [10], которая является базовой для геомеханики разрушения и может быть обобщена на более сложные случаи взаимодействия режущего инструмента с породой не при бурении.

Однако второй этап разрушения под клиновым инструментом, связанный с образованием трещин под его режущей

кромкой, несмотря на его важность, до сих пор оставался вне поля зрения исследователей. Сразу отметим, что, хотя переход от предразрушения к полному разрушению породы является промежуточным этапом, тем не менее он может существенным образом влиять на дальнейшее развитие процесса разрушения.

Таким образом, разработка теоретических основ расчёта разрушения горных пород режуще-скалывающим инструментом, несмотря на длинную историю своего развития, пока далека от своего завершения. Особенно актуальными для геомеханики разрушения горных пород становятся поиски и разработка математических моделей различных этапов разрушения и в первую очередь модели физического процесса образования трещин под лезвием клинового инструмента.

Целью исследования является разработка математической модели образования раскольных трещин под лезвием режуще-скалывающего инструмента.

Идея работы заключается в использовании закономерностей напряжённо-деформированного состояния (НДС) породного массива под клином и в изучении проявления феномена пинч-эффекта при образовании разрывных трещин.

Объектом исследований является физический процесс возникновения трещин разрыва под клином, **предмет** исследований — закономерности разрушения горной породы под клиновым лезвием режуще-скалывающего инструмента.

К основным **задачам исследования**, исходя из логики рассмотрения поставленной проблемы, следует отнести:

1) выбор и обоснование исходной расчётной схемы;

2) анализ НДС породного пространства в виде клина при действии на его вершину произвольно направленной погонной нагрузки;

3) обоснование и разработку математической модели пинч-эффекта при образовании трещин раскола;

4) получение теоретических зависимостей и формул для определения параметров трещинного разрушения под клиновым инструментом;

5) анализ полученных закономерностей и результатов, рассмотрение практически важных задач для горной науки.

2 Выбор и обоснование расчётной схемы

Наиболее очевидным подходом в решении задачи при силовом воздействии клина на полупространство было ставшее традиционным использование хорошо известной в теории упругости задачи Фламана, которую он решил в 1892 г. [11]. Однако это решение оказалось непригодным для определения параметров образования выколов породы под клиновым резцом и было отвергнуто.

Непреодолимым препятствием для использования упругого решения оказались попытки применить его сразу для конечного этапа разрушения — образования лунки выкола, поскольку уже на начальных этапах дробление породы кардинальным образом меняет напряжённое состояние среды и, тем самым, исключает возможность использования теории упругости. Вот почему такими малопродуктивными оказались исследования на основе использования теории упругости для описания проблем внедрения инструмента в породу.

Однако вполне оправдана попытка использования теории упругости до начальных этапов разрушения породы под клином.

Постановка задачи состоит в следующем. Рассмотрим плоскую задачу теории упругости о НДС породного клина под действием произвольно направленной погонной нагрузки. После первого этапа поверхностного смятия породы под клином, малоэнергос затратного и поэтому второстепенного, наступает этап предразрушения, когда клин упирается в поверхность по всей своей длине.

В этот момент со скоростью звука (2...8 тыс. м/с) формируется упругое поле напряжений под режущей кромкой инст-

румента. Наиболее общая постановка задачи такова: на породный клин с произвольным углом при вершине 2α действует погонная нагрузка q Н/м, наклонённая к оси симметрии клина под произвольным углом β (рис. 1).

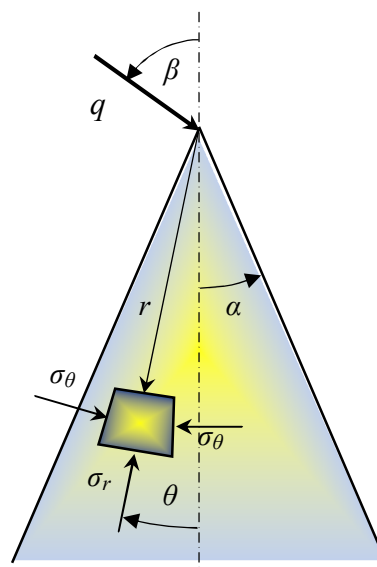


Рисунок 1 Расчётная схема нагружения клинового блока породы погонной нагрузкой q

Поскольку разрушений ещё не возникло и сохраняется упругое состояние породного клина, определим его НДС, для чего воспользуемся известным решением плоской осесимметричной задачи теории упругости [11].

Напряжённое состояние клина при таком нагружении в полярной системе координат r, θ известно:

$$\sigma_r = \frac{q}{r} \left[\frac{\cos\theta \cdot \cos(\beta)}{\alpha + 0,5 \cdot \sin(2\alpha)} - \frac{\sin\theta \cdot \sin(\beta)}{\alpha - 0,5 \cdot \sin(2\alpha)} \right], \quad (1)$$

$$\sigma_\theta = 0, \quad \tau_{r\theta} = 0.$$

Формула (1) содержит в себе всю информацию о НДС в клиновом пространстве $0 < r < \infty$ с произвольными углами $0 \leq \alpha \leq \pi$ наклона его граней относитель-

но оси симметрии и углом β приложения внешней погонной нагрузки q . При этом накладываются определённые геометрические ограничения на изменение угла β приложения погонной нагрузки q в виде неравенств $0 \leq \beta \leq (\pi/2 - \alpha)$, запрещающих приложение нагрузки изнутри породного пространства как невозможное для приложений в горных задачах.

3 Анализ НДС породного клина

Как следует из уравнений (1), в клиновом пространстве возникает простое одноосное напряжённое состояние, а направления главных площадок всегда совпадают с полярными осями координат r, θ , причём тангенциальные и касательные напряжения всегда равны $\sigma_\theta = \tau_{r\theta} = 0$, что соответствует обобщённому одноосному сжатию при любом угле наклона β погонной нагрузки, приложенной к вершине клина. Здесь и далее принято правило знаков: сжатие — плюс, растяжение — минус.

В геометрически простейшем случае, когда $\alpha = \pi/2$ и клин вырождается в упругую полуплоскость, максимальные радиальные напряжения σ_r всегда направлены вдоль линии действия погонной нагрузки q и убывают обратно пропорционально расстоянию r от точки (линии) её приложения:

$$\sigma_r \Rightarrow \max \text{ при } \theta = \beta, \sigma_r = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{q}{r}. \quad (2)$$

На рисунке 2 можно проследить за изменением НДС (радиальных напряжений σ_r) на расстоянии от вершины клина $r = 1 \text{ м}$ под действием погонной нагрузки $q = 100 \text{ Н/м}$, приложенной под углом $-90^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$. Максимумы радиальных напряжений σ_r при этом располагаются всегда под углом $\theta = \beta$. Следует обратить внимание, что радиальные напряжения σ_r меняют знак (т. е. становятся растягивающими) при изменении направления при-

ложения нагрузки $\beta \leq 0$ в точках, где $(\pi/2 + \beta) \leq \theta$.

С точки зрения практики этот случай нагружения является наиболее интересным, так как он воспроизводит реальное воздействие клинового инструмента на плоский породный массив. Именно так воздействует режущий орган горной машины при ударе или перекатывании режущей кромки по породе.

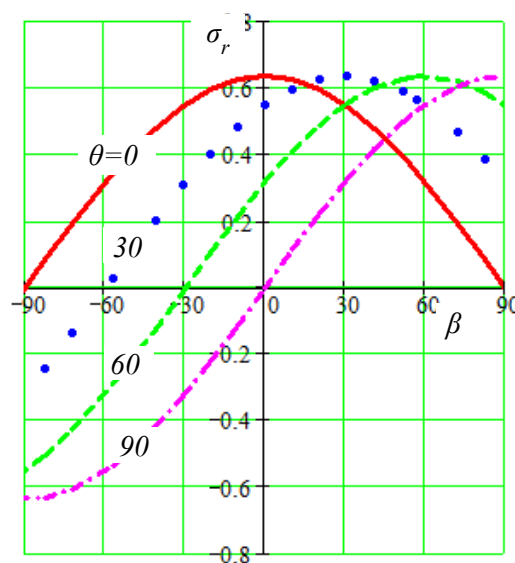


Рисунок 2 Изменение радиальных напряжений σ_r при $\alpha = \pi/2$ в точках с различными полярными углами $0 \leq \theta \leq \pi/2$ при изменении угла наклона β погонной нагрузки q

Отметим, что графики изменения радиальных напряжений σ_r в зависимости от полярного угла $0 \leq \theta \leq \pi/2$ полностью подобны графикам зависимости от угла β на рисунке 2. Это легко объяснить, если обратить внимание на то, что полярный угол θ и угол наклона погонной нагрузки β входят в формулу (1) совершенно равноправно (симметрично). Поэтому все зависимости и их графики должны быть зеркально подобны, и в этом можно убедиться по совпадению вида графиков при сравнении рисунков 2 и 3.

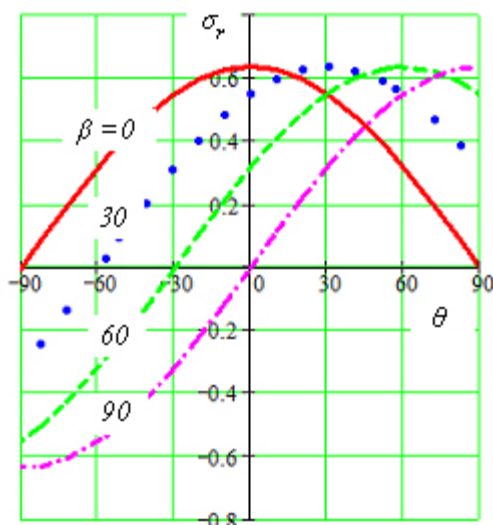


Рисунок 3 Зависимость напряжений σ_r при изменении полярного угла $0 \leq \theta \leq \pi/2$ для разных углов наклона β погонной нагрузки q , приложенной к полупространству при $\alpha = \pi/2$

Оказывается, что при изменении угла наклона нагрузки β вид графиков распределения радиальных напряжений не меняется, хотя их максимум смещается на угол, равный углу β наклона нагрузки.

Если построить такого же типа графики для радиальных напряжений, но для клиновых пространств с другим углом раскрытия α , то характер кривых значительно изменится. Для случая нагружения клинового пространства с иными углами раскрытия клина $\alpha \neq 90^\circ$ эти закономерности не соблюдаются.

Рассмотрим случай клинового пространства с тупым углом, например, когда $\alpha = 3\pi/2$ (рис. 4).

Здесь проявляются иные закономерности: по мере увеличения угла наклона погонной нагрузки β максимумы радиальных напряжений несколько уменьшаются на направлениях, углы которых меньше, хоть и незначительно, чем угол приложения нагрузки β .

Если угол раскрытия клинового пространства острый, например, когда $\alpha = \pi/4$, т. е. когда клин представляет со-

бой прямой угол, то распределение радиальных напряжений становится более сложным (рис. 5). Оказывается, что по мере увеличения угла β наклона нагрузки максимумы напряжений смещаются к границе клина и существенно (более чем в два раза) возрастают.

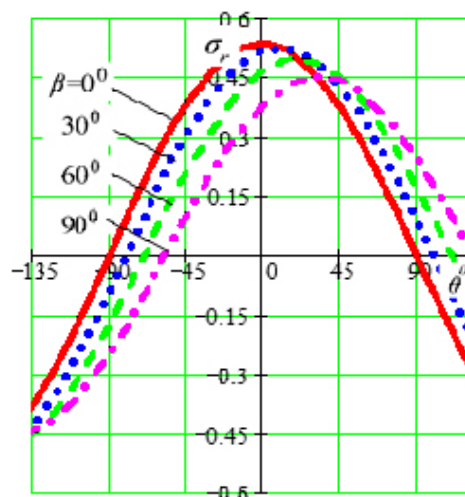


Рисунок 4 Зависимость напряжений σ_r при изменении полярного угла $0^\circ \leq \theta \leq \alpha = 135^\circ$ при разных углах $\beta^\circ \leq 45^\circ$ погонной нагрузки q

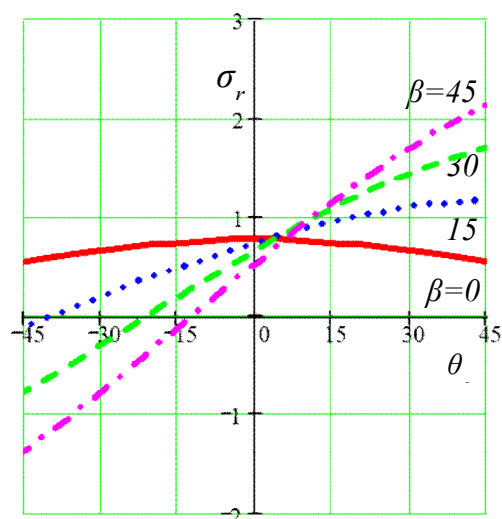


Рисунок 5 Распределение радиальных напряжений σ_r в зависимости от полярного угла $0^\circ \leq \theta \leq \alpha = 45^\circ$ для разных углов наклона $\beta^\circ \leq 45^\circ$ погонной нагрузки q

Данный вариант распределения радиальных напряжений как нельзя лучше характеризует условия нагружения острого клиновидного инструмента со стороны разрушаемого массива, который в расчётной схеме можно рассматривать как объект, создающий погонную нагрузку на клин. Такая трактовка полученных результатов позволяет судить также о степени концентрации напряжений на гранях клиновидного режущего инструмента. При этом чем больше его угол заострения и угол наклона к объекту разрушения, тем выше уровень напряжений на его гранях. Это позволяет определять прочные параметры горного инструмента.

Решим задачу нахождения максимума радиальных напряжений в зависимости от угла α раскрытия клиновидного пространства и угла β наклона приложенной нагрузки.

Для этого, используя зависимость (1), приравняем нулю частную производную радиальных напряжений σ_r по полярному углу θ и решим полученное уравнение относительно этого угла:

$$\sigma_r = \frac{q}{r} \left[\frac{\cos\theta \cdot \cos(\beta)}{\alpha + 0,5 \cdot \sin(2\alpha)} - \frac{\sin\theta \cdot \sin(\beta)}{\alpha - 0,5 \cdot \sin(2\alpha)} \right], \quad (3)$$

$$\sigma_\theta = 0, \quad \tau_{r\theta} = 0.$$

Опуская промежуточные преобразования, запишем окончательную формулу для определения угла, соответствующего максимальному радиальному напряжению σ_r :

$$\theta_m = \text{Arctg} \left[\frac{\alpha + 0,5 \sin(2\alpha)}{\alpha - 0,5 \sin(2\alpha)} \text{tg}(\beta) \right], \quad (4)$$

при этом физический смысл формулы сохраняется при соблюдении условия $\beta \leq \pi - \alpha$.

Как следует из (4), этот угол зависит не только от наклона погонной нагрузки β , но и от угла при вершине клина 2α , причём при $\alpha = \pi/2$ (т. е. когда клин вырождается в полупространство) всегда соблю-

дается условие $\theta_m = \beta$ и максимум радиального напряжения σ_r при вариации угла θ всегда расположен по линии действия погонной нагрузки.

Отметим ещё одну закономерность: если угол при вершине клина тупой ($\alpha > \pi/2$), то максимум σ_r отклоняется от линии действия нагрузки в сторону грани клина, в если клин острый ($\alpha < \pi/2$) — то к оси клина и тем больше, чем больше отличается клин от полупространства.

Результаты определения места нахождения максимума радиальных напряжений представлены на рисунке 6, из графиков которого ясно прослеживается упомянутая закономерность.

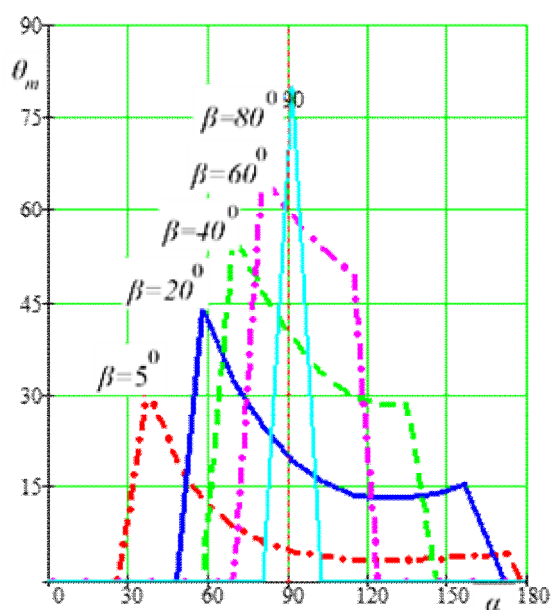


Рисунок 6 Графики зависимости угла θ_m максимума радиальных напряжений σ_r при изменении угла α для разных углов наклона β° погонной нагрузки q

Наиболее практически интересным случаем следует считать разрушение клиновидным раскалывающим инструментом породного полупространства ($\alpha = \pi/2$). Максимальное напряжение под клином всегда будет при его перпендикулярности поверхности породы, т. е. при $\beta = 0^\circ$.

Максимальное радиальное сжимающее напряжение при единичной погонной нагрузке $q = 1$ на глубине единичного радиуса $r = 1$ всегда равно $\sigma_r = 2 / \pi = 0,637$.

На этом можно завершить анализ НДС породного клина под действием погонной нагрузки. На следующем этапе исследований следует изучить особенности предразрушения породы расколом под клиновым режущим инструментом.

4 Феномен пинч-эффекта и раскол породы при сжатии

Рассмотрим поведение породы при одноосном сжатии, что соответствует изученному НДС под клином. Здесь мы сталкиваемся с необычным типом разрушения, когда при отсутствии растягивающих напряжений возникает раскол породы.

Этот феномен впервые обнаружил лауреат Нобелевской премии Р. У. Бриджмен. Он описал [12] ряд явлений, характерных для разрушения твёрдых тел при больших давлениях. Одно из этих явлений, названное им пинч-эффектом, состоит в следующем. Сплошной цилиндр подвергали давлению, действующему только на наружную цилиндрическую поверхность; торцы же оставляли без давления. Когда оно достигало определенной величины, цилиндр обычно раскалывался перпендикулярно образующей на диски.

Особенно показательное проявление пинч-эффекта при испытании на одноосное сжатие каменных материалов, в частности бетонных образцов и конструкций. Огромный накопленный экспериментальный материал при таких испытаниях в различных лабораториях убедительно свидетельствует о разрушении бетона при одноосном сжатии за счёт образования продольных трещин растяжения (рис. 7). Хотя теории прочности этого объяснить не могут и предсказывают разрушение только от трещин сдвига.

Тем самым было показано, что существующие теории прочности нуждаются в дополнении, когда необходимо делать

проверку на прочность материала при его разрушении по двум конкурирующим механизмам: либо от предельных деформаций сдвигов, вызывающих сдвиговые разрушения, либо от деформаций растяжения, ответственных за возникновение разрывов.



Рисунок 7 Разрушение от пинч-эффекта сжатой бетонной колонны в виде продольных трещин раскола

Отсюда следует заключить, что в условиях появления разрывов будет верна гипотеза наибольших линейных деформаций (вторая теория прочности). Гипотеза [12] впервые была предложена Э. Мариоттом (1682 г.), применялась Ж. Понселе и развита Б. Сен-Венаном в XIX в. Попытки экспериментальной проверки теории для всех видов разрушения были малоуспешны, и она перестала применяться в расчётной практике после начала прошлого века.

Гипотеза наибольших деформаций утверждает, что потеря несущей способности материала наступает, когда наибольшая деформация достигает предельного значения. Так, в частности, условие разрушения при сжатии хрупких материалов, таких как камень или чугун, определяется поперечным расширением [13].

В настоящее время становится понятным, что вторую теорию прочности отвергли из-за попыток распространить её условие на сдвиговые механизмы разрушения материалов, где она неприменима.

Используем вторую теорию прочности для расчёта пинч-эффекта при произвольном объёмном НДС материала. В отличие от обычной теории учтём, что порода, как правило, имеет разные упругие константы под действием напряжений разных знаков: модули линейной упругости ($E_p; E_c$) и коэффициенты Пуассона ($\nu_p; \nu_c$) различаются для растяжения и сжатия (индекс p и c соответственно). Это существенно усложняет задачу, поскольку необходимо учитывать разные упругие постоянные в зависимости от знака действующих в каждой точке материала напряжений.

Пусть в породе действует произвольное НДС с главными напряжениями $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$. Согласно обобщённому закону Гука запишем действующие в породе деформации в новой форме:

$$\varepsilon_i = \frac{1}{E_\sigma} [\sigma_i - \nu_\sigma (\sigma_j + \sigma_k)] \quad (5)$$

где $(i, j, k = 1, 2, 3)$ — круговая перестановка индексов;

$$E_\sigma = \begin{cases} E_p \\ E_c \end{cases}; \quad \nu_\sigma = \begin{cases} \nu_p \\ \nu_c \end{cases} \quad \text{— упругие постоянные, соответствующие напряжениям сжатия и растяжения в данной точке.}$$

Определим возможность появления растягивающих деформаций. Из (5), согласно неравенствам $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$, сразу следует, что это возможно лишь для $0 \geq \varepsilon_2 \geq \varepsilon_3$, откуда

$$\begin{aligned} \nu_c (\sigma_2 + \sigma_1) &\geq \sigma_3; \\ \nu_c (\sigma_3 + \sigma_1) &\geq \sigma_2. \end{aligned} \quad (6)$$

Более вероятными являются растягивающие деформации из первого неравенства (6), которое следует рассматривать в

первую очередь для суждения о появлении возможных разрывов в плоскости, нормальной к этим деформациям. Учтём к тому же возможность такого НДС, когда для большинства практически значимых состояний соблюдаются условия $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq 0$, что позволяет записать:

$$\varepsilon_3 = \frac{\sigma_3}{E_p} - \frac{\nu_c}{E_c} (\sigma_2 + \sigma_1). \quad (7)$$

В случае, когда $\sigma_1 \geq 0 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$, а материал обладает различием упругих постоянных при растяжении и сжатии, получим более сложную формулу для деформаций растяжения по направлению σ_3 :

$$\varepsilon_3 = \frac{\sigma_3}{E_p} - \frac{\nu_c}{E_c} \sigma_1 - \frac{\nu_p}{E_p} \sigma_2. \quad (8)$$

Для нахождения критического главного напряжения, при котором возникает пинч-эффект, воспользуемся принципом эквивалентности. Согласно ему, следует найти такое эквивалентное растягивающее напряжение σ_p , которое создаёт такую же деформацию растяжения по заданному направлению, как и фактически действующая НДС.

Определим предельную растягивающую деформацию, при которой происходит такая раздвижка молекулярной решётки материала, которая вызывает её разрыв. Для этого воспользуемся экспериментальными данными испытаний материала на прямое одноосное растяжение:

$$[\varepsilon_p] = [\sigma_p] / E_p, \quad (9)$$

где $[\sigma_p]$ — показатель прочности породы на одноосное растяжение, Па;

$[\varepsilon_p]$ — предельная деформация растяжения, приводящая к разрыву по направлению ε_3 .

Из (8) и (9) получаем искомое соотношение для определения предельного значения наибольшего напряжения сжатия σ_1 , приводящего к деформации разрыва по направлению ε_3 при условии $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq 0$:

$$\varepsilon_3 \leq -[\varepsilon_p] \quad (10)$$

$$[\sigma_3 - \nu_c(\sigma_2 + \sigma_1)]/E_c \leq -[\sigma_p]/E_p.$$

После простых преобразований получим окончательную формулу для определения максимального напряжения сжатия σ_1 , вызывающего разрывы материала вдоль линии своего действия по направлению минимального главного напряжения σ_3 :

$$\sigma_1 \geq \left\{ \sigma_3 + \frac{E_c}{E_p} [\sigma_p] \right\} \frac{1}{\nu_c} - \sigma_2. \quad (11)$$

Если среднее главное напряжение является растягивающим $\sigma_1 \geq 0 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$, необходимо использовать формулу (8), что несколько изменяет окончательную формулу (11), которая принимает вид:

$$\sigma_1 \geq \left[\frac{\sigma_3}{E_c} + \frac{[\sigma_p]}{E_p} - \nu_p \frac{\sigma_2}{E_p} \right] \frac{E_c}{\nu_c}. \quad (12)$$

Таким образом, полученные формулы (11) и (12) позволяют при любом НДС в точке нагруженного материала найти условия, для которых возможны проявления пинч-эффекта. Из формул следует, что чем большими будут напряжения сжатия $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq 0$, тем более вероятно появление феномена пинч-эффекта в виде трещин раскола, нормальных к направлению минимального главного напряжения. Заметим, что разрывы могут возникать даже тогда, когда все напряжения будут сжимающими.

После внимательного анализа многих физико-механических процессов, связанных с разрушением пород при ведении горных работ [15], можно заключить, что пинч-эффект имеет значительное, а иногда и определяющее влияние на их протекание во времени и пространстве.

Кратко перечислим основные явления и процессы в горном деле, где следует учитывать существенное влияние пинч-эффекта:

- механическое разрушение пород рабочими органами горных машин, вооружённых горным инструментом режуще-

скалывающего, дробящего, раскалывающего или раздавливающего действия;

- динамическое спонтанное трещинообразование и выбросы пород и газа при ведении проходческих и выемочных работ;

- образование трещин отрыва вдоль породных обнажений в боках и кровле горных выработок при проявлениях горного давления;

- процесс раскола кернов на диски при керновом бурении в массиве горных пород как предвестник горных ударов и выбросов;

- образование продольных трещин отрыва параллельно породным обнажениям бортов карьеров, что снижает их устойчивость;

- определение показателя прочности горных пород бразильским методом путём раздавливания керна;

- явление отжима и раздавливания краевой части угольного пласта в очистных забоях и подготовительных выработках;

- отколы породы от груди проходческих забоев при буровзрывном и комбайновом способе проведения горных выработок;

- разрушение трещинами раскола центрально и внецентренно сжатых бетонных, железобетонных и каменных конструкций;

- работы по откалыванию камня в промышленных и иных целях (каменоломни, работа скульптора и каменотёса, а в доисторическую эпоху — изготовление каменных ножей и стрел из кремния и обсидиана) и др.

Каждый из перечисленных физических горных процессов нуждается в самостоятельном исследовании с учётом влияния пинч-эффекта, что способно существенно раздвинуть границы нашего их понимания, объяснения, прогнозирования и возможности использования для повышения эффективности добычи сырьевых ресурсов и подземного строительства.

5 Разрушение при сжатии с учётом пинч-эффекта

Применительно к описанию предразрушения породы под воздействием клинового инструмента рассмотрим несколько показательных примеров.

Самым простым и в то же время распространённым на практике примером являются испытания искусственных и естественных каменных материалов на одноосное сжатие. В таких испытаниях создают однородное НДС во всём образце при условии устранения трения на его торцах, контактирующих с плитами пресса. Испытания проводят при НДС по схеме Кармана: $\sigma_1 \geq \sigma_2 = \sigma_3$, положив $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, т. е. когда параметр Лодде-Надаи оказывается равным

$$\mu_0 = 2 \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1 = -1. \quad (13)$$

Подставляя в (11) исходные данные для НДС при одноосном сжатии, находим условия образования в образце продольных трещин разрыва:

$$\sigma_1 \geq \frac{1}{\nu_c} \frac{E_c}{E_p} [\sigma_p] \quad (14)$$

Если принять во внимание, что, согласно экспериментальным данным, соотношение модулей деформаций при сжатии и растяжении для каменных материалов и горных пород находится в пределах $E_c/E_p \approx 1,1 \dots 2,5$, а коэффициент Пуассона $\nu_c \approx 0,2 \dots 0,4$, то условие проявления пинч-эффекта выразится неравенством $\sigma_1 \geq (3 \dots 10)[\sigma_p]$.

Поскольку для горных пород соотношение прочностей на одноосное сжатие $[\sigma_c]$ и растяжение $[\sigma_p]$ почти всегда удовлетворяет этому неравенству $[\sigma_c] > 10[\sigma_p]$, можно сделать вывод о почти повсеместном разрушении породы при одноосном и даже объёмном сжатии от продольных трещин разрыва. Тем самым получают объяснение и количественное подтверждение особенности разрушения пород при сжатии трещинами раскола (феномен пинч-эффекта), что позволяет считать поставленную проблему решённой.

Представляет определённый интерес оценка особенностей разрушения пород

при НДС, соответствующем обобщённому сжатию $\sigma_1 = \sigma_2 \geq \sigma_3$, когда порода нагружена по схеме Бекера, а параметр Лодде-Надани, согласно (13), равен $\mu_0 = 1$.

Подставляя его в (11), получим второе граничное неравенство для оценки возможности разрушения от продольных трещин разрыва:

$$\sigma_1 \geq \frac{1}{2\nu_c} \frac{E_c}{E_p} [\sigma_p]. \quad (15)$$

Таким образом, при объёмном НДС по схеме Бекера (обобщённое сжатие $\mu_0 = 1$) вероятность разрушения породы от продольных трещин (пинч-эффект) увеличивается ровно в два раза. Все остальные НДС, в которых может оказаться порода, находятся между этими крайними случаями Кармана и Бекера, т. е. обобщённого растяжения или сжатия.

Следовательно, можно сделать вывод, что чем большее значение приобретает промежуточное напряжение σ_2 , тем условия для возникновения продольных трещин разрыва улучшаются.

Остальные промежуточные варианты НДС $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ рассматриваются аналогично и трудностей не представляют.

6 Предразрушение пород под клиновым инструментом с учётом пинч-эффекта

Завершив изучение закономерностей появления трещин раскола при сжатии горных пород и хрупких каменных материалов, у которых $\sigma_1 \geq (3 \dots 10)[\sigma_p]$, можно перейти к решению частной, но практически важной задачи о появлении под клиновым инструментом разрывных трещин предразрушения.

Для определения глубины h_c трещины под клином в самом общем случае воспользуемся формулой (1) с учётом результатов, полученных в (14), если полагать, что напряжения под клином удовлетворяют равенствам $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$:

$$h_c = \nu \frac{E_p}{E_c} \frac{q}{[\sigma_p]} \left[\frac{\frac{\cos \theta \cdot \cos(\beta)}{\alpha + 0,5 \cdot \sin(2\alpha)}}{\frac{\sin \theta \cdot \sin \beta}{\alpha - 0,5 \cdot \sin(2\alpha)}} \right]. \quad (16)$$

Полученная зависимость позволяет определить глубину h_c трещины раскола под клином с учётом возможного изменения формы клинового породного пространства, задаваемого углом $0 \leq \alpha \leq \pi$, при произвольном угле $0 \leq \beta \leq \pi$ наклона погонной нагрузки q . Причём если погонная нагрузка приложена под углом $\pi/2 \leq \beta \leq \pi$, то клиновой массив оказывается под действием растяжения, что хотя и расширяет область применения формулы (16), но пока не имеет видимого практического значения. Как следует из (16), глубина h_c раскола прямо пропорциональна величине погонной нагрузки q и обратно пропорциональна показателю прочности материала на одноосное растяжение $[\sigma_p]$.

Предыдущий анализ показал, что наиболее эффективным клиновым разрушающим инструментом является симметричный клин с углом заострения при вершине, равным $15...20^\circ$, который воздействует на плоский породный забой по нормали к его поверхности (рис. 8).

Для такого варианта воздействия клинового инструмента на породу в формуле (16) следует принять угол породного клинового пространства $\alpha = \pi/2$, угол отклонения оси клинового инструмента от нормали к породному массиву $\beta = 0$. Тогда формула значительно упростится и примет окончательный вид:

$$h_c = \frac{2}{\pi} \nu \frac{E_p}{E_c} \frac{q}{[\sigma_p]} \cos \theta. \quad (17)$$

Из (17) следует, что наибольшая трещина формируется вдоль погонной нагрузки по нормали к породной поверхности, т. е. когда $\cos \theta = 1$, $\theta = \beta = 0$.

Рассмотрим численный пример. Пусть к породному забою посредством клинового инструмента приложена погонная нагрузка $q = 100$ кГ/см. Породный забой сложен из слоёв алевролита со следующими физико-механическими показателями [14]:

- прочность на одноосное растяжение $[\sigma_p] = 1,2$ МПа;
- коэффициент Пуассона $\nu = 0,25$;
- модули Юнга $E_p = 0,8E_c = 10^4$ МПа.

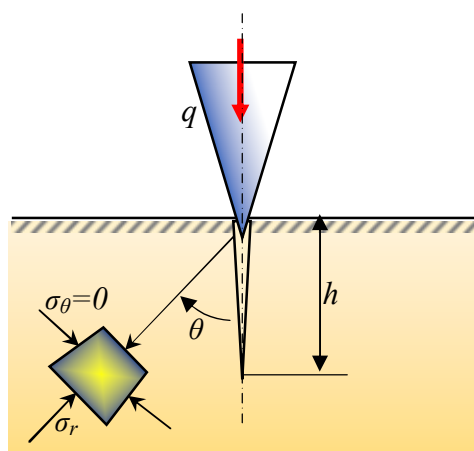


Рисунок 8 Предразрушение породного массива трещинами разрыва под действием клинового инструмента

После подстановки этих исходных данных в результирующую формулу (17), получим:

$$h_c = \frac{2}{\pi} \cdot 0,25 \cdot 0,8 \frac{100}{12} \cos 0 = 1,06 \text{ см.} \quad (18)$$

Если погонная нагрузка q будет приложена не статически, что редко бывает на практике, а динамически посредством удара клинового инструмента по породному забою, то, с учётом минимального значения коэффициента динамичности $K_d = 2$, глубина проникновения трещины разрыва вглубь массива удвоится и составит

$$h_d = 2h_c = 2 \cdot 1,06 \text{ см} = 2,12 \text{ см} = 21,2 \text{ мм.}$$

Это достаточно ощутимое ослабление породного массива в забое, которое за счёт

проникновения разрывных трещин способствует значительному увеличению эффективности механического разрушения пород клиновым режущим инструментом путём сдвигового выкола на последующем этапе.

Представляет интерес рассмотрение особенностей разрушения пород клином в угловой области породного забоя (рис. 9). Вновь воспользуемся формулой (1), в которую следует подставить соответствующие исходные данные: угол породного пространства $\alpha = 135 = 3\pi/4$ и угол наклона погонной нагрузки к центральной оси породного клина $\beta = 45 = \pi/4$.

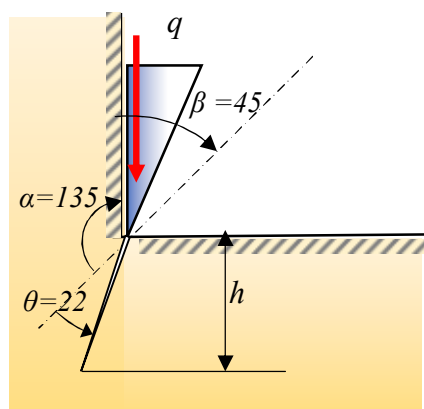


Рисунок 9 Предразрушение пород клином в угловой области забоя

Для принятых исходных угловых данных глубину трещины разрыва, возникающей под клиновым инструментом, в общем случае для произвольного полярного угла θ можно определить (опуская промежуточные преобразования) по формуле:

$$h(\theta)_c = 0,562 \cdot \nu \frac{E_p}{E_c} \frac{q}{[\sigma_p]} \cos(\theta + 22). \quad (19)$$

Наибольшая глубина трещины, как следует из (19), реализуется при полярном угле $\theta_m = -22^\circ$ и равна при статической погонной нагрузке

$$h_c = 0,562 \cdot 0,25 \cdot 0,8 \frac{100}{12} = 0,375 \text{ см.}$$

При ударном воздействии на породу глубина трещины увеличится с учётом коэффициента динамичности $K_d=2$ по крайней мере вдвое:

$$h_d = 2h_c = 2 \cdot 0,375 \text{ см} = 7,5 \text{ мм.}$$

Как видим, эта глубина примерно втрое меньше глубины трещины разрыва при воздействии клинового инструмента на плоскую поверхность породного забоя: $7,5 \text{ мм} < 21,2 \text{ мм}$.

Следует обратить внимание, что трещина из угловой части забоя направлена в породный массив. Значит, размер породного забоя в проходке будет всегда больше внешнего периметра кольцевого клинового инструмента, и его торможение и «заклинивание» боковыми породами будет исключено. Это открывает перспективную возможность пересмотреть вид и форму вооружения рабочих органов горных машин.

Использование предложенной методики определения размеров разрушения породы можно без труда распространить и на другие геометрические и силовые параметры разрушения пород.

Если после возникновения первой трещины продолжить рассмотрение механизма разрушения возникших угловых участков породного клина, отделённых друг от друга первичной трещиной раскола, то, используя ту же методику расчёта, можно проследить за прорастанием и ветвлением трещин второго, третьего и более высоких порядков.

На рисунке 10 показана расчётная схема математической модели образования трещин последующих иерархий.

Первая трещина разделяет породный массив на две области в форме прямоугольных породных клиньев. На каждую угловую вершину этих областей воздействует своей боковой гранью клиновой инструмент, а приложенная к нему погонная нагрузка q распределяется по его граням и раскладывается на две составляющие $q_s > q$.

Угол наклона φ этих погонных нагрузок q_s определяется с учётом угла заострения

клинового инструмента γ и угла трения φ_m между его гранью и породой по формуле:

$$\varphi = 45^\circ - \varphi_m - \gamma.$$

Если, например, $\varphi_m = 30^\circ$, а $\gamma = 15^\circ$, то мы получим угол распространения вторичной трещины примерно посередине прямоугольного породного клина, т. е. $\varphi = 0$ (рис. 10). Для этого случая графики распределения радиальных напряжений в прямоугольном породном выступе представлены на рисунке 5. При этом радиальные напряжения будут значительно выше (на 40–70 %), чем в случае раскола плоской породной поверхности, что облегчит образование такой трещины.

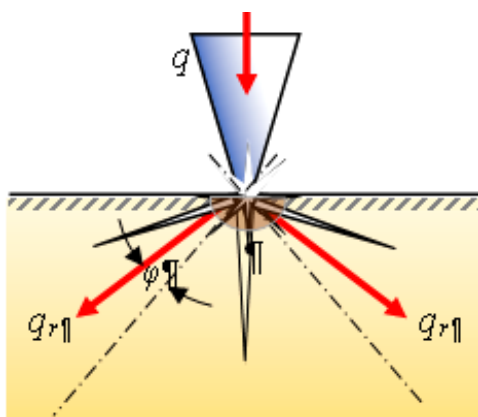


Рисунок 10 Образование трещин раскола более высокого порядка под клиновым инструментом

Образование трещин раскола второго, третьего и т. д. порядков можно определять по этой же методике, при этом условия образования трещин раскола (иными словами, «расщепление массива») становятся всё более легкими.

Однако на практике такое «расщепление» породы под клиновым инструментом вряд ли будет наблюдаться. На самом деле процесс «расщепления» вершин породных клиньев трещинами отрыва будет замещён новым процессом — раздавливанием уголков породных клиньев гранями горного инструмента.

Действительно, после предразрушения трещинами раскола области возле вершин породных клиньев окажутся под действием сжимающих радиальных напряжений высокой концентрации. Концентрация будет тем больше, чем острее вершины породных клиньев.

Таким образом, на этапе предразрушения конкурируют два процесса измельчения породы:

1) разрушение от одноосного растяжения трещинами раскола, вызванное пинч-эффектом;

2) разрушение от одноосного сжатия предвершинной области возникающих породных клиньев, приводящее к смятию и переизмельчению породы возле вершин породных клиньев и создающее зону мелкодроблёных пород.

Размер зоны переизмельчения можно определить, поскольку из предложенной математической модели пинч-эффекта после раскола породы легко найти углы при вершинах образованных породных клиньев и сжимающие радиальные напряжения в области этих вершин.

С некоторым вполне допустимым приближением ($\pm 10\%$) определяем радиус зоны переизмельчения под инструментом по формуле:

$$r_c = \frac{q}{\alpha + 0,5 \cdot \sin(2\alpha)} \cdot \frac{q}{[\sigma_c]}, \quad (20)$$

где 2α — угол при вершине расщеплённых пинч-эффектом породных клиньев.

Как следует из (20), чем меньше угол α , тем больше радиус зоны переизмельчения r_c , что прекращает появление новых трещин раскола, и наступает последний этап разрушения в виде выкола породы путём сдвигающих усилий от граней клинового горного инструмента [10].

Важно ещё раз отметить, что образование трещин разрыва в породах происходит не всегда, поскольку строго ограничено возможностью появления пинч-эффекта, т. е. только в тех породах, у которых соот-

ношение показателей прочности на одноосно сжатие и растяжение удовлетворяет базовому неравенству

$$[\sigma_c] \geq (3 \dots 10)[\sigma_p],$$

где числовые коэффициенты зависят от упругих постоянных и НДС породного массива.

Отсюда следует, что пинч-эффект не будет наблюдаться в пластичных однородных материалах (глина, мергель, сталь и др.), если их не подвергнуть искусственному «охрупчиванию», например, для пластичных пород — глубокому охлаждению жидким азотом при специальных способах сооружения горных выработок.

Полученные результаты могут быть использованы для конструирования и расчёта параметров существующих и новых конструкций бурового оборудования: буровых коронок, лопастных долот, разнообразных шарошек зубчатого и дискового типа и др.

Выводы

На основании проведённых исследований проявлений феномена пинч-эффекта в горных породах и хрупких материалах получены следующие результаты:

1. Поставлена, обоснована и сформулирована математическая модель о плосконапряженном состоянии породного клина в полярной системе координат, изучены закономерности НДС.

2. Выполнен анализ закономерностей НДС породного клина при действии произвольно ориентированной погонной нагрузки.

3. Впервые исследована локализация максимума радиальных напряжений в зависимости от угла раскрытия клинового пространства и наклона погонной нагрузки, установлен факт и условия отклонения максимума напряжений от направления погонной нагрузки.

4. Впервые установлено, что максимальное воздействие на плоскую породную поверхность оказывает клиновой инструмент, направленный по нормали к ней.

5. Рассмотрен феномен пинч-эффекта, приводящего к расколу материала, при разных вариантах его объёмного НДС: от обобщённого растяжения (схема нагружения Кармана, когда параметр Лоде $\mu = -1$) и обобщённого сжатия (схема нагружения Бекера, когда параметр Лоде $\mu = +1$).

6. Впервые предложена математическая модель пинч-эффекта, основанная на рассмотрении предельных деформаций растяжения по главным площадкам НДС в точке, получены аналитические зависимости для их расчёта. Установлены условия появления феномена пинч-эффекта в зависимости от упругих постоянных и прочности породы при одноосных растяжении и сжатии.

7. На основании анализа совокупности известных горных технологий впервые дан их перечень, где возможно существенное влияние на физический процесс феномена пинч-эффекта, что открывает новые перспективные направления исследований физических процессов горного производства.

8. Рассмотрена ранее теоретически необъяснимая особенность продольного раскола породных образцов при их сжатии и доказана определяющая роль в этом феномена пинч-эффекта. Установлены критерии его проявлений.

9. Изучены закономерности проявлений феномена пинч-эффекта и впервые определены условия образования трещин раскола, наклон и глубины их проникновения в породу при действии клинового горного инструмента на плоское и угловое по форме породное обнажение в забое.

Результаты исследований направлены на развитие теории и методов проектирования эффективных параметров разрушения пород горными инструментами. Базовые положения могут быть использованы как теоретические основы геомеханики разрушения пород, в том числе в учебном процессе при подготовке инженеров и аспирантов горных специальностей.

Библиографический список

1. Крапивин, М. Г. Горные инструменты [Текст] / М. Г. Крапивин, И. Я. Раков, Н. И. Сысоев. — 3-е изд. — М. : Недра, 1990. — 256 с.
2. Буткин, В. Д. Буровые машины и инструменты [Текст] : учеб. пособие / В. Д. Буткин, И. И. Демченко. — Красноярск : Сиб. федер. ун-т, 2012. — 120 с.
3. Hua Guo. Rock cutting studies using fracture mechanics principles [Text] / Hua Guo // Doctor of Philosophy thesis. — Wollongong, Australia : University of Wollongong, 1990. — 223 p.
4. Абатуров, В. Г. Физико-механические свойства горных пород и породоразрушающий буровой инструмент [Текст] / В. Г. Абатуров. — Тюмень : Нефтегазовый университет, 2007. — 269 с.
5. Lundberg. Efficiency of percussive drilling with extension rods [Text] / Lundberg // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts. — August 1987. — Issue 4, Volume 24. — P. 213–222.
6. Hartman, H. L. The effectiveness of indexing in percussion and rotary drilling [Text] / H. L. Hartman // International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts. — November 1966. — Issue 4, Volume 3. — P. 265–278.
7. Крюков, Г. М. Физика разрушения горных пород при бурении и взрывании [Текст]. Т. 1. / Г. М. Крюков. — М. : Горная книга, 2006. — 330 с.
8. Латышев, О. Г. Разрушение горных пород [Текст] / О. Г. Латышев. — М. : Теплотехник, 2007. — 672 с.
9. Нескоромных, В. В. Разрушение горных пород при бурении скважин [Текст] / В. В. Нескоромных. — Красноярск : Сибирский федеральный университет, Институт нефти и газа, 2014. — 335 с.
10. Литвинский, Г. Г. Основы теории резания и разрушения горных пород [Текст] / Г. Г. Литвинский // Сб. науч. трудов ДонГТУ. — Алчевск : ДонГТУ, 2017. — Вып. 8 (51). — С. 5–15.
11. Лурье, А. И. Теория упругости [Текст] / А. И. Лурье. — М. : Наука, 1970. — 940 с.
12. Бриджмен, П. У. Физика высоких давлений [Текст] / П. У. Бриджмен. — М., Л. : ОНТИ, 1935. — 402 с.
13. Литвинский, Г. Г. Аналитическая теория прочности горных пород и массивов [Текст] / Г. Г. Литвинский. — Донецк : Норд-Пресс, 2008. — 207 с.
14. Распределение и корреляция показателей физических свойств горных пород [Текст]: справочное пособие / М. М. Протодяконов, Р. И. Тедер, Е. И. Ильницкая и др. — М. : Недра, 1981. — 192 с.
15. Литвинский, Г. Г. Основы горной геомеханики. Т. 1. Механические свойства горных пород и массивов [Текст] / Г. Г. Литвинский. — Алчевск : ДонГТУ, 2012. — 312 с.

© Литвинский Г. Г.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. СЗПСиГМ ДонНТУ Борщевским С. В.,
к.т.н., доц. каф. РМПИ ДонГТУ Мележиком А. И.**

Статья поступила в редакцию 14.03.18.

проф. Литвинский Г. Г. (ДонДТУ, м. Алчевск, ЛНР)

ПІНЧ-ЕФЕКТ ПРИ РУЙНУВАННІ ПОРІД КЛИНОВИМ ГІРСЬКИМ ІНСТРУМЕНТОМ

Освоєння підземного простору і видобуток сировинних ресурсів вимагають застосування різноманітних технологій, гірських машин і інструментів для руйнування порід. Це стримується відсутністю теоретичних основ геомеханіки руйнування. Дана робота націлена на створення теорії руйнування порід клиновим гірським інструментом. Основна ідея роботи полягає у використанні феномена пінч-ефекту для визначення параметрів тріщин розколу при стисненні гірської породи. Розглянуто задачу теорії пружності Фламана про стиснення плоского клина погонним навантаженням, що прикладається до його вершини. Вивчено особливості напружено-

деформованого стану (НДС) в породному клині. Вперше теоретично обґрунтовано феномен пінч-ефекту при різних типах НДС. Отримано розрахункові формули проявів пінч-ефекту (глибина і нахил тріщин відриву) під лезом клинового інструмента при плоскому та кутовому породному оголенні. Результати досліджень розвивають теоретичні основи геомеханіки руйнування порід гірським інструментом.

Ключові слова: пінч-ефект, теорія різання, гірський інструмент, задача Фламана, напружений стан, етапи руйнування, модель розколу, тріщина розколу, глибина і нахил тріщини.

Prof. Litvinskiy G. G. (DonSTU, Alchevsk, LPR)

PINCH-EFFECT IN THE ROCK BREAKING BY THE WEDGE CUTTING TOOL

Development of underground space and extraction of mineral resource involve using a variety of technologies, mining machines and tools for rock breaking and cutting. This is constrained by absence theoretical foundations for breaking geomechanics. This work is aimed at the creation of the theory of rock breaking by wedge cutting tool. The main idea of the work is based on using the phenomenon of pinch-effect for compressing rocks to determine the parameters of cracks split. The Flamant's problem of the elasticity theory on compressing the rock wedge by load applied to its vertex is considered.

The features of the stress-strain state in the rock wedge have been studied. For the first time it has been theoretically justified the phenomenon of pinch-effect for different types of stress state. The calculated formulas for pinch-effect manifestations (the depth and slope of the cracks in the detachment) under the blade of the wedge tool for flat and angular rock outcrops are obtained. The results of the research develop the theoretical foundations of geomechanics of rock breaking by cutting tools.

Key words: pinch-effect, theory of cutting, cutting tool, Flamant's problem, stress-strain state, stages of rock destruction, model of the rock split, split crack, fissure depth and slope.

УДК 622.647.2

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

(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР, linercos@mail.ru)

ОПЫТ МОДЕЛИРОВАНИЯ ЗАБОЙНЫХ УГЛЕПОТОКОВ

Приведен анализ использования линейных моделей неопределённых коэффициентов и авторегрессии различного порядка для имитационного моделирования забойного углепотока. Показано, что предлагаемые модели имеют большой процент сходимости. Углепотоки на основе моделей неопределённых коэффициентов и авторегрессии высокого порядка позволяют отказаться от предположения о марковости данного случайного процесса.

Ключевые слова: углепоток, метод неопределённых коэффициентов, метод авторегрессии, случайный процесс.

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.

Моделирование углепотоков является важным этапом проектирования транспортной системы шахты. От того, насколько моделируемые углепотоки окажутся адекватными реальным, зависит эффективность работы шахты. В процессе эксплуатации шахты моделирование углепотоков служит инструментом совершенствования технологической системы шахтного транспорта.

Необходимость постоянного совершенствования методов моделирования забойных углепотоков вызвана изменениями характеристик грузопотоков по мере развития горного производства и оборудования, накоплением опытных и статистических данных, а также возрастающими возможностями вычислительной техники.

Обычно углепоток, поступающий из очистного забоя (ОЗ), представляется в виде произведения [1, 2, 3 и др.]:

$$Q(t) = Q'(t) \cdot Y(t), \quad (1)$$

где t — рабочее время работы ОЗ; $Q'(t)$ — непрерывный забойный углепоток, случайный процесс; $Y(t)$ — функция готовности ОЗ, $Y(t)=1$ при поступлении угля из ОЗ и $Y(t)=0$ в противном случае.

Большинство исследователей в качестве мерного интервала углепотоков Δt принимают одну минуту. При этом непрерыв-

ный минутный углепоток считают эргодическим нормальным случайным процессом и, для удобства его моделирования, однородным марковским с экспоненциальной автокорреляционной функцией:

$$R_{Q1}(r\Delta t) = D_{Q1} \exp[-|r\Delta t| / \tau_k], \quad (2)$$

где τ_k — время корреляции; D_{Q1} — дисперсия.

При мерных интервалах времени Δt , меньших 30 с, закон распределения не является нормальным [4].

Известна модель непрерывного в течение машинного времени t_1 работы ОЗ Δt -углепотока $Q_1(t_1, \Delta t)$, представляемого в виде временного ряда:

$$q_{1r} = cq_{1r-1} + \varepsilon_r, \quad (3)$$

где q_{1r} — реализация Δt -углепотока в момент времени t_{1r} , $t_{1r} = t_{1r-1} + \Delta t$; c — коэффициент участия значения q_{1r-1} в образовании q_{1r} , например, в работе [4] принимается $c=1-1/\tau_k$; ε_r — реализация случайной величины, распределенной по нормальному закону с математическим ожиданием (МОЖ), равным нулю, и среднеквадратическим отклонением (СКО) σ_ε , равным СКО грузопотока $Q_1(t_1)$.

Информация об оценке точности таких моделей, которые строятся в предположении

марковости процесса $Q_1(t_1)$ и не учитывают «предысторию» его развития, не известна.

Значения Δt -углепотока $Q(t)$, поступающего в течение рабочего времени, в силу дискретности процесса измерения, определяются в моменты рабочего времени t_j , $t_j = t_{j-1} + \Delta t$, $j=1, 2, \dots$.

Перерывы в поступлении груза из ОЗ (паузы) ввиду множества факторов, определяющих динамику этого процесса, в настоящее время не принято подразделять по причинам их возникновения. При этом предполагается, что продолжительности импульсов $t_{\text{и}}$ и пауз $t_{\text{п}}$ подчиняются экспоненциальному закону с плотностью распределения вероятностей [5]:

$$f_{\text{и}}(t_{\text{и}}) = \bar{t}_{\text{и}}^{-1} \exp[-|t_{\text{и}}| / \bar{t}_{\text{и}}]; \quad (4)$$

$$f_{\text{п}}(t_{\text{п}}) = \bar{t}_{\text{п}}^{-1} \exp[-|t_{\text{п}}| / \bar{t}_{\text{п}}], \quad (5)$$

где $\bar{t}_{\text{и}}$ и $\bar{t}_{\text{п}}$ — МОЖ длительностей импульсов и пауз.

Реализации продолжительностей импульсов и пауз, определяемые по методу обратной функции [6]:

$$t_{\text{и}} = \bar{t}_{\text{и}} \ln y; \quad (6)$$

$$t_{\text{п}} = \bar{t}_{\text{п}} \ln y, \quad (7)$$

где y — реализация случайной величины, равномерно распределённой в интервале значений $[0, 1]$.

При моделировании Δt -углепотоков в течение рабочего времени применяется следующий алгоритм определения $Y(t)$.

В начальный момент рабочего времени t_0 определяются реализация $t_{\text{и}}$ продолжительности импульса, время его окончания $S_{\text{и}} = S_{\text{п}} + t_{\text{и}}$, где $S_{\text{п}}$ — время окончания предшествующей паузы, которое в начальный момент времени полагается равным нулю.

При выполнении условия

$$t_j \geq S_{\text{и}} \quad (8)$$

принимается $Y(t_j) = 0$ (наступает пауза), определяются $t_{\text{п}}$ и $S_{\text{п}} = S_{\text{и}} + t_{\text{п}}$.

В процессе продолжающейся паузы при выполнении условия

$$t_j \geq S_{\text{п}} \quad (9)$$

осуществляется переход к импульсу, т. е. принимается $Y(t_j) = 1$, определяются $t_{\text{и}}$, время окончания импульса $S_{\text{и}}$ и т. д.

При такой логике моделирования $Y(t)$ и достаточно больших значениях Δt текущие значения t_j могут значительно превышать значения $S_{\text{и}}$ и $S_{\text{п}}$, что снижает точность моделирования.

Также ни в одной из известных работ не приводится анализ принимаемых при моделировании углепотоков допущений, методов построения, оценки точности и адекватности моделей. В частности, остаются неисследованными возможности применения для моделирования известных методов неопределённых коэффициентов (МНК) и авторегрессии (АР) 2-го и более высоких порядков.

Постановка задачи. Задачей исследования является совершенствование процесса моделирования забойных углепотоков на основе практического опыта.

Изложение материала и его результаты. При моделировании предполагается, что:

– непрерывный Δt -грузопоток $Q_1(t_1, \Delta t)$ является нормальным случайным процессом, его реализации q_{1r} определяются последовательно с шагом Δt в моменты времени $t_{1r} = t_{1r-1} + \Delta t$;

– реализации $t_{\text{и}}$ и $t_{\text{п}}$ длительностей соответственно импульсов и пауз имитируются по методу обратной функции.

Для лучшего приближения концов соответствующих Δt -интервалов к величинам $S_{\text{и}}$ и $S_{\text{п}}$ (см. формулы (8) и (9)) и, таким образом, повышения точности моделирования принимается интервал дискретизации времени τ , меньший Δt . Для удобства расчетов необходимо, чтобы Δt было кратным τ .

Моделируемый углепоток представляется в виде временного ряда. При этом выполняются следующие преобразования:

– рабочее время выражается целыми числами j ($j = \text{ent}(t_j / \tau)$), $j=0, 1, 2, \dots, j_{\text{max}}$,

$j_{\max} = \text{ent}(T/\tau)$, здесь $t_j = t_{j-1} + \tau$, T — заданная длина реализации случайного процесса $Q(t, \Delta t)$ (например, продолжительность смены) в заданных физических единицах времени;

– реализации q_{1j} непрерывного Δt -грузопотока $Q_1(t_1, \Delta t)$, отнесённые к мерному интервалу τ , определяются по формуле $q_{1j} = \tau q_1 / \Delta t$;

– реализации q_j минутного грузопотока в течение рабочего времени лавы принимают значения: q_{1j} , если груз поступает из ОЗ, и 0 — в противном случае;

– реализации I и P длительности соответственно импульсов и пауз, выражаемые в единицах времени τ и округляемые до ближайшего целого числа, определяются по формулам: $I = \text{ent}(t_n/\tau)$ и $P = \text{ent}(t_n/\tau)$, если соответственно $\text{frac}(t_n/\tau) < 0,5$ и $\text{frac}(t_n/\tau) < 0,5$, или $I = \text{ent}(t_n/\tau) + 1$ и $P = \text{ent}(t_n/\tau) + 1$ — в противном случае.

Логика моделирования забойного Δt -углепотока $Q(t)$ в течение рабочего времени t , т. е. с учётом перерывов в его поступлении из ОЗ, отражена на рисунке 1, где величины S_n и S_n , выражаемые в единицах времени τ , обозначаются SI и SP .

В соответствии с блок-схемой вначале (блоки 1–6) вводятся исходные данные и формируются реализация q_1 , затем реализация q_{1j} , продолжительности импульса t_n и I производительной работы ОЗ, признак производительной работы очистного забоя Y , который принимается равным единице, что означает поступление углепотока из ОЗ.

Организуется цикл определения реализаций q_j минутного углепотока с шагом τ на оси рабочего времени ОЗ (блоки 7, 27).

Внутри цикла проверяется выполнение условия поступления углепотока из ОЗ, т. е. соблюдения равенства $Y=1$, (блок 8).

При выполнении условия $Y=1$ через каждые $\Delta t/\tau$ единиц времени вычисляется очередная реализация q_1 и момент времени S вычисления следующей реализации q_1 . Формируется массив значений q_1 (блоки 9–11). Затем вычисляется реализация q_{1j} при поступлении груза из ОЗ (блок 12).

Реализация q_j углепотока на рабочем времени ОЗ принимается равной q_{1j} (блок 13). При выполнении условия $j > SI$ (блок 14), т. е. при прекращении поступления углепотока из ОЗ, принимается $Y=0$, вычисляются очередные реализации продолжительности паузы t_n и P , а также момент времени окончания паузы SP и S (блоки 15–19). Принимается $q_j=0$ (блок 20).

Проверяется условие возобновления поступления углепотока $j > SP$ (блок 21). При его выполнении принимается $Y=1$, вычисляются t_n , I и SI (блоки 22–25).

На каждом шаге цикла осуществляется формирование массива q_j .

После выхода из цикла производится статистическая обработка массивов q_1 и q_j (блок 28), а также печать результатов моделирования (блок 29).

Массив значений q_1 используется для определения статистических характеристик моделируемого непрерывного грузопотока: среднего m_{q_1} и оценки корреляционной функции $R_{q_1}(r\Delta t)$, $r=1, 2, 3, \dots$.

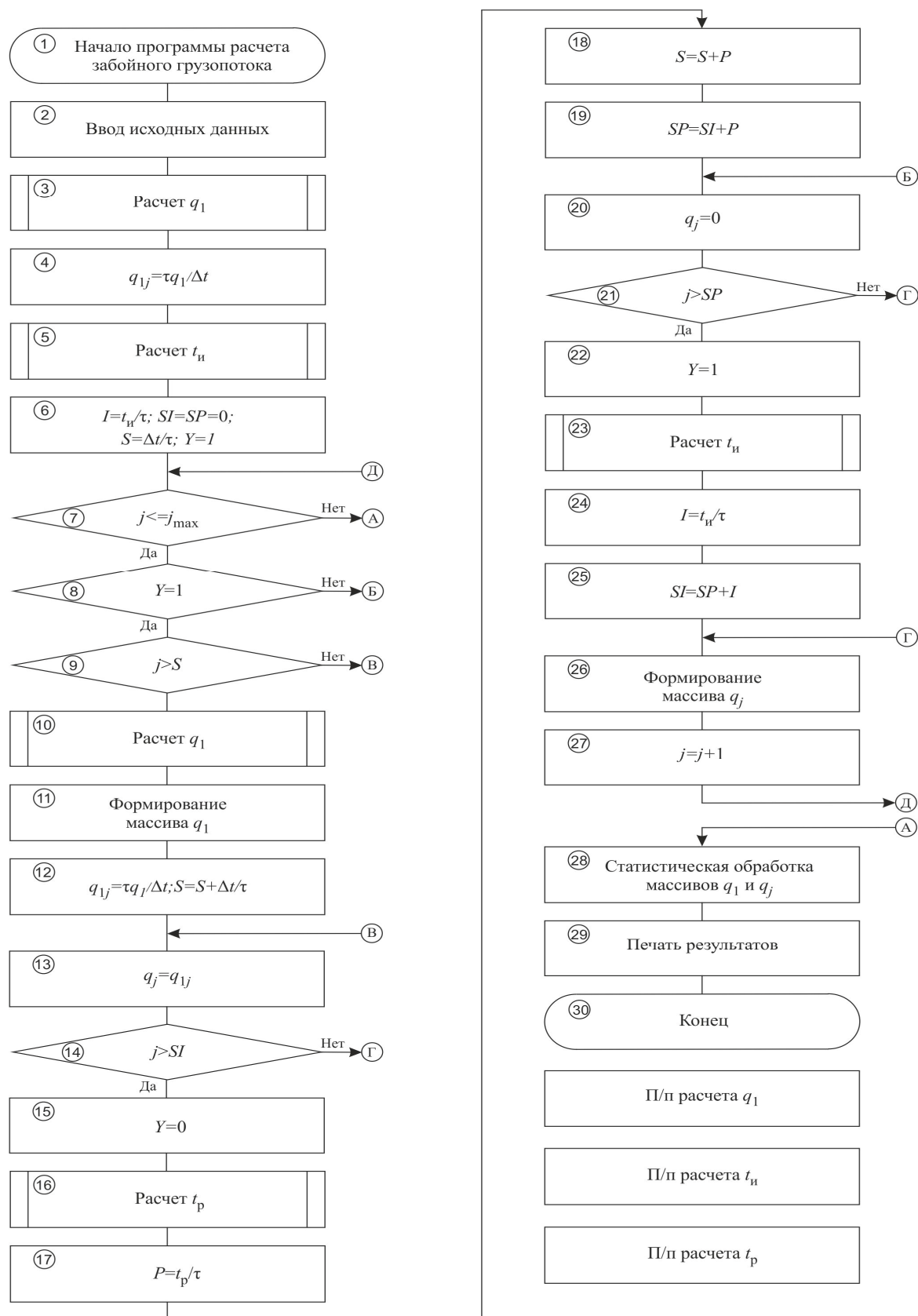
Моделирование реализаций q_1 (блок 10) осуществляется несколькими методами для сопоставления их возможностей.

В соответствии с МНК модель процесса представляется в виде [6]:

$$q_{1r} = m_{Q1} + \sum_{d=1}^n c_d u_{r-d+1}, \quad (10)$$

где r — номера реализаций грузопотока на оси машинного времени ОЗ; m_{Q1} — математическое ожидание процесса $Q_1(t_1)$; c_d — весовые (неопределённые) коэффициенты; u_{r-d+1} — программно реализованные нормально распределённые с математическим ожиданием, равным 0, и дисперсией, равной 1, некоррелированные псевдослучайные числа; n — порядок модели (число слагаемых, обеспечивающее заданную точность вычисления).

Числа u_{r-d+1} определяются в соответствии с центральной предельной теоремой теории вероятностей по формуле [6]:

Рисунок 1 Блок-схема моделирования забойного грузопотока $Q(t)$

$$u_{r-d+1} = \sqrt{12/m} (\sum_{i=1}^m a_{r,d,i} - m/2), \quad (11)$$

где $a_{r,d,j}$ — псевдослучайные числа, равномерно распределённые в интервале $(0, 1)$; m — число слагаемых, обычно принимается $m=12$.

Коэффициенты c_d определяются в результате решения системы нелинейных алгебраических уравнений:

$$\sum_{d=1}^{n-l} c_d c_{d+1} - R_{Q1}(l\Delta t) = 0, \quad (12)$$

$$l = 0, 1, \dots, n-1.$$

Система уравнений (12) решается итерационными методами. Нами рекомендуется метод Ньютона, в соответствии с которым последовательные приближения $c_{d,i}$ ($i=0, 1, 2, \dots$), начиная с выбранного начального приближения $c_{d,0}$, определяются в процессе решения системы уравнений:

$$f_{l,i-1} + \sum_{d=1}^n \frac{df_{l,i-1}}{dc_d} (c_{d,i} + c_{d,i-1}) = 0, \quad (13)$$

$$l = 0, 1, \dots, n-1,$$

где $c_{d,i-1}$ и $c_{d,i-1}$ -е и i -е приближения коэффициента c_d ; $f_{l,i-1}$ и $df_{l,i-1}/dc_d$ — левые части уравнений (12) и соответствующие им частные производные по c_d , полученные на $i-1$ -м шаге вычислений.

Система уравнений (13) с учётом уравнений (12) представляется в виде:

$$\sum_{d=1}^{n-l} c_{d,i+1} c_{d+l,i} + \sum_{d=1}^n c_{d+l,i+1} c_{d,i} -$$

$$- \sum_{d=1}^n c_{d,i} c_{d+l,i} = R_{Q1}(l\Delta t), \quad (14)$$

$$l = 0, 1, \dots, n-1.$$

Решение системы уравнений (14) на каждом шаге приближений может осуществляться любым известным методом, например, стандартным методом Гаусса или по компактной схеме исключения неизвестных. Расчёты заканчиваются, если выполняется условие:

$$\frac{1}{n} \sqrt{\sum_{d=1}^n (c_{d,i} - c_{d,i-1})^2} - \delta \leq 0, \quad (15)$$

где δ — заданная точность решения системы ($\delta > 0$).

Грузопоток может быть также реализован как процесс авторегрессии [7]. В этом случае случайный процесс заполнения конвейера грузом происходит в прямой зависимости от предшествующих значений временного ряда. В общем случае процесс авторегрессии можно представить следующим образом:

$$\tilde{q}_{1r} = c_1 \tilde{q}_{1r-1} + c_2 \tilde{q}_{2r-1} + \dots + c_n \tilde{q}_{nr-1} + \varepsilon_r, \quad (16)$$

где \tilde{q}_{1r-k} — отклонения соответствующих q_{1r-k} от m_{Q1} , $k=1, 2, \dots, n$; n — порядок авторегрессии; c_1, c_2, \dots, c_n — параметры авторегрессии; ε_r — реализация (импульс) случайной величины, подчиняющейся нормальному закону распределения с нулевым средним и некоторой дисперсией σ_ε^2 .

Параметры авторегрессии определяются в результате решения системы линейных уравнений Юла-Уокера порядка n :

$$\rho_k = \sum_{d=1}^k c_d \rho_{k-d}, \quad k = 0, 1, \dots, n, \quad (17)$$

где ρ_k — значение заданной нормированной автокорреляционной функции, $\rho_k = R_{Q1}(k\Delta t) / \sigma_{Q1}^2$; σ_{Q1}^2 — дисперсия процесса $Q_1(t_1)$.

Дисперсия величины ε :

$$\sigma_\varepsilon^2 = \sigma_{Q1}^2 (1 - c_1 \rho_1 - c_2 \rho_2 - \dots - c_n \rho_n). \quad (18)$$

В качестве примера на рисунке 2 приводятся фрагменты диаграмм забойного углепотока, поступающего в течение рабочего времени, и его непрерывной компоненты, моделируемой посредством авторегрессии 20-го порядка. Принимались следующие типичные исходные данные: МОЖ непрерывного забойного минутного грузопотока — 3,41 т/мин; дисперсия —

$1 \text{ т}^2/\text{мин}^2$ (коэффициент вариации $v = 0,3$); время корреляции — 4 мин; математические ожидания длительностей поступления и отсутствия груза соответственно 5 и 7 мин, интервал дискретизации времени $\tau = 5 \text{ с}$, $j_{\max} = 10^3$.

Полученные диаграммы забойных углепотоков не противоречат представлениям о механизме их образования, а также известным экспериментальным данным.

Точность моделирования непрерывных минутных грузопотоков в рамках принятых допущений оценивается в результате сопоставления оценок m_{q1} , $R_{q1}(r\Delta t)$, полученных для моделируемого временного ряда q_{1r} , и соответствующих исходных статистических характеристик m_{Q1} , $R_{Q1}(r\Delta t)$. Относительная погрешность определения $R_{q1}(r\Delta t)$:

$$\varepsilon = \frac{|R_{Q1}(r\Delta t) - R_{q1}(r\Delta t)|}{R_{Q1}(r\Delta t)} \cdot 100 \text{ \%}.$$

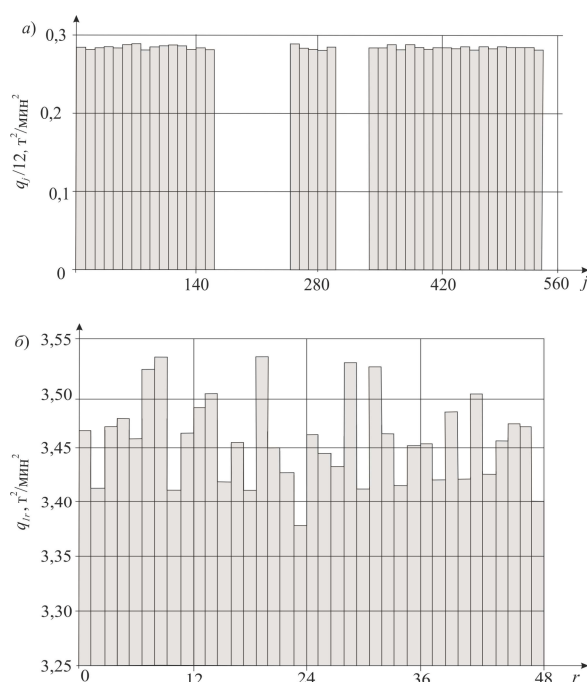


Рисунок 2 Фрагменты диаграмм моделируемых минутных забойных углепотоков: а) q_j ; б) q_{1r}

Оценки корреляционных функций непрерывного минутного грузопотока, моделируемого с применением моделей авторегрессии различного порядка n , а также, для сравнения, упрощенной модели авторегрессии 1-го порядка (формула (3)), полученные в результате статистической обработки массивов q_1 (см. блок-схему на рис. 1), представлены на рисунке 3. При $n=20$ погрешность составила 7,2 %. При $n=1$, что отвечает предположению о марковости процесса, наблюдается наибольшая погрешность 40,6 %, в случае применения упрощенной модели авторегрессии 1-го порядка — 54 %. По мере увеличения порядка модели точность повышается.

Оценки корреляционных функций непрерывного минутного грузопотока, моделируемого с применением моделей авторегрессии, по методу неопределенных коэффициентов, а также в соответствии с моделью, рассматриваемой в работе [4] (формула (3)), приведены на рисунке 4.

Аналогично определяются погрешности вычисления m_{q1} и других величин.

Погрешности при определении оценки МОЖ m_{q1} для различных вариантов моделей авторегрессии различного порядка n незначительны и не превышают 2 %.

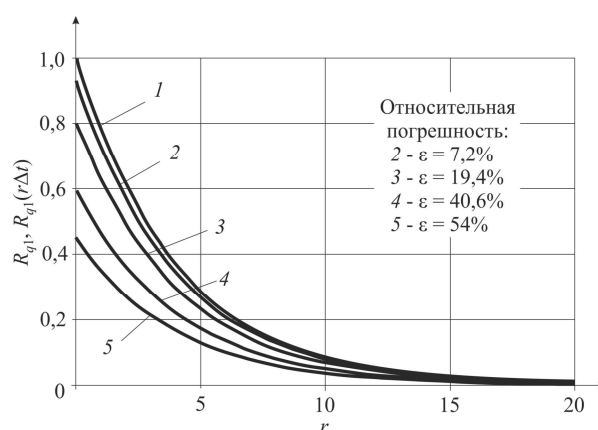


Рисунок 3 Корреляционные функции непрерывного минутного грузопотока, моделируемого по методу авторегрессии: 1 — R_{Q1} ; 2 — $n=20$; 3 — $n=10$; 4 — $n=1$; 5 — модель (3)

Полученные с применением методов АР и неопределенных коэффициентов результаты позволяют считать эти методы практически равноценными.

Для оценки влияния τ сравниваются заданные МОЖ и полученные в результате моделирования оценки МОЖ импульсов и пауз в поступлении грузопотока. Точность вычисления оценок величин \bar{t}_n и \bar{t}_i составила 6,8 % и 0,1 % соответственно, что подтверждает правильность уменьшения интервала дискретизации времени в 12 раз.

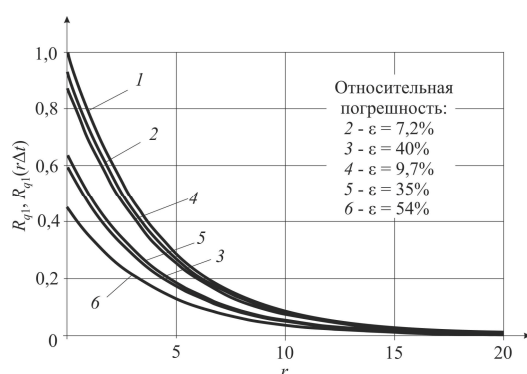


Рисунок 4 Корреляционные функции непрерывного минутного грузопотока, моделируемого различными методами:

- 1 — R_{Q1} ; 2–5 — R_{q1} ; 2 — АР, $n=20$;
3 — МНК, $n=20$; 4 — МНК, $n=1$;
5 — АР, $n=1$; 6 — модель (3)

Влияние на точность моделирования значений величин n , j_{\max} , τ и методов моделирования q_1 оценивалось для широкого диапазона на характеристик грузопотоков. Принимались

$\bar{t}_n = 5 \dots 20$ мин, $\bar{t}_i = 2 \dots 9$ мин, $\tau_k = 4 \div 20$ мин, $m_{q1} = 1,5 \dots 7$ т/мин и коэффициент вариации минутных грузопотоков $v = 0,1 \dots 0,45$.

Например, изменение времени корреляции с 4 до 20 мин приводит к увеличению величины относительной погрешности вычисления МОЖ для АКФ ($n=20$) с 3,8 до 7,2 %.

Начиная с $j_{\max} = 10^3$ точность моделирования практически не повышается.

Выводы и направление дальнейших исследований.

1. Применение для имитационного моделирования непрерывной составляющей забойного углеструйного линейных моделей неопределенных коэффициентов или авторегрессии достаточно высокого порядка позволяет отказаться от предположения о марковости данного случайного процесса, добиваясь повышения адекватности модели.

2. Для проверки адекватности модели и точности имитационного моделирования непрерывной составляющей забойного углеструйного необходимо производить сопоставление задаваемых и полученных в результате моделирования статистических характеристик углеструйных потоков.

3. Для лучшего согласования принятого мерного интервала минутного грузопотока с продолжительностью имитируемых импульсов и пауз и, таким образом, повышения точности моделирования рекомендуется уменьшать интервал дискретизации времени в 12 раз.

Библиографический список

1. Кариман, С. А. Моделирование и оптимизация производственных процессов при добыче угля [Текст] / С. А. Кариман, А. В. Брайцев, В. М. Шрамко. — М. : Наука, 1975. — 135 с.
2. Заика, В. Т. Влияние регулируемого привода на грузопотоки и энергоэффективность системы шахтного конвейерного транспорта [Текст] / В. Т. Заика, Ю. Т. Разумный, В. Н. Прокуда // Науковий вісник Національного гірничого університету. — 2015. — № 3. — С. 82–88.
3. Дьяченко, В. П. Вероятностное представление грузопотоков при расчётах ленточных конвейеров горных предприятий [Текст] / В. П. Дьяченко // Горное оборудование и электромеханика. — М. : Новые технологии, 2009. — № 1. — С. 53–55.
4. Инструкция по использованию специализированной программы «Конвейерный транспорт» для расчётов нагрузок действующих и вновь вводимых конвейерных линий [Текст]. — М. : ИГД им. А. А. Скочинского, 1981. — 95 с.

5. Красников, Ю. Д. Повышение надёжности горных выемочных машин [Текст] / Ю. Д. Красников, С. В. Солод, Х. И. Хазанов. — М. : Недра, 1989. — 215 с.
6. Потапов, В. Д. Имитационное моделирование производственных процессов в горной промышленности [Текст] / В. Д. Потапов, А. Д. Яризов. — М. : Высш. школа, 1981. — 191 с.
7. Бокс, Дж. Анализ временных рядов. Прогноз и управление. Выпуск 1 [Текст] / Дж. Бокс, Г. Дженкинс. — М. : Мир, 1974. — 408 с.

© Корнеев С. В.

© Доброногова В. Ю.

© Долгих В. П.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. ММК ДонГТУ Ульяницким В. Н., к.т.н., доц., и.о. зав. каф. ГЭМиТС СУНИГОТ «ЛНУ им. В. Даля» Петровым А. Г.

Статья поступила в редакцию 26.02.18.

д.т.н. Корнеев С. В., Доброногова В. Ю., Долгих В. П. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР)

ДОСВІД МОДЕЛЮВАННЯ ЗАБІЙНИХ ВУГЛЕПОТОКІВ

Наведено аналіз використання лінійних моделей невизначених коефіцієнтів та авторегресії різного порядку для імітаційного моделювання вибійного вуглепотoku. Показано, що запропоновані моделі мають великий відсоток збіжності. Вуглепотoki на основі моделей невизначених коефіцієнтів та авторегресії високого порядку дозволяють відмовитися від припущення щодо марковості даного випадкового процесу.

Ключові слова: вуглепотік, метод невизначених коефіцієнтів, метод авторегресії, випадковий процес.

Dr. Tech. Sci. Korneiev S. V., Dobronogova V. Yu., Dolgykh V. P. (DonSTU, Alchevsk, LPR)

MODELLING EXPERIENCE FOR THE FACE COALFLOW

There has been given the analysis of using the linear models of indefinite coefficients and autoregressions of various order for simulation modelling for the face coalflow. It is proved that proposed models have a high convergence rate. The coalflow based on models of indefinite coefficients and the high order autoregression allow refusing hypothesis of this random Markovian character.

Key words: coalflow, method of indefinite coefficients, autoregression method, random process.

УДК 622.83:622.023.23

к.т.н. Аверин Г. А.,
д.т.н. Клишин Н. К.,
к.т.н. Смекалин Е. С.,
Корецкая Е. Г.

(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР, balgala@ukr.net)

ВЛИЯНИЕ КРЕПКИХ ПОРОД НА МАКСИМАЛЬНЫЕ ОСЕДАНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ В УСЛОВИЯХ ШАХТЫ № 5 Ш/У «ВОРОШИЛОВСКОЕ»

Приведены результаты исследования максимальных оседаний земной поверхности с учётом чередования крепких пород, выраженные в процентном отношении к глубине ведения очистных работ, путем моделирования и натурных наблюдений подрабатываемой железной дороги.

Ключевые слова: математическое моделирование, метод конечных элементов, максимальные оседания земной поверхности, процентное содержание, крепкие породные слои.

Актуальность. Прогноз сдвижения земной поверхности рассчитывается в соответствии с нормативным документом [1]. Данная методика учитывает влияние крепких пород (песчаник, известняк и т. д.), залегающих в подрабатываемой толще, только косвенно (q_0 — относительная величина максимального оседания). Основными исходными данными для этой методики являются: мощность вынимаемого пласта, отношение ширины выработанного пространства к глубине разработки, угол падения пласта, метаморфизм залегающих пород и др.

Решить эту проблему возможно, используя фактические инструментальные наблюдения за сдвижением земной поверхности, вызванным ведением очистных работ при отработке тонких и средней мощности толстых угольных пластов, и математическое моделирование (например метод конечных элементов), которые позволяют достичь высокой точности [2]. При определении величины сдвижения земной поверхности математическим методом создаются расчетные схемы, которые учитывают слоистость, чередование слабых, крепких слоев и прослоек, существенно влияющие на параметры процесса сдвижения [3].

Цель исследования — учесть влияние крепких пород подработанной толщи при определении максимальных оседаний земной поверхности.

Учёт влияния крепких пород подработанной толщи определен путем сравнения максимальных значений, которые получены тремя методами: нивелированием железной дороги, моделированием методом конечных элементов и вычислением по методике «Правил ...». [1].

Первый метод: проводилась нивелировка железной дороги, которая расположена перпендикулярно подвиганию лавы № 352 пласта i_3 в горно-геологических условиях шахты № 5 ш/у «Ворошиловское» ПО «Ровенькиантрацит» в 1999–2000 гг. Расстояние между реперами составляло 30 м. Замеры проводили раз в квартал.

Второй метод: вычисления проводились на плоских моделях с помощью программного вычислительного комплекса «Лира», реализующего метод конечных элементов. Были созданы три расчетные схемы: первая — максимально учитывает фактические горно-геологические и горнотехнические условия подрабатываемой толщи, в которой содержание крепких пород составляет 29 %, с учетом угольных пластов и прослоек; вторая — породные слои заменены на крепкие породы (песчаники и известняки — 100 %); и третья — породные слои заменены на аргиллиты (при полном отсутствии крепких пород — 0 %).

Процесс оседания земной поверхности моделировался с учетом пошагового подвигания

очистного забоя, шаг выемки — 30 м, что в среднем соответствует подвиганию лавы за месяц. При этом поведение пород максимально приближено к упругопластическому деформированию. Модели учитывали увеличение объема разрушенных и обрушенных пород путем подстановки на место пошагово вынутых элементов новых элементов с прочностными свойствами, соответствующими обрушенным породам [4]. Расчетная модель имеет размеры 3466 м по простиранию и 728 м по глубине. Размеры конечных элементов назначались в зависимости от мощности угольных пластов, пропластков и вмещающих пород. Размер элемента в моделях по мощности составляет от 0,2 до 7,5 м. Размер элементов по простиранию — 5 м. Модели состоят из 127332 элементов. Тип конечных элементов — физически нелинейный, универсальный, прямоугольный конечный элемент (КЭ) плоской задачи (грунт). Критерий разрушения определялся теорией прочности Кулона-Мора для грунтов. Моделируемая подработанная толща пород была представлена чередующимися слоями различных типов пород, отличающимися между собой деформационными характеристиками, соответствующими стратиграфической колонке, полученной в результате бурения разведочных скважин. Физико-механические характеристики угля и вмещающих его пород приведены в таблице 1. Для моделирования изменения свойств обрушенных во времени пород использован процессор «МОНТАЖ».

Третий метод: прогнозируемые максимальные оседания, полученные в результате вычислений по методике [1].

Пласт i_3 сложного строения, вынимаемая мощность в среднем составляет 1,0 м, угол падения на выемочном участке изменяется от 2° до 4°. Глубина расположения лавы — 500 м. Выемка антрацита проводилась механизированным комплексом КМК-97. Средняя скорость подвигания очистного забоя 30 м/мес.

Выкопировка с плана исследуемого участка представлена на рисунке 1. Модели составлялись вдоль отработки лавы № 352, полу-

ченные оседания отображены на рисунке 2. Железная дорога пересекает эту лаву практически перпендикулярно. Для подтверждения правильности моделей были сравнены оседания, полученные на первой модели, с фактическими в месте пересечения с железной дорогой (рис. 3), максимальное отклонение составляет от 3 до 6 %. Соответственно, данные, полученные в результате моделирования первой модели (29 % крепких пород), в дальнейшем можно использовать как фактические. Расчетные максимальные значения превышают фактические не более чем в 0,5 раза.

Результаты максимальных оседаний земной поверхности, полученные разными методами, представлены в таблице 2.

Таблица 1
Физико-механические характеристики 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
угольный пласт	$0,5 \cdot 10^4$	0,3	3,4	37

Таблица 2
Максимальные оседания земной поверхности, полученные различными методами

Отношение ширины выработанного пространства Д к глубине разработки Н	Максимальные оседания, мм				
	Фактические	Нормативные	Полученные на моделях (при содержании песчаника)		
			0 %	29 %	100 %
0,96	128	259	130	125	92
1,6	205	345	250	210	180
1,68	245	351	320	239	198
1,77	281	351	345	278	215
2,0	330	351	378	326	240

Выкопировка с плана горных работ по пласту i_3 шахты №5 ш/у Ворошиловское

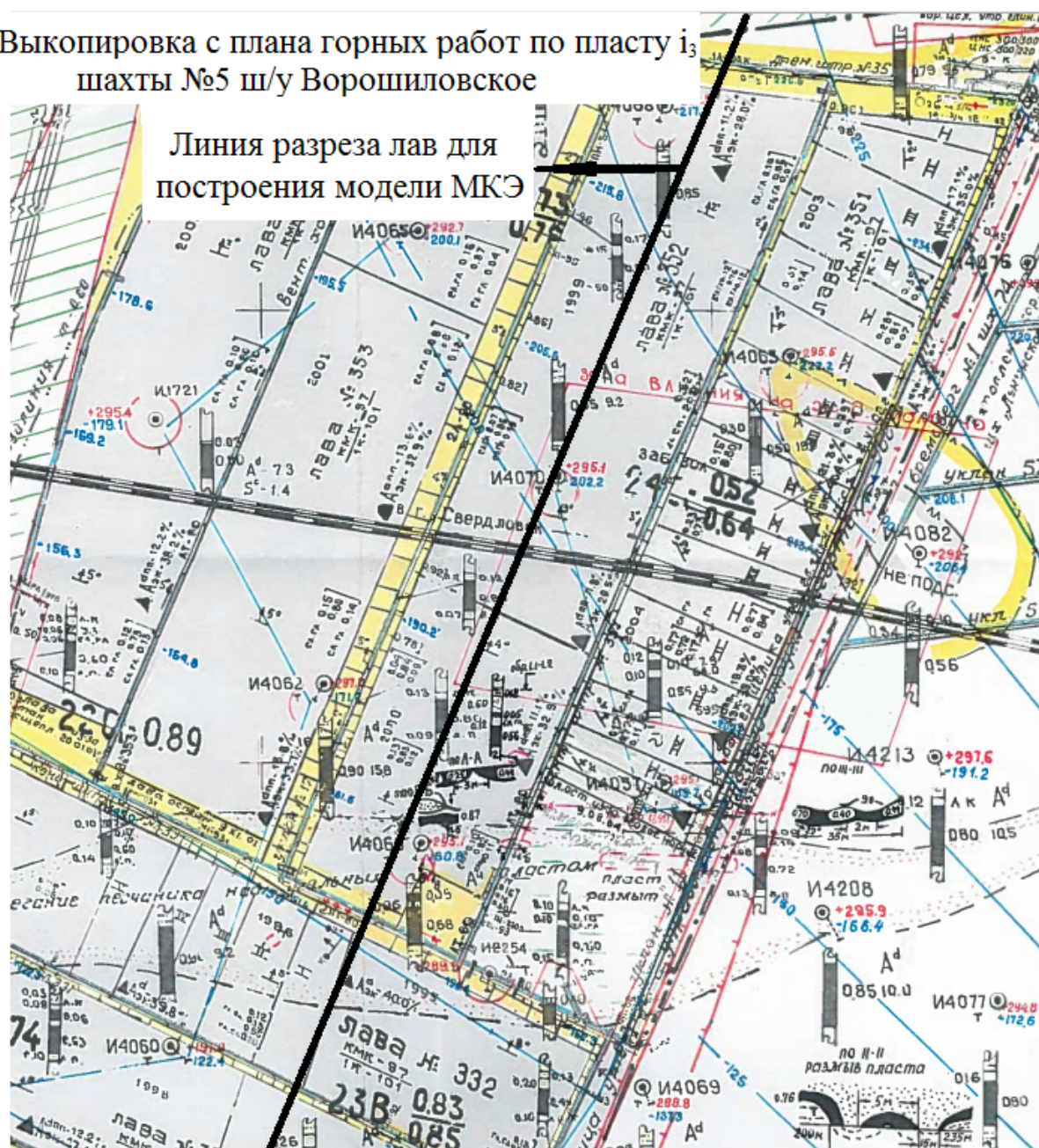


Рисунок 1 Выкопировка с плана горных работ пласта i_3 ш/у "Ворошиловское"

Путём интерполяции зависимостей максимальных оседаний земной поверхности от отношения ширины выработанного пространства к глубине разработки по данным моделей, содержащих 0 %, 29 % и 100 % крепких пород в подрабатываемой толще, получены зависимости максимальных оседаний при других процентных содержаниях крепких пород, представленных на рисунках 4 и 5.

На основании сравнения максимальных оседаний, полученных на моделях и рассчитанных по нормативному документу [1], определены поправочные коэффициенты, позволяющие учесть содержание крепких пород (табл. 3), которые можно ввести в «Правила подработки зданий, сооружений и водных объектов при отработке угля подземным способом» [1].

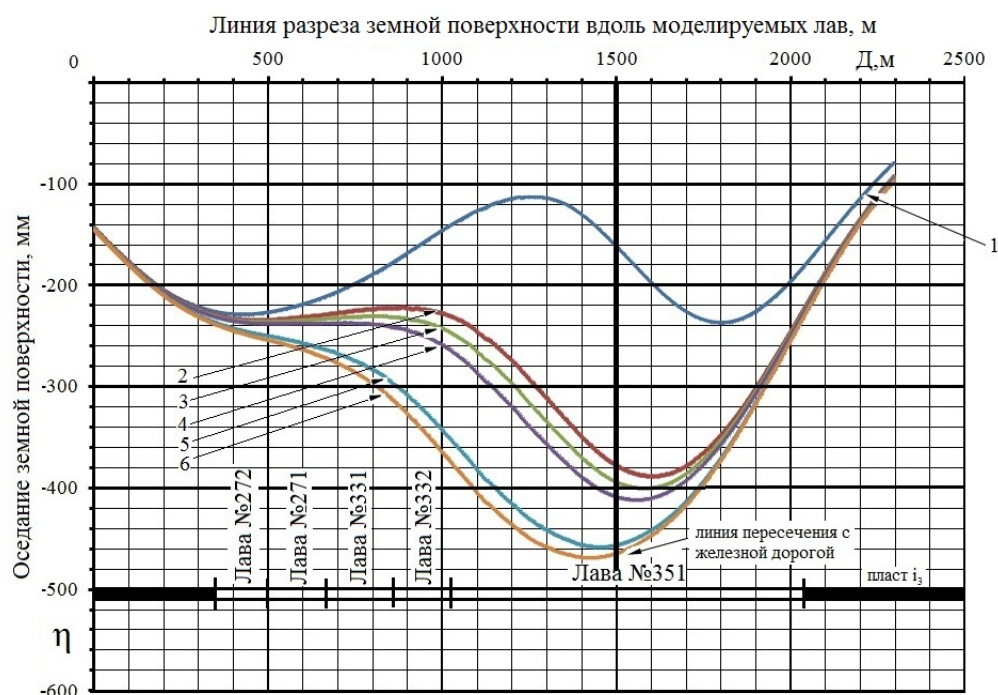


Рисунок 2 Оседания земной поверхности, полученные на первой модели (1, 2, 3, 4, 5, 6 — оседания земной поверхности при отработке лавы № 352 соответственно 480 м, 810 м, 840 м, 870 м, 990 м и 1020 м)

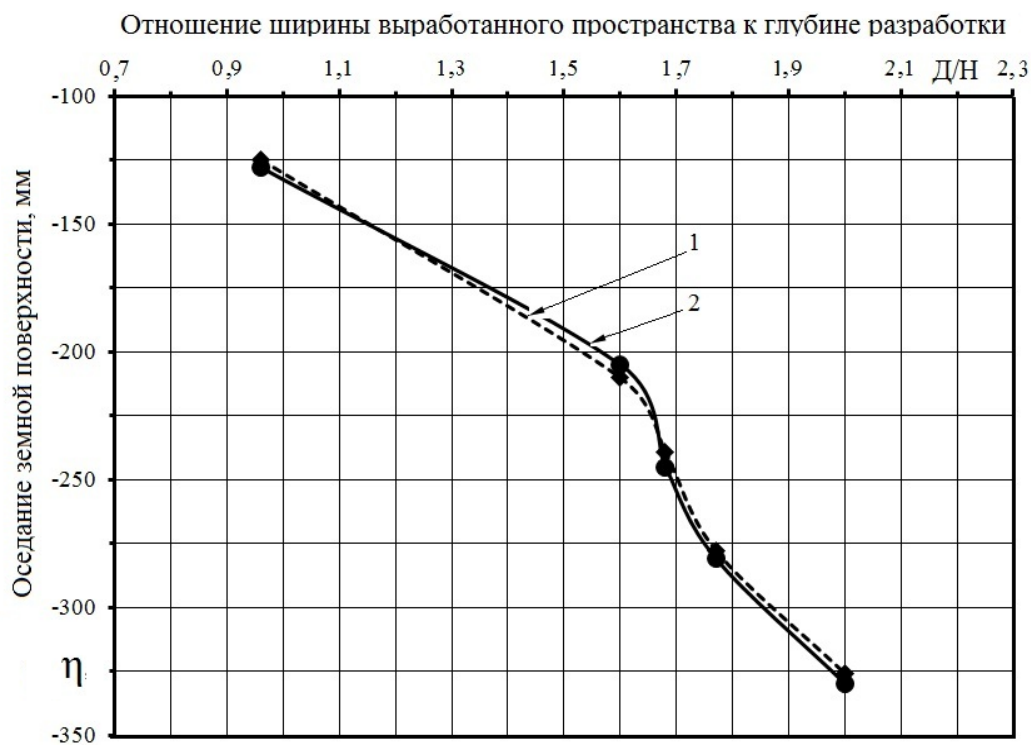


Рисунок 3 Оседание в месте пересечения железной дорогой (1 — оседания, полученные на модели, 2 — фактические оседания)

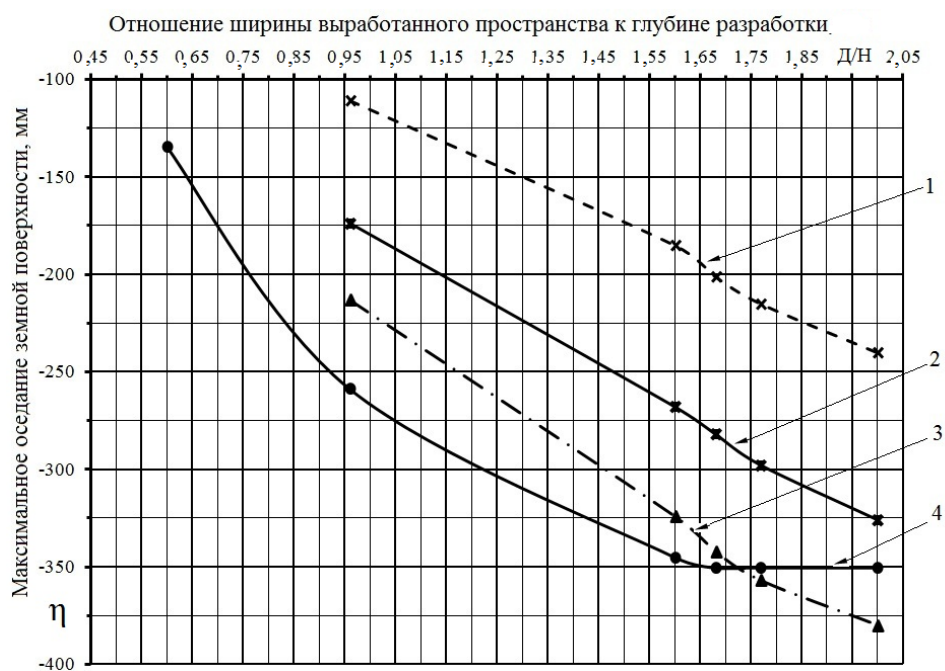


Рисунок 4 Зависимость максимальных оседаний земной поверхности от соотношения ширины выработанного пространства D к глубине разработки H угольного пласта (1, 2, 3 — зависимости максимальных оседаний от D/H , полученных при математическом моделировании, соответственно при содержании крепких пород в 100 %, 29 % и 0 %; 4 — зависимость максимальных оседаний от D/H , вычисленных по методике «Правил ...»)

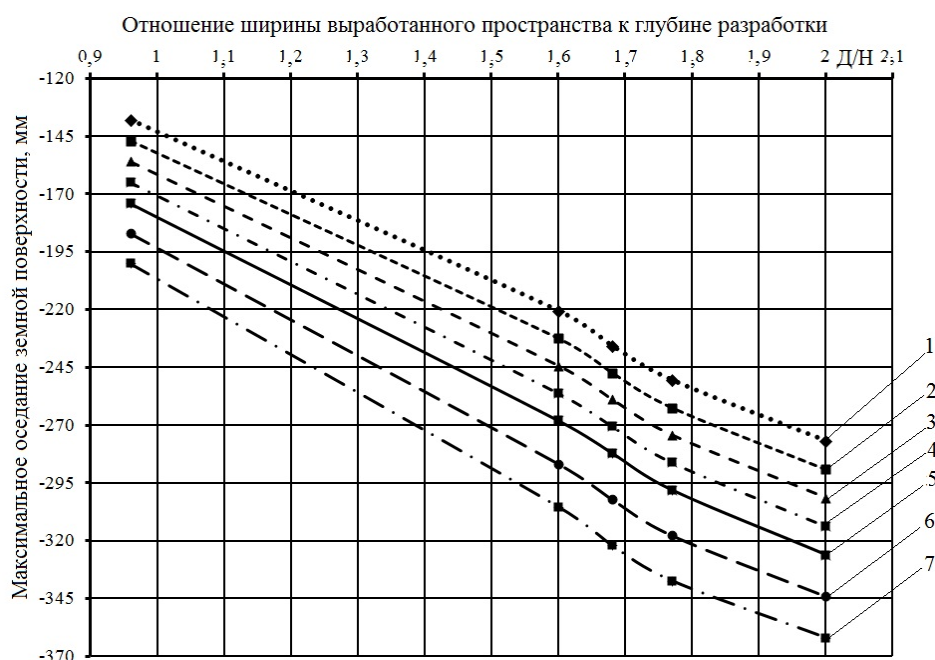


Рисунок 5 Зависимости максимальных оседаний земной поверхности от соотношения ширины выработанного пространства D к глубине H при разном содержании крепких пород в подработанной толще (1 — 70 %; 2 — 60 %; 3 — 50 %; 4 — 40 %; 5 — 29 %; 6 — 20 %; 7 — 10 %)

Таблица 3

Поправочный коэффициент в максимальные оседания, вычисленные по нормативной методике, при различном процентном содержании песчаника в подработанной толще

Д/Н	Содержание крепких пород в земной толще, %						
	70	60	50	40	30	20	10
0,96	1,88	1,76	1,66	1,57	1,49	1,38	1,29
1,6	1,56	1,45	1,41	1,35	1,29	1,20	1,13
1,68	1,49	1,42	1,35	1,30	1,24	1,16	1,09
1,77	1,40	1,34	1,28	1,22	1,18	1,10	1,04
2,0	1,27	1,21	1,16	1,12	1,08	1,02	0,97
Среднее знач.	1,52	1,44	1,37	1,31	1,25	1,17	1,10

Выводы.

При прогнозировании сдвижений земной поверхности необходимо учитывать все крепкие слои пород и их чередование, от отрабатываемого пласта до поверхности.

При сравнении результатов максимальных оседаний, рассчитанных по «Правилам ...» [1] и путём математического моделирования, получены поправочные коэффициенты, которые

позволяют учесть слои крепких пород, на примере разработки угольного пласта i_3 в условиях бывшей шахты № 5 ш/у «Ворошиловское» ПО «Ровенькиантрацит».

Скорректированное максимальное оседание позволит повысить точность вычисления остальных параметров сдвижений и деформаций в точках главных сечений мульд по «Правилам ...» [1].

Библиографический список

1. ГСТУ 101.00159226.001 Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом [Текст] : Мінпаливноенерго України. — Київ, 2004. — 127 с. — (Галузевий стандарт України).
2. 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. — Киев, 2016. — № 8. — С. 4–7.
3. Аверин, Г. А. Влияние слоистости на оседание земной поверхности [Текст] / Г. А. Аверин, П. Н. Кирьязов, О. Г. Доценко // Уголь Украины. — Киев, 2010. — № 10. — С. 34–35.
4. Аверин, Г. А. Механические характеристики пород кровли [Текст] / Г. А. Аверин, П. Н. Кирьязов, О. Г. Доценко // Уголь Украины. — Киев, 2010. — № 4. — С. 38–40.

© Аверин Г. А.
 © Клишин Н. К.
 © Смекалин Е. С.
 © Корецкая Е. Г.

Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. РМПИ ДонГТУ Леоновым А. А., инженером ш/у «Ровеньковское» Краснянским А. Б.

Статья поступила в редакцию 11.01.18.

к.т.н. Аверін Г. О., д.т.н. Клішин М. К., к.т.н. Смекалін Є. С., Корецька О. Г. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР, balgala@ukr.net)

ВПЛИВ МІЦНИХ ПОРІД НА МАКСИМАЛЬНІ ОСІДАННЯ ЗЕМНОЇ ПОВЕРХНІ В УМОВАХ ШАХТИ № 5 Ш/У «ВОРОШИЛОВСЬКЕ»

Наведено результати дослідження максимальних осідань земної поверхні з урахуванням чергування міцних порід, які виражені в процентному відношенні до глибини ведення очисних робіт, шляхом моделювання та натурних спостережень за залізницею, що підроблялася.

Ключові слова: математичне моделювання, метод кінцевих елементів, максимальні осідання земної поверхні, процентний вміст, міцні породні шари.

PhD Averin G. A., Doctor of Tech. Sc. Klischin N. K., PhD Smekalin E. S., Koretskaia E. G. (DonSTU, Alchevsk, LPR)

HARD ROCKS INFLUENCE ON MAXIMUM EARTH CRUST SUBSIDENCE IN THE CONDITIONS OF MINE № 5 «VOROSHILOVSKOE»

The research results of maximum earth crust subsidence are shown considering hard rock alternations presented in percentage ratio to a depth of coal-face working by modeling and field observations for the undermined railway.

Key words: mathematical modeling, finite element method, maximum earth crust subsidence, percentage, hard rock layers.

УДК 622.273 3 41

к.т.н. Павлов В. И.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР, pavlow2005@rambler.ru)

ОСОБЕННОСТИ ИЗВЛЕЧЕНИЯ ШАХТНОГО МЕТАНА В ЗОНАХ МЕЛКОАМПЛИТУДНОЙ СКЛАДЧАТОСТИ

По шахтным данным построены цифровые совмещённые модели рельефа угольного пласта и метанообильности. Установлено, что в выпуклых частях мелкоамплитудной складчатости метанообильность выемочных участков возрастает, а в вогнутых — уменьшается. Предложено в зонах мелкоамплитудной складчатости пласта корректировать шаг заложения дегазационных скважин для снижения неравномерности дебита метана в дегазационных сетях и повышения объёмов его утилизации.

Ключевые слова: шахтный метан, мелкоамплитудные нарушения, геоинформационная система, цифровая модель, поверхность, угольный пласт, метанообильность, дегазация, скважины, заложение, шаг.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

Парниковый эффект от метана более чем в 20 раз выше парникового эффекта от углекислого газа. Установлено, что метан является одним из разрушителей озонового слоя планеты. Согласно статистике, с начала прошлого века концентрация метана в атмосфере возросла в два раза и продолжает увеличиваться. В связи с этим совершенствование технологии извлечения метана угольных месторождений не только повышает эффективность подземной добычи угля, но и способствует улучшению глобальной экологической ситуации на планете.

Во время подземной отработки угольных пластов метан, выделяющийся из обнажённых поверхностей в вентиляционную струю, из-за отсутствия технологий утилизации выбрасывается в атмосферу. Метан, извлекаемый с помощью подземной и поверхностной дегазационных технологий, можно утилизировать, если его концентрация превышает взрывоопасную и составляет не менее 30 %. На большинстве шахт добываемый метан не соответствует этим требованиям и поэтому не утилизируется. Проблема заключается в том, что метан в углепородном массиве рассредоточен крайне неравномерно. Поэтому для повышения эффективности дегазации требуется

более детальный подход к обоснованию мест заложения как поверхностных, так и подземных дегазационных скважин.

Анализ исследований и публикаций. Многие виды нарушений являются природными ловушками для метана. Например, антиклинальные ловушки обусловлены наличием трещинно-поровых породных коллекторов тектонического происхождения и породных слоёв-покрышек [1]. Пластичные аргиллиты и известняки препятствуют миграции метана к земной поверхности и способствуют его накоплению в нижележащих породах-коллекторах. Обратная форма у синклиналей вызывает миграцию метана по породам-коллекторам и снижает природную метаноносность массива. Крупные трудно переходимые выемочной техникой геологические нарушения не включаются в площадь выемки. Известно, что мелкоамплитудные пликативные нарушения встречаются практически повсеместно. Оценка их влияния на метанообильность необходима для обоснования выбора мест заложения дегазационных скважин. В проектах дегазации скважины располагаются равномерно по длине выемочного участка с шагом согласно [2].

Целью данной работы является оценка связи пликативных нарушений угольного пласта с метанообильностью выемочного

участка для обоснования рациональных мест заложения дегазационных скважин.

Изложение материала и его результаты.

Решить поставленную задачу позволяет современное компьютерное программное обеспечение — геоинформационные системы (ГИС) типа SURFER [3]. Порядок исследований таков:

1. Строится трёхмерная модель поверхности (по кровле и или по почве) угольного пласта с координатами: X , Y — относительные координаты по плану горных работ, Z — высотные отметки почвы пласта.

2. Строится трёхмерная модель поверхности метанообильности отработанных выемочных участков, совмещённая с координатами поверхности угольного пласта: X , Y — относительные координаты по

плану горных работ, Z — значение метанообильности.

3. Полученные две поверхности совмещаются по координатам X и Y , и делается их общий разрез вдоль координаты Z и заданной линии А-А на плоскости X , Y .

4. По полученному разрезу составляется исследовательская база данных — координаты Z почвы пласта и соответствующие этим координатам значения Z метанообильности.

Исследования проводились по данным отработки пласта l_2^B шахты им. газеты «Известия» ГП «Донбассантрацит» (рис. 1).

Выемка пласта антрацита мощностью 0,9 м производилась механизированными комплексами МК-97. Угол падения пласта составлял 3–6°. Метановыделение из выработанного пространства составляло 75–90 %.

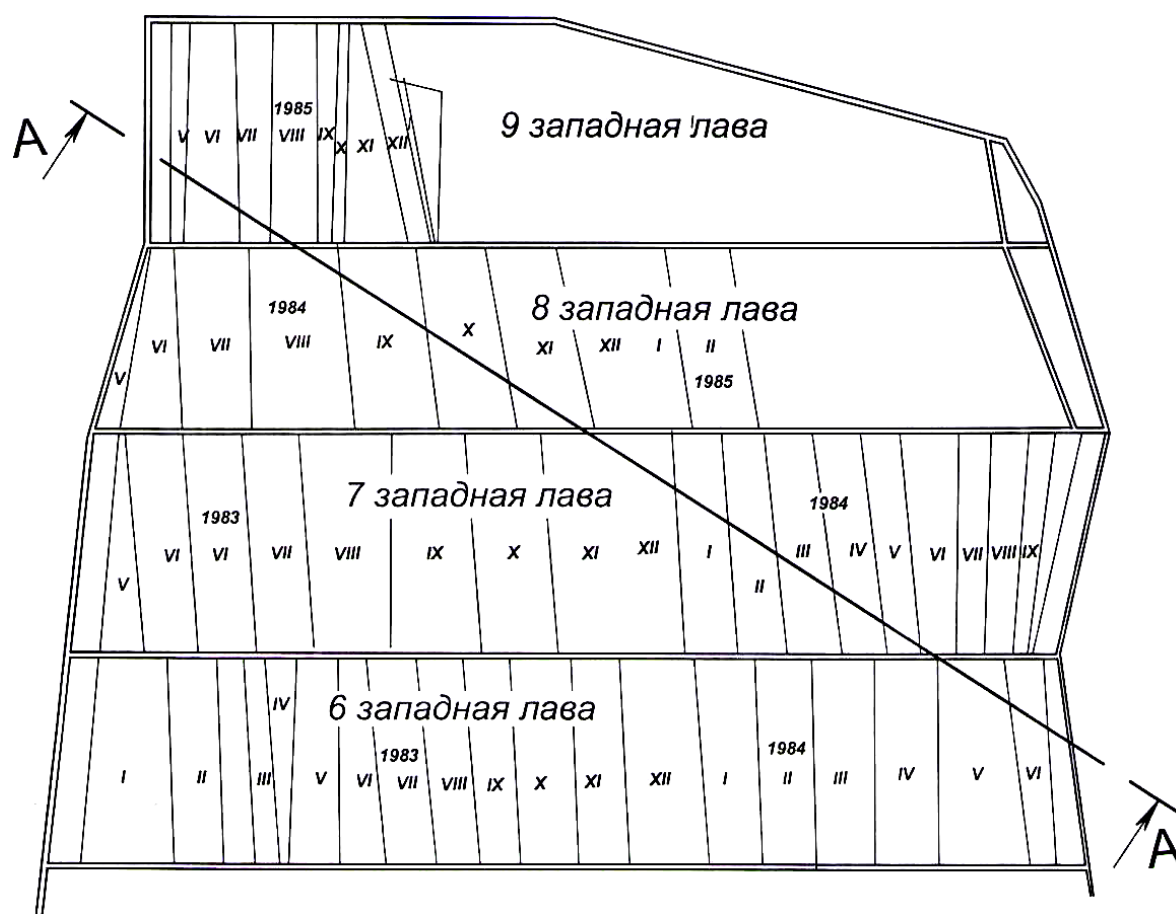


Рисунок 1 Фрагмент плана горных работ по пласту l_2^B с положением линии разреза А-А

Трёхмерная поверхность метанообильности построена по среднемесячным значениям. В качестве координат X , Y принимался центр площади выемки каждого месяца. Для составления пространственной модели поверхности почвы пласта использовались высотные отметки пройденных выработок, всех геологоразведочных скважин. Большой объём исходных данных позволил получить более детальный план изогипс, чем на шахтных планах.

Благодаря дополнительным данным шаг изогипс по вертикали, применяемый на шахтных гипсометрических планах, был уменьшен с 50 м до 10 м. Горизонтальная уточнённая проекция поверхности почвы пласта, представленная изогипсами, приведена на рисунке 2.

Горизонтальная проекция поверхности метанообильности, представленная изолиниями с шагом $1 \text{ м}^3/\text{мин}$, показана на рисунке 3. Изолиния представляет точки с одинаковым значением координаты Z .

Так как обе поверхности построены в одной системе координат, их можно программно совместить, наложить одну на другую. На рисунке 2 пунктирными линиями нанесено положение поверхности метанообильности при совмещении с поверхностью почвы угольного пласта. Штрихпунктирной линией А-А отмечено положение линии разреза обеих поверхностей. ГИС SURFER имеет функцию получения по каждой точке на линии разреза координаты Z высотной отметки пласта и координаты Z метанообильности. Длина отрезка А-А на плане составила 1175 м. Шаг снятия координаты Z был принят равным 25 м. Получено 48 значений высотных отметок и, соответственно, столько же значений метанообильности.

Деформации горного массива, обнаруживаемые по изогипсам, являются следствием сложных тектонических процессов. Вначале возникает изменение первичного залегания, угла падения угольного пласта, а затем, в результате продолжения тектонических деформаций, развивается мелко-

амплитудная вторичная складчатость. Поэтому для определения амплитуды вторичной складчатости было установлено положение линии падения пласта:

$$H_{\text{л}} = -88,8 + 0,11 \cdot L, \quad (1)$$

где $H_{\text{л}}$ — высотная отметка линии падения пласта, м;

L — длины по линии А-А, м.

Надёжность уравнения регрессии подтверждается критерием Фишера. При длине $L = 1175 \text{ м}$ расчётная по (1) отметка линии пласта равна $H_{\text{л}} = +41,0 \text{ м}$. Отсюда угол падения составил $\alpha = 6^\circ$.

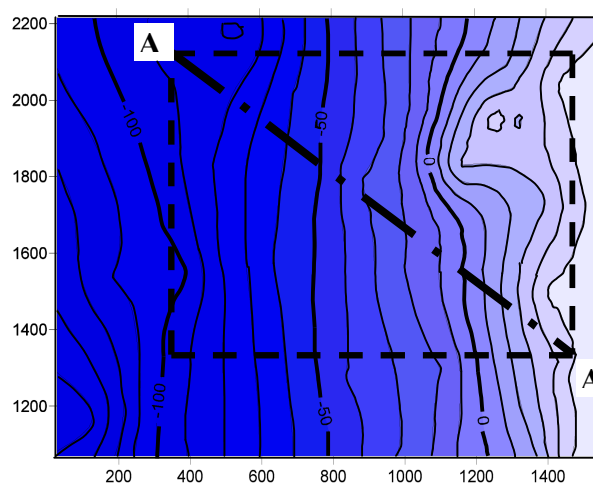


Рисунок 2 Горизонтальная проекция поверхности почвы пласта l_2^B с положением линии разреза А-А

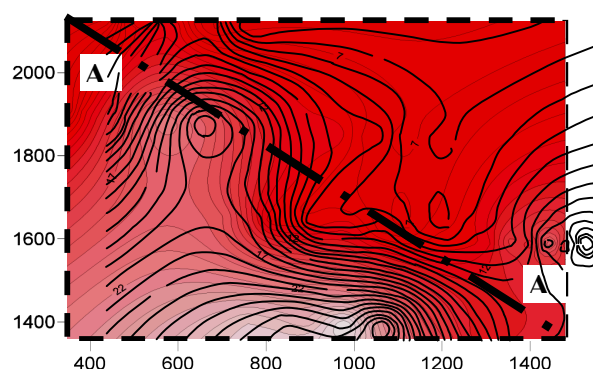


Рисунок 3 План поверхности метанообильности, представленный с помощью изолиний, с положением линии разреза А-А

Отклонение от линии падения пласта, характеризующее амплитуду складки, вычислялось как разница фактической отметки H_{ϕ} и рассчитанной по (1):

$$\Delta H = H_{\phi} - H_{\text{л}}. \quad (2)$$

На графике метанообильности по длине разреза (рис. 4) выделяется участок роста до $18,0 \text{ м}^3/\text{мин}$ и падения до $2,0 \text{ м}^3/\text{мин}$. Из графика рельефа пласта видно, что выпуклая часть складки совпадает с максимальными значениями метанообильности, а вогнутая — с минимальными.

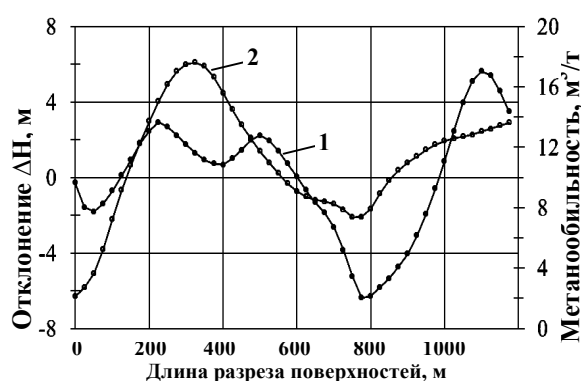


Рисунок 4 Изменение рельефа пласта (линия 1) и метанообильности (линия 2)

Отсюда следует, что распределение метана в мелкоамплитудных складках, имеет такие же закономерности, как и в антиклинально-синклинальной нарушенности горного массива. На природную метанонос-

ность пласта и пород влияет большое количество других факторов, которые изменяются по мере отработки угольного пласта. Поэтому оценку влияния мелкоамплитудной складчатости на метанообильность, следует постоянно уточнять по соседним ранее отработанным выемочным участкам.

Таким образом, из проведённых исследований можно сделать следующие **выводы**:

1. Мелкоамплитудные складки антиклинального типа являются зонами повышенной природной метаноносности, складки синклинального типа, наоборот, — зонами пониженной природной метаноносности горного массива.

2. При проектировании подземной и поверхностной дегазации необходимо учитывать влияния мелкоамплитудной складчатости на природную метаноносность углеспородного массива. В зонах выпуклой складки угольного пласта возможно уменьшение шага заложения дегазационных скважин, а в зонах вогнутой складки — увеличение.

3. Перераспределение мест заложения скважин на основе учёта природной метаноносности горного массива в зонах мелкоамплитудной складчатости позволит снизить неравномерность дебита метана в дегазационной сети, повысить его концентрацию и, соответственно, объёмы его утилизации.

Библиографический список

1. Газоносность угольных месторождений Донбасса [Текст] / [М. Г. Тиркель, М. Т. Хохлов, В. А. Привалов] ; под общ. ред. Н. Я. Азарова. — К. : Наукова Думка, 2004. — 232 с.
2. Дегазация угольных шахт. Требования к способам и схемы дегазации. СОУ 10.1.00174088.001-2004. — К. : Минтопэнерго Украины, 2004. — 161 с.
3. Силкин, К. Е. Геоинформационная система Golden Software Surfer 8 [Текст] / К. Е. Силкин. — Воронеж : Воронежский государственный университет, 2008. — 65 с.

© Павлов В. И.

Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. РМПИ ДонГТУ Леоновым А. А., д.т.н., вед. научн. сотруд. отдела охраны труда на шахтах МакНИИ Кудиновым Ю. В.

Статья поступила в редакцию 19.03.18.

к.т.н. Павлов В. І. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР)

ОСОБЛИВОСТІ ВИТЯГАННЯ ШАХТНОГО МЕТАНУ В ЗОНАХ ДРІБНОАМПЛІТУДНОЇ СКЛАДЧАСТОСТІ

За шахтними даними побудовано цифрові суміщені моделі рельєфу вугільного пласта і багатометановості. Встановлено, що в опуклих частинах дрібноамплітудної складчастості багатометановість виїмкових ділянок зростає, а в увігнутих — зменшується. Запропоновано в зонах дрібноамплітудної складчастості пласта коригувати крок закладення дегазаційних свердловин для зниження нерівномірності дебіту метану в дегазаційних мережах і підвищення обсягів його утилізації.

Ключові слова: шахтний метан, дрібноамплітудні порушення, геоінформаційна система, цифрова модель, поверхня, вугільний пласт, багатометановість, дегазація, свердловини, закладення, крок.

PhD Pavlov V. I. (DonSTU, Alchevsk, LPR)

PECULIARITIES OF COALMINE METHANE EXTRACTION IN THE AREAS WITH SMALL-AMPLITUDE FOLDING

Due to mining data there have been constructed the digital combined terrain models for coal seam and methane-bearing capacity. It is proved that in arching areas of small-amplitude folding the methane-bearing capacity of working areas increases, and in concave — reduces. It has been proposed in areas with small-amplitude seam folding to adjust contour interval of degassing wells for reducing the variation of methane discharge in degassing nets and increase the volume of its utilization.

Key words: coalmine methane, small-amplitude breach, geoinformation system, digital model, surface, seam, methane-bearing capacity, degasification, wells, contour interval, step.

УДК 622.647.1+504.4.054

к.т.н. Зотов В. А.,
Ноженко А. А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР)

СНИЖЕНИЕ НЕГАТИВНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ ПЫЛИ НА ОКРУЖАЮЩУЮ СРЕДУ ЗА СЧЁТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ АДАПТИВНОЙ ЭРГАТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССОМ СУШКИ УГОЛЬНОГО КОНЦЕНТРАТА

Приведено обоснование способности эргатических систем сушки угольного концентрата к адаптации. Предложена структура системы адаптации, позволяющая снизить выбросы угольной пыли в атмосферу при неблагоприятных метеорологических условиях.

Ключевые слова: адаптивное управление, сушка угольного концентрата, эргатическая система, угольная пыль, рассеивание выбросов, неблагоприятные метеорологические условия.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. В условиях интенсификации горного производства возрастает роль обогатительных фабрик для получения угольного концентрата надлежащего качества. Современная обогатительная фабрика — многозвенная система, функционирующая в условиях непрерывного взаимодействия с окружающей средой и состоящая из упорядоченной управляемой совокупности производственных процессов. Каждый из этих процессов может рассматриваться отдельно как с технологической точки зрения, так и с точки зрения влияния на окружающую среду. Среди этих процессов существенно выделяется сушка мелких фракций продуктов обогащения углей как ответственный и сложно управляемый процесс, приводящий к значительному загрязнению окружающей среды.

В процессе термической сушки угольного концентрата образуется пыль непосредственно из высушенного угля (до 97 % от общего выброса) и пыль, диоксид серы, оксид углерода, оксиды азота, выделяемые при сжигании угля в топках сушильных агрегатов. Удельный выброс пыли от сушильных установок колеблется в пределах от 7,3 до 50 кг/т просушиваемого угля и в среднем составляет 30,2 кг/т. Для современных обогатительных фабрик выбросы в атмосферу от сушильных установок могут достигать сотен тонн в год [1]. В атмо-

сферном воздухе угольная пыль снижает прозрачность и видимость, уровень ультрафиолетового излучения, негативно воздействует на флору и фауну, засоряет воду и почву, способствует механическому износу и разрушению металлоконструкций, зданий и транспортных средств. Повышенные концентрации пыли в приземном слое атмосферы являются причиной возникновения заболеваний дыхательной системы человека [2]. Особенно высокие уровни запылённости воздуха могут наблюдаться при неблагоприятных метеорологических условиях, когда процесс рассеивания выбросов в атмосфере затруднён.

В настоящее время на обогатительных фабриках применяются в основном две разновидности сушильных установок: барабанные и трубы-сушилки. Несмотря на существенное различие в принципах работы и динамических свойствах этих объектов, автоматическое управление ими строится по одинаковым базовым алгоритмам. В области оперативного регулирования процесса сушки с целью стабилизации выходных параметров имеются научные и практические разработки. Однако взаимодействие этих объектов с окружающей средой не учитывалось, хотя и отмечалась важность этого при построении управляющих систем.

В работе [3] предложен и исследован адаптивный алгоритм управления бара-

банными сушильными установками. Он обеспечивает быстрое обучение системы управления, позволяя одновременно решать несколько задач: повышение качества конечного продукта, экономичность и безопасность работы установки, уменьшение выбросов в окружающую среду.

В работе [4] рассмотренный принцип доработан и распространён на другие объекты с аналогичными динамическими характеристиками, в том числе на трубы-сушилки и другие объекты углеобогащения. При этом управление сложными многофакторными объектами осуществляется только техническими устройствами, взаимодействие системы с человеком-оператором не рассматривается. Последнего, как показывает опыт, исключить из состава системы не удаётся по условиям безопасности.

Следовательно, автоматизированные или управляемые человеком в ручном режиме системы, благодаря включению в них в качестве одного из элементов человека, можно рассматривать как эргатические системы. Автоматические системы, работающие без участия человека, также можно отнести к эргатическим на том основании, что все их действия совершаются по мерам и согласно целям, заданным человеком.

Постановка задачи. Целью настоящей работы являются: 1) расширение адаптационных возможностей эргатических систем управления процессом сушки угольного концентрата с учётом негативного воздействия выбросов пыли от сушильных установок на окружающую среду; 2) построение структурной схемы адаптации систем управления процессом сушки.

Изложение материала и его результаты. Угольная пыль, отводимая в процессе сушки обогащённого угля от мест выделения, выбрасывается в атмосферу через организованные источники — дымовые трубы. Их высота составляет чаще всего от 30 до 60 м, то есть они относятся к источникам средней высоты (10–50 м) или даже высоким (более 50 м). Температура отхо-

дящих газов, выбрасываемых в атмосферу, значительно превышает температуру окружающей среды, то есть они являются горячими [1]. Таким образом, источники выбросов пыли в атмосферу от сушильных отделений обогатительных фабрик относятся к типу средней высоты либо высоких с горячими выбросами.

Для таких источников аномально неблагоприятными для рассеивания выбросов являются следующие метеорологические условия: неустойчивая термическая стратификация атмосферы, приподнятая инверсия при её высоте над источником выброса 100–200 м; скорость ветра на уровне флюгера от 3 до 7 м/с и на уровне выброса — 7–12 м/с, наличие тумана в сочетании со скоростью ветра больше 2 м/с.; высота слоя перемешивания меньше 500 м, но больше эффективной высоты источника. При переносе выбросов в районы плотной застройки или в условиях сложного рельефа концентрации пыли могут повышаться в несколько раз [5].

В соответствии с РД 52.04.52-85 «Регулирование выбросов при неблагоприятных метеорологических условиях» для снижения выбросов в атмосферу в первую очередь должны применяться мероприятия организационно-технического характера, которые можно быстро осуществить, не требующие значительных затрат и не приводящие к снижению производительности технологических агрегатов. Одним из вариантов таких мероприятий является усиление контроля за работой контрольно-измерительных приборов и автоматических систем управления технологическим процессом.

Для эффективного функционирования системы автоматического управления процессом сушки угольного концентрата она, с одной стороны, должна иметь каналы информационного обмена с системами экологического мониторинга локального и импактного уровней, которые имеют возможность оперативного прогнозирования неблагоприятных для рассеивания выбросов в атмосферу метеорологических условий, а с

дргой — с системой производственного мониторинга стационарных источников выбросов в атмосферу углеобогадательной фабрики, которая обеспечивает контроль за массовыми выбросами вредных веществ на дымовых трубах, концентрациями вредных веществ в отходящих газах технологических установок и на территории предприятия.

Независимо от того, какая роль отводится человеку в эргатической системе процесса сушки угольного концентрата, смыслом любых её усовершенствований, технических и организационных решений является повышение эффективности, т. е. свойства системы обеспечивать целевую отдачу при её использовании в заданных условиях эксплуатации.

Как правило, ставятся цели обеспечения работоспособности системы, заданных показателей качества конечного продукта, снижения затрат ресурсов (топлива, электроэнергии, материалов, прилагаемых человеком усилий), повышения показателей надёжности, снижения антропогенной нагрузки на окружающую среду и т. п. Также характерно согласование этих целей в случае их конкуренции [6].

Для прогнозирования эффективности эргатической системы вначале при её создании, затем перед вводом в эксплуатацию, а также для оценки эффективности в процессе эксплуатации применяются показатели, которыми могут служить эффекты, критерии (количественное представление эффективности, которая имеет качественное выражение). В качестве показателей эффективности процесса сушки угольного концентрата принимаются влажность конечного продукта, расход топлива и электроэнергии, производительность установки, выбросы в окружающую среду, показатели надёжности системы.

Главным показателем качества системы автоматического управления (САУ) является среднеквадратическая ошибка регулирования влажности конечного продукта, поскольку пересушивание угля приводит к увеличению выноса пыли с сушильными газами, что вызывает рост приземных уровней запылённо-

сти воздуха, особенно при неблагоприятных для рассеивания выбросов метеорологических условиях. Естественно, что эффекты функционирования системы, рассчитываемые на этапе проектирования для определённого диапазона условий, могут существенно отличаться от эффектов, достигаемых в конкретных условиях эксплуатации.

Возможность достижения приемлемых, а возможно, и лучших значений показателей эффективности эргатической системы процесса сушки может осуществляться благодаря оперативным и целенаправленным действиям человека, входящего в эту систему. Это отражается изменением целей эргатической системы, функций и структуры САУ контура регулирования влажности, задающих воздействий, настроек регуляторов и, как следствие, законов управления процессом сушки не только по влажности конечного продукта, но и по объёму выбросов в окружающую среду.

На эргатические системы процесса сушки может быть распространён принцип внутренней активности, являющийся одним из основных принципов организмической теории эргатических систем. Он отражает способность эргатических систем совершать целенаправленные изменения, не относящиеся к классу типа «стимул-реакция». При наличии специальных механизмов изменения структуры, функций и настроек системы обладают свободой выбора целей и стратегий поведения, адекватных внешним воздействиям. При этом выбор целей и способов их достижения осуществляется в зависимости от фактически сложившихся обстоятельств.

Достижение целей эргатической системы при взаимодействии с окружающей средой возможно при поддержании параметров системы на уровне, достаточном для самосохранения, а также при обеспечении постоянства в определённых пределах своих функциональных поведений. Эти свойства соответственно технологического и функционального гомеостаза можно считать необходимым условием для самоорганизации системы.

Функционирование системы должно отвечать эргоправилу «наименьшего взаимодействия». В соответствии с ним эргатические системы стремятся к достижению наибольшего эффекта с минимальными усилиями и затратами.

Таким образом, эргатические системы процесса сушки обладают способностями адаптации, включая способность осуществления процесса целенаправленного саморегулирования в соответствии с условиями эксплуата-

ции своих свойств и структуры, благодаря чему улучшаются показатели эффективности системы.

Целью адаптации является соответствие результатов функционирования системы, достижимых в конкретных условиях эксплуатации, планируемым показателям, которые ставятся перед ней.

Структура системы адаптации, построенная по рассмотренным принципам, приведена на рисунке 1.

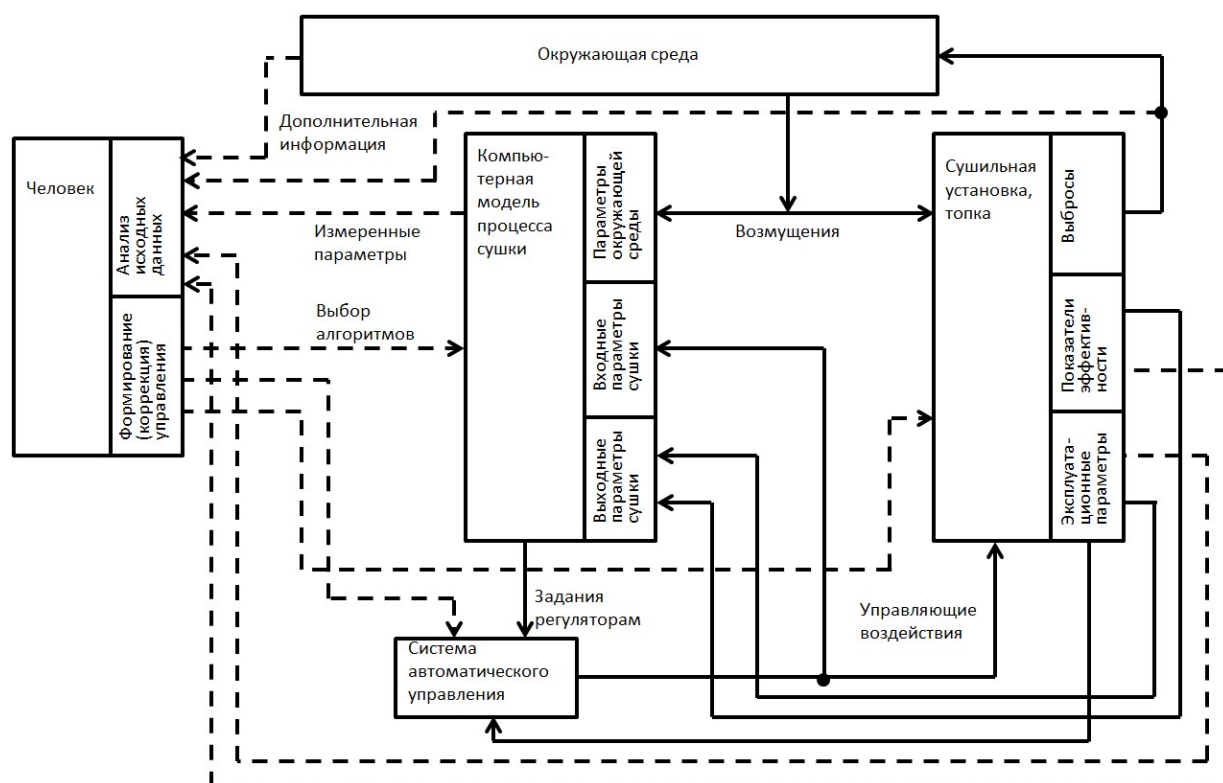


Рисунок 1 Блок-схема системы адаптации эргатических систем управления процессом сушки угольного концентрата

Главным элементом этой системы, определяющим возможности адаптации, является человек-оператор. В его функции входит анализ совокупности исходных данных о производственном процессе и формирование или коррекция управляющих воздействий. Человек имеет возможность на основе анализа исходных данных оперативно перенастраивать параметры системы и алгоритмы функционирования её элементов. Таким образом, человек яв-

ляется верхней ступенью в иерархии управления процессом сушки.

Центральным техническим звеном системы является компьютерная модель процесса. На основе входных параметров сушильной установки и сигналов обратной связи, используя выбранные человеком алгоритмы, она формирует задания техническим регуляторам САУ сушильной установки и топки. САУ, обрабатывая задания, воздействует на органы управления

сушильного агрегата и топки, а также контролирует в реальном времени эксплуатационные параметры, для которых сформулированы цели управления. САУ является нижней ступенью в иерархии управления процессом. В ней также могут использоваться адаптивные алгоритмы управления сугубо техническими параметрами сушильного агрегата, например [7].

Экономические и экологические цели управления отрабатывает компьютерная модель под управлением человека.

В такой системе адаптация к конкретным условиям возможна непосредственно в процессе эксплуатации. При этом в компьютерной модели следует предусмотреть возможность прогнозирования параметров процесса при определённых воздействиях на него. С учётом инерционности процесса сушки сравнительно быстро действующее компьютерное моделирование позволит оперативно рассчитывать и предлагать человеку несколько возможных вариантов построения управления. Человек может выбрать наиболее подходящий вариант, учитывая все параметры процесса, в том числе недоступные техническим средствам измерения.

При сложившейся структуре адаптации производится оптимизация регуляторов

САУ на основе информации компьютерной модели.

Таким образом, эргатическая система управления процессом сушки обеспечит рациональный баланс между техническими, экономическими и экологическими критериями.

Выводы и направление дальнейших исследований:

1. Адаптивные возможности систем управления процессом сушки угольного концентрата могут быть расширены и позволяют учитывать не только технические, а экономические и экологические критерии. Расширение возможностей адаптации системы достигается за счёт иерархической интеграции человека, компьютерного устройства и локальных регуляторов.

2. Разработанная структурная схема адаптации эргатических систем управления процессом сушки угольного концентрата позволяет оперативно изменять алгоритмы управления топкой и сушильной установкой для достижения целей управления, удовлетворяющих человека, например, для снижения выбросов угольной пыли в атмосферу при неблагоприятных метеорологических условиях для рассеивания выбросов.

Библиографический список

1. Бутовецкий, В. С. *Охрана природы при обогащении углей [Текст] : справочное пособие / В. С. Бутовецкий. — М. : Недра, 1991. — 231 с.*
2. Балацкий, О. Ф. *Экономика чистого воздуха [Текст] / О. Ф. Балацкий. — К. : Наукова думка, 1979. — 296 с.*
3. Ульшин, В. А. *Адаптивная система управления процессом сушки угольного концентрата [Текст] / В. А. Ульшин, В. А. Зотов // Кокс и химия. — 1994. — № 10. — С. 32–34.*
4. Ульшин, В. А. *Автоматическое управление промышленными объектами с большим запаздыванием [Текст] / В. А. Ульшин, В. А. Зотов // Автоматизация и современные технологии. — 1996. — № 12. — С. 2–12.*
5. Тарасов, В. В. *Мониторинг атмосферного воздуха [Текст] : учебное пособие / В. В. Тарасов, И. О. Тихонова, Н. Е. Кручинина. — М. : ФОРУМ: ИНФРА-М, 2007. — 128 с.*
6. Павлов, В. В. *Начала теории эргатических систем [Текст] / В. В. Павлов. — К. : Наукова думка, 1974. — 239 с.*
7. Зотов, В. А. *Управление процессами сжигания твёрдого топлива [Текст] / В. А. Зотов // Сборник научных трудов ДонГТУ. — Алчевск, 2008. — Вып. 24. — С. 66–73.*

© Зотов В. А.

© Ноженко А. А.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. ГЭМО ДонГТУ Корнеевым С. В.,
к.м.н., и.о. гл. врача ГС «АГСЭС» МЗ ЛНР Капрановым С. В.*

Статья поступила в редакцию 12.03.18.

к.т.н. Зотов В. О., Ноженко О. О. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР)

**ЗНИЖЕННЯ НЕГАТИВНОГО ВПЛИВУ ПИЛУ НА ДОВКІЛЛЯ ЗА РАХУНОК
ВИКОРИСТАННЯ АДАПТИВНОЇ ЕРГАТИЧНОЇ СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ
ПРОЦЕСОМ СУШІННЯ ВУГІЛЬНОГО КОНЦЕНТРАТУ**

Наведено обґрунтування здатності ергатичних систем сушіння вугільного концентрату до адаптації. Запропоновано структуру системи адаптації, яка дозволяє знизити викиди вугільного пилу в атмосферу за несприятливих метеорологічних умов.

Ключові слова: адаптивне управління, сушіння вугільного концентрату, ергатична система, вугільний пил, розсіювання викидів, несприятливі метеорологічні умови.

PhD Zotov V. A., Nozhenko A. A. (DonSTU, Alchevsk, LPR)

**DECREASING THE NEGATIVE DUST AFFECTS ON THE ENVIRONMENT BY USING
THE ADAPTIVE ERGATE CONTROL SYSTEM FOR THE COAL CONCENTRATE
DRYING**

The arguments are given on the ability of ergatic drying systems for coal concentrate to adapt. The structure of the adaptation system is proposed, which allows to reduce the emission of coal dust into the atmosphere under adverse weather conditions.

Key words: adaptive management, drying of coal concentrate, ergatic system, coal dust, dispersion of emissions, adverse weather conditions.

**МЕТАЛЛУРГИЯ
И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ**

**МЕТАЛУРГІЯ
ТА МАТЕРІАЛОЗНАВСТВО**

**METALLURGY
AND MATERIAL SCIENCES**

УДК 669. 162

*д.т.н. Новохатский А. М.,
к.т.н. Должиков В. В.,
к.т.н. Диментьев А. О.,
Падалка А. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР)*

ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА И МЕТОДИК РАСЧЁТА НА ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕОРЕТИЧЕСКОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ ГОРЕНИЯ

Проведён анализ влияния технического и элементарного состава углей, вдуваемых в доменную печь, а также методик расчёта на определение теоретической температуры горения топлива в доменной печи.

Ключевые слова: доменная печь, расчётные параметры доменной плавки, теоретическая температура горения топлива, характеристики пылеугольного топлива, методики расчёта теоретической температуры.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

Теоретическая температура горения (t_r) — один из важных расчётных параметров доменной плавки, необходимых для технологического анализа. Её абсолютные значения и изменения позволяют оценивать тепловые и газодинамические условия, складывающиеся в нижней части доменной печи.

Методика расчёта t_r , основанная на тепловом балансе зоны горения топлива в горне, в целом не вызывает сомнений и описана достаточно подробно в литературе [1–5]. Для составления баланса используют:

- ряд постоянно контролируемых параметров дутья и вдуваемого через фурмы дополнительного топлива;
- физические характеристики веществ и процессов в зоне горения, принимаемые по справочным данным;
- различные допущения, количество которых варьируется в широких пределах (упрощение температурных зависимостей теплоёмкостей газов; адиабатность процессов в зоне; постоянство физико-химических характеристик дополнительного топлива; пренебрежение теплотой окисления чугуна, проходящего через зону и т. д.).

В связи с существующей экономической ситуацией доменные печи переводятся на

работу с вдуванием пылеугольного топлива (ПУТ). Значительное влияние вдувания ПУТ на теоретическую температуру определяется в первую очередь его расходом. Существенно влияние качества углей, определяемое результатами элементарного и технического анализов, а также теплотой сгорания, и количество транспортирующего азота. В перспективных технологических вариантах в дутьевую фурму подают «холодный» кислород, обеспечивающий интенсификацию горения ПУТ.

Изложение материала и его результаты.

Рассмотренные методики [1–3] учитывают количество ПУТ, поступающего в доменную печь, но не уделяют достаточного внимания характеристикам качества углей и сопутствующих газов (имеется в виду транспортирующий азот и кислород для интенсификации горения ПУТ).

При использовании ПУТ авторы [1] предлагают принимать во внимание характеристики некоторых углей путём использования коэффициентов, отражающих усреднённый состав по маркам и определённым месторождениям, а теплоту сгорания оценивать по формуле Менделеева. В итоге последующие обобщения вариантов плавки приводят к конечной формуле:

$$t_T = \{0,9341t_d + 8208\omega - \varphi(2402 - 1,2177t_d) - (1,9322 + 2,235W^P)S_{ж} - \\ - (0,39 + 2,2175C_T^P)S_{ТВ} - 2673S_T + 94,76\} / \{1 + \omega + 2\varphi + (0,0012 + 0,0013W^P)S_{ж} + \\ + 0,0005S_{ТВ} + 2,026S_T\}, \quad (1)$$

где t_d , φ , ω — параметры дутья: температура, °C; влажность, m^3/m^3 ; содержание кислорода, m^3/m^3 ;

$S_{ж}$, $S_{ТВ}$, S_T — расход жидкого, твёрдого (кг) и газообразного (m^3) вдуваемого топлива на 1 m^3 сухого дутья;

C_T^P — содержание углерода, в элементарном составе рабочей массы топлива (кг/кг).

Качество углей в этой формуле детализируется единственной характеристикой — количеством углерода по результатам элементарного анализа (C_T^P). Дополнительный учёт золы кокса и ПУТ, а также летучих веществ ПУТ в балансах приводит к формулам [5]. Влияние сопутствующих газов игнорируется. На некоторых предприятиях формула корректируется: например, в ПАО «Алчевский металлургический комбинат» формула скорректирована на подачу интенсифицирующего кислорода.

В [2] в общем виде приведено уравнение для расчёта теоретической температуры без конкретных указаний как рассчитать влияние качества ПУТ. Влияние сопутствующих газов также игнорируется. Для практического использования предлагается линейное уравнение, следуя которому при реальных значениях вдуваемых количеств ПУТ можно получить отрицательное значение теоретической температуры.

Предложенная в [3] методика учитывает расход транспортирующего азота, ориентирована на расчёт теоретической температуры при вдувании газовых углей, принимает во внимание количество летучих веществ в угле (с некоторыми допущениями по составу) и содержание золы.

Только методика, изложенная в [4], предусматривает полное использование информации об углях, полученной элементарным и техническим анализами. Также

предполагается учёт влияния холодных сопутствующих газов на значение теоретической температуры.

Авторами [3] были выполнены расчёты для условий работы ДП № 1 Донецкого металлургического завода: V_d — расход дутья 2021 m^3 /мин.; t_d — 1067 °C; ω — 22,5 %; φ — 1 %. Как показатели качества пылеугольного топлива приняли: A — содержание золы 9 %; V^d — выход летучих веществ (на сухую массу) — 24 %. Удельный расход транспортирующего азота (Q_{N_2}) составлял 0,75 m^3 /кг ПУТ. При расходе ПУТ 100 кг/т чугуна t_T составила 2170 °C.

По приведённым выше данным были выполнены расчёты рассмотренными методами с использованием имеющихся сведений о некоторых марках вдуваемых углей. В таблице 1 приведены результаты их элементарного и технического анализов (Q_s^{daf} — высшая теплота сгорания; Q_i^r — низшая теплота сгорания; A^d — содержание золы; V^d — содержание летучих веществ).

Отбор и анализ нескольких проб по марке позволил оценить колебания соответствующей характеристики. Отклонения от среднего значения (по марке), составили (в % отн.): по углероду и кислороду — до 2 %, водороду и азоту — до 12 %, сере — до 90 %, золе — до 15 %, летучим веществам — до 50 %. Оказалось, что колебания значений характеристик углей в пределах одной марки могут превышать различия, обусловленные разными марками.

Рассчитанные по формулам [3], [4], [5] с корректировками АМК (далее обозначена [5]') значения t_T показаны в таблице 2.

Учёт количества ПУТ и характеристик углей определяет снижение теоретической температуры на 60–100 °C по [3], на 35–120 °C по [4], на 155–170 °C по [5]'.

МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Таблица 1

Результаты элементарного и технического анализов углей для приготовления ПУТ
(средние по выборкам)

Марки углей / Кол-во проб	Элементный состав, %					Q_s^{daf} , МДж/кг	Q_i^r , МДж/кг	A^d , %	V^d , %
	C^{daf}	H^{daf}	N^{daf}	S_t^d	O^{daf}				
ГЖО/5	83,26	5,30	2,03	0,33	9,07	33,75	27,14	10,2	32,9
СС/3	89,21	4,92	2,29	0,46	3,12	35,58	31,50	7,1	21,2
Т/4	86,85	3,90	1,57	1,23	6,48	32,90	25,99	12,6	18,4

Таблица 2

Теоретическая температура горения (°C) для углей ПУТ, рассчитанная по методикам [3], [4], [5]', расход ПУТ 100 кг/т чугуна

Угли	без ПУТ и газов			без газов с ПУТ			Расход азота 0,75 м³/кг ПУТ			Расход азота 0,75 м³/кг ПУТ, кислорода — 0,5 м³/кг ПУТ		
	методики											
	[3]	[4]	[5]'	[3]	[4]	[5]'	[3]	[4]	[5]'	[3]	[4]	[5]'
ГЖО	2300	2301	2351	2217	2266	2197	2138	2186	2200	2115	2274	2344
СС				2241	2237	2181	2161	2160	2184	2142	2245	2325
Т				2197	2181	2184	2162	2219	2188	2142	2309	2329

Дополнительный учёт транспортирующего азота вызывает добавочное снижение теоретической температуры на 65–80 °C по [3], на 40–80 °C по [4]. По [5]' влияние транспортирующего азота не учитывается.

С учётом расхода интенсифицирующего кислорода сопутствующее повышение теоретической температуры достигает 85–90 °C по [4], на 110–145 °C по [5]'. По [3] влияние интенсифицирующего кислорода не учитывается. Приведённые значения изменения теоретической температуры округлены до ближайшего значения, кратного 5.

Расчёты по методике [4] показывают наибольшую чувствительность значений теоретической температуры к изменениям характеристик углей ПУТ по маркам (до 85 °C). Влияние элементарного состава углей и теплоты сгорания на теоретиче-

скую температуру в методике [4] определяется расчётом энтальпии ПУТ.

Для углей одной марки по разным пробам различия в теоретической температуре горения также достаточно велики. Это иллюстрируется рисунком 1, где показаны значения теоретической температуры горения для углей ГЖО.

Исследование влияния отдельных характеристик углей показало, что уменьшение содержания водорода повышает теоретическую температуру горения. Влияние остальных характеристик углей противоречиво (рис. 2). Так, увеличение теплоты сгорания повышает t_i в пределах анализов одной марки, но снижает при сравнении разных марок. Увеличение содержания золы повышает t_i при сравнении разных марок, но оказывает противоречивое влияние при сравнении в

пределах одной марки. Увеличение содержания летучих веществ повышает t_i при сравнении в пределах одной марки и противоречиво при сравнении разных марок.

Полученные результаты показывают необходимость постоянного контроля характеристик дующаемых углей.

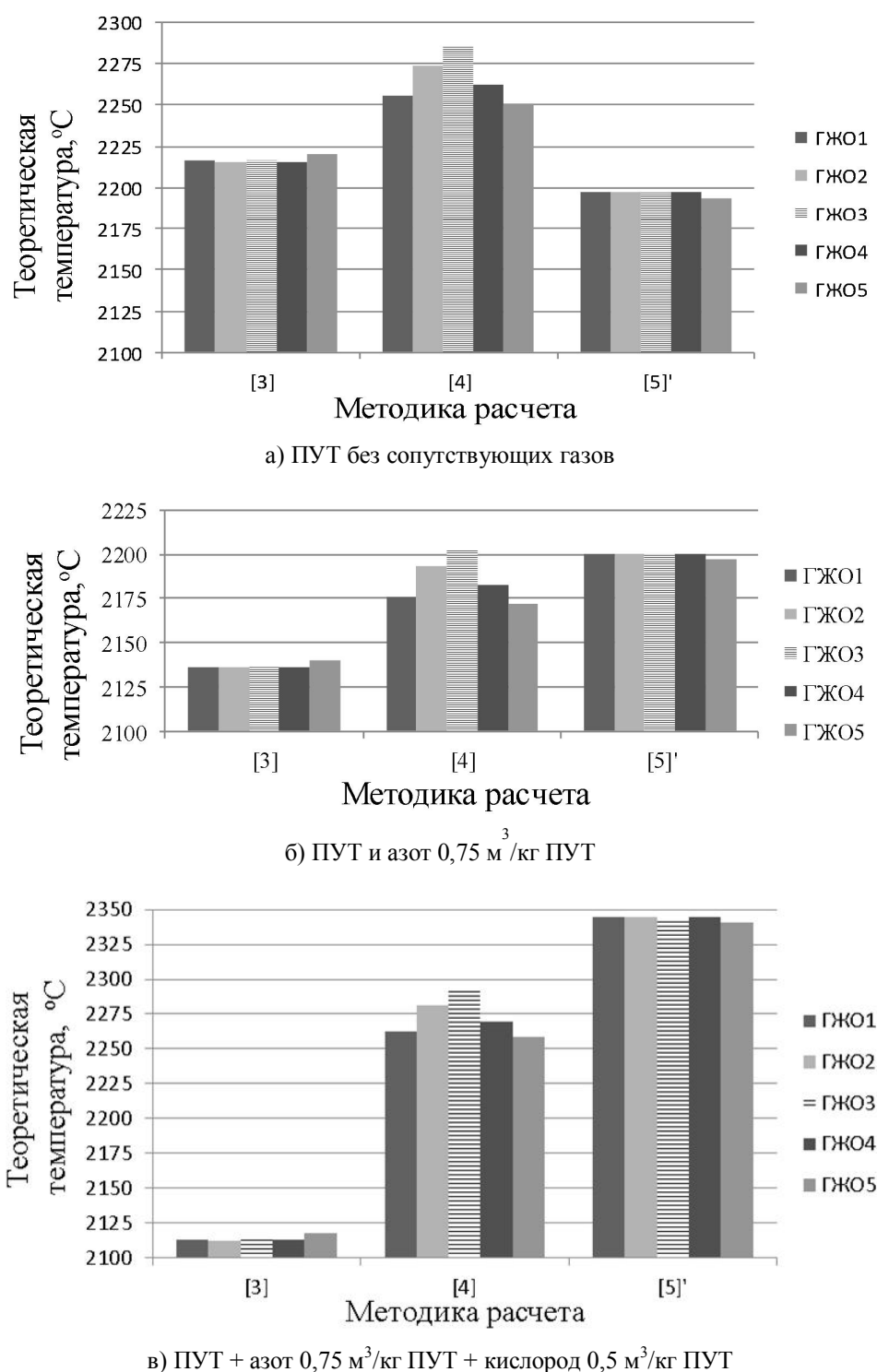


Рисунок 1 Теоретическая температура горения для углей ГЖО, расход ПУТ 100 кг/т чугуна

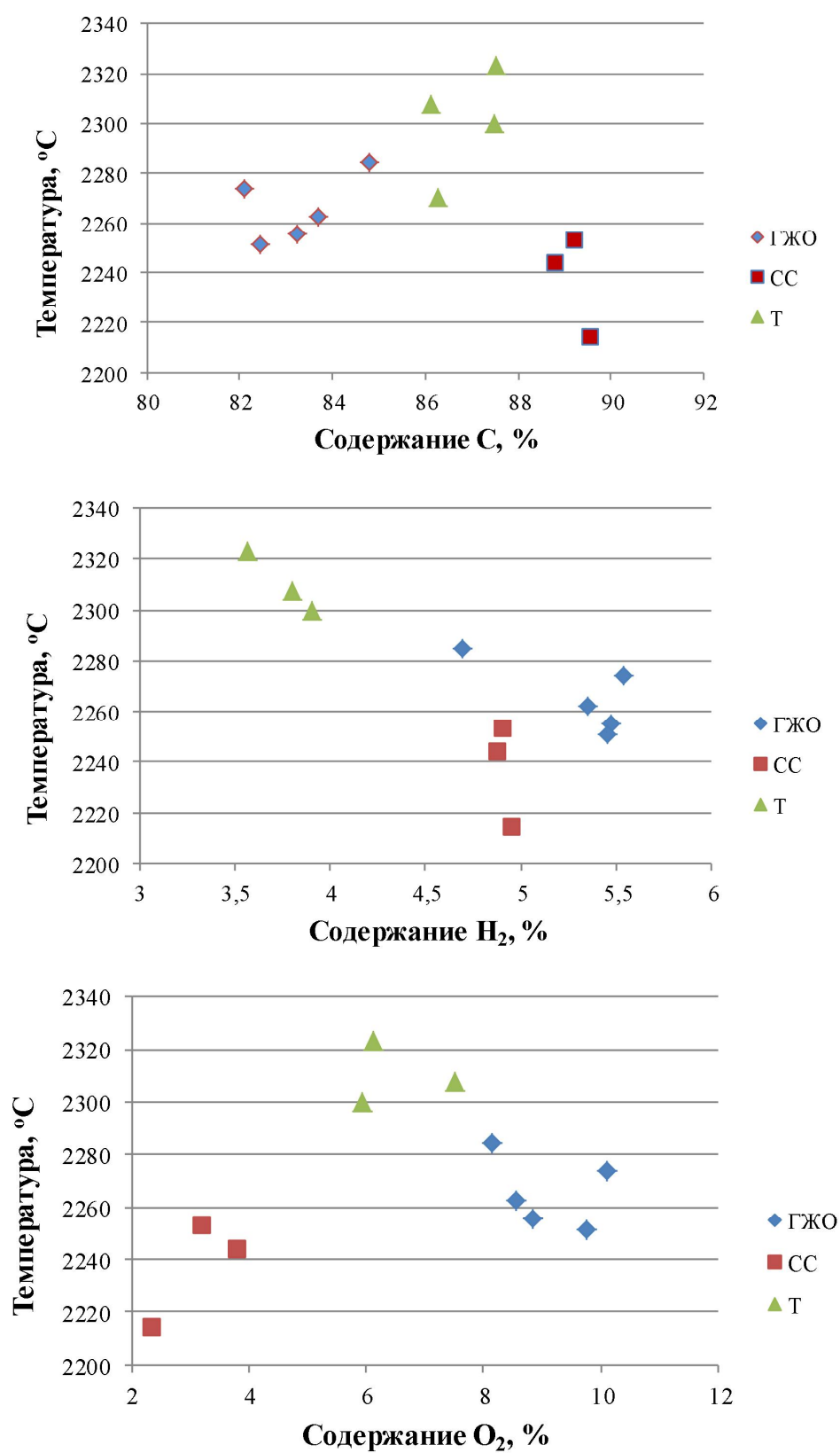
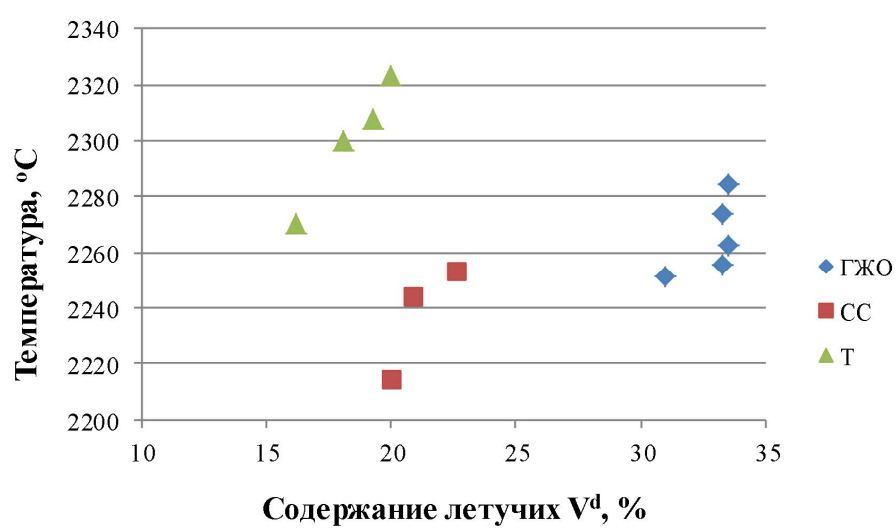
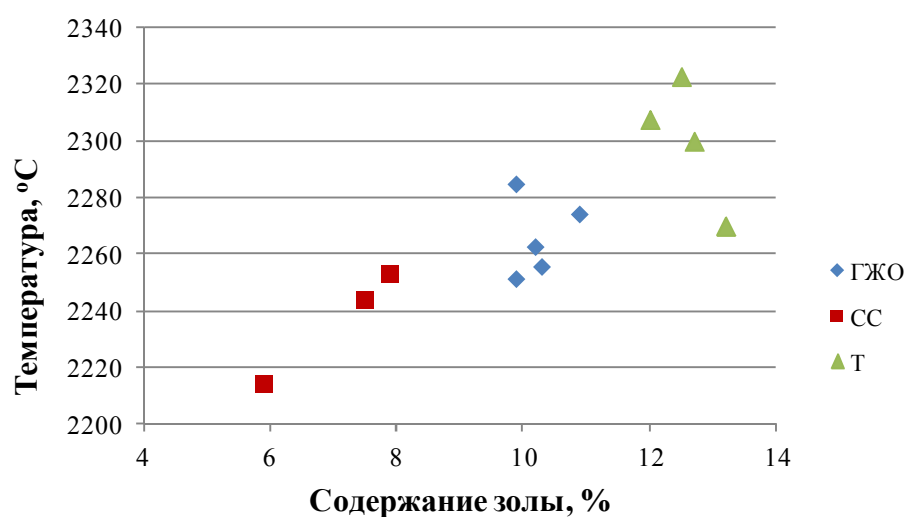
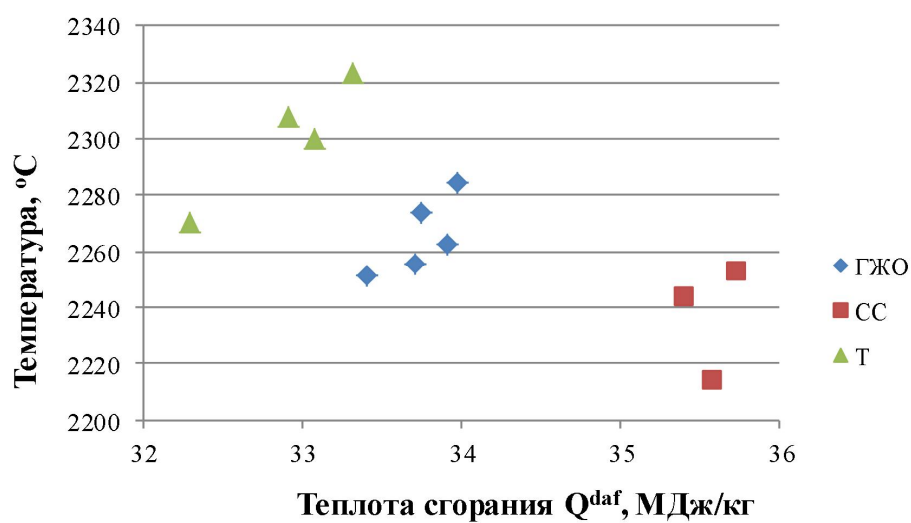


Рисунок 2 Влияние характеристик углей на теоретическую температуру



Продолжение рисунка 2

Выводы и направление дальнейших исследований.

Различные методики расчёта определяют разные значения как теоретической температуры, так и её колебания под влиянием изменений технологических параметров вдувания ПУТ.

Влияние на теоретическую температуру расходов транспортирующего азота и интенсификатора-кислорода при вдувании ПУТ достаточно велико. В исследованных условиях подача транспортирующего азота снижает теоретическую температуру (не более чем на 80 °С), подача интенсифицирующего кислорода — повышает (не менее чем на 85 °С) в расчётах по разным методикам.

Характеристики углей (ПУТ) существенно влияют на теоретическую температуру. Колебания значений характеристик углей в

пределах одной марки могут превышать различия, обусловленные разными марками.

Наиболее «чувствительной» к изменениям характеристик углей оказывается методика [4], которая использует значения высшей теплоты сгорания, содержания водорода и углерода по результатам элементного анализа для учёта энтальпии реакции горения.

Повышению теоретической температуры соответствует уменьшение содержания водорода в углях. Влияние остальных характеристик углей, по исследованной выборке, противоречиво.

Полученные результаты показывают необходимость постоянного контроля характеристик вдуваемых углей для получения своевременной оценки теоретической температуры горения.

Библиографический список

1. Дунаев, Н. Е. Расчёты теоретической температуры фурменных газов в доменной плавке на дутье с добавками, обогащённом кислородом [Текст] / Н. Е. Дунаев, Т. И. Кухтин // *Сталь*. — 1977. — № 7. — С. 600–604.
2. Анищенко, С. А. Расчёт теоретической температуры горения в горне доменной печи при вдувании пылеугольного топлива [Текст] / С. А. Анищенко, А. А. Томаш, В. П. Кравченко // *Вісник Приазовського державного технічного університету. Сер. Технічні науки*. — 2010. — Вып. 20. — С. 25–28.
3. Касим, Д. А. Определение теоретической температуры горения при вдувании в горн доменной печи природного газа и пылеугольного топлива [Текст] / Д. А. Касим, В. П. Лялюк, А. К. Тараканов, В. С. Листопадов, Д. В. Пинчук // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. — 2016. — № 2. — С. 38–43.
4. Писи, Дж. Г. Доменный процесс : теория и практика [Текст] / Дж. Г. Писи, В. Г. Давенпорт. — М. : Металлургия, 1984. — 142 с.
5. Доменное производство : справочное издание. В 2-т. Т. 1. Подготовка руд и доменный процесс // под ред. Е. Ф. Вегмана [Текст]. — М. : Металлургия. — 1989. — 496 с.

© Новохатский А. М.

© Должиков В. В.

© Диментьев А. О.

© Падалка А. В.

**Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. МЧМ ДонГТУ Куберским С. В.,
нач. доменного цеха Филиала № 2 «ЕМЗ» ЗАО «Внешторгсервис»,
к.т.н. Кузнецовым А. М.**

Статья поступила в редакцию 02.03.18.

д.т.н. Новохатський О. М., к.т.н. Должиков В. В., к.т.н. Діментьєв О. О., Падалка О. В.
(ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР)

ВПЛИВ ХАРАКТЕРИСТИК ПИЛОВУГІЛЬНОГО ПАЛИВА І МЕТОДИК РОЗРАХУНКУ НА ВИЗНАЧЕННЯ ТЕОРЕТИЧНОЇ ТЕМПЕРАТУРИ ГОРІННЯ

Проведено аналіз впливу технічного та елементарного складу вугілля, яке вдувається в доменну піч, а також методик розрахунку на визначення теоретичної температури горіння палива в доменній печі.

Ключові слова: доменна піч, розрахункові параметри доменної плавки, теоретична температура горіння палива, характеристики пиловугільного палива, методики розрахунку теоретичної температури.

Doctor of Tech. Sc. Novohatskiy A. M., PhD Dolzhikov V. V., PhD Dimentiev A. O., Padalka A. V. (DonSTU, Alchevsk, LPR)

INFLUENCE OF CHARACTERISTICS OF THE PULVERIZED COAL AND THEIR DESIGN PROCEDURE ON DETERMINING THE THEORETICAL COMBUSTION TEMPERATURE

Analyzing the influence of technical and elementary coal composition injected into blast-furnace was done as well the design procedure for determining the theoretical temperature of fuel combustion in the blast-furnace.

Key words: blast-furnace, calculating parameters of the blast-furnace melting, theoretical temperature of fuel combustion, pulverized coal characteristics, design procedure of theoretical temperature.

УДК 669.2

д.т.н. Алимов В. И.,
к.т.н. Георгиаду М. В.,
д.т.н. Шевелев А. И.,
Зубенко В. В.
(ДонНТУ, г. Донецк, ДНР)

ТЕРМОВРЕМЕННАЯ ОБРАБОТКА ФАСОННЫХ ОТЛИВОК ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ ХОЛОДИЛЬНОЙ ТЕХНИКИ

Усовершенствована технология термовременной обработки фасонных отливок из алюминиевых сплавов с медью путём регламентации параметров температура-время-перемешивание расплава. Показано, что комплексная термовременная обработка способствует облегчению удаления примесей железа, уменьшению пористости, увеличению микротвердости, степени дисперсности эвтектики и её сфероидизации. Опробованная технология показала возможность повышения надёжности и срока службы деталей петельного типа в холодильной технике из-за снижения хрупкости, приводящей к разрушению; дальнейшее упрочнение изделий достигается локальным гидропрессованием.

Ключевые слова: алюминиевые сплавы с медью, петля, термовременная обработка, литъё в кокиль, локальное упрочнение гидропрессованием, величина зерна, пористость, микротвердость, колонии эвтектики, примеси железа.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

Продукция из алюминия и его сплавов как продукт цветной металлургии занимает лидирующие позиции как в производстве, так и в потреблении в мире. Для повышения уровня свойств и качества алюминиевых отливок в целом широкое распространение получили такие виды термообработки литейных алюминиевых сплавов как отжиг и упрочнение путём закалки и старения [1].

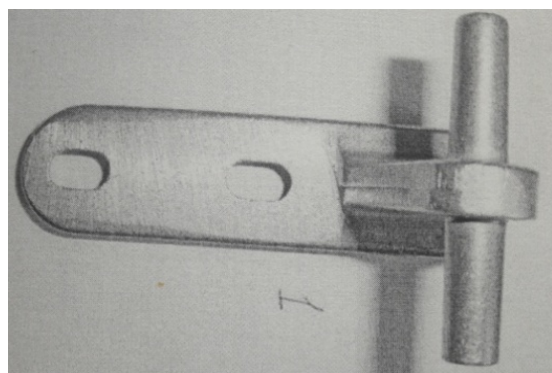
Технологии, основанные на термовременной обработке жидкого металла, являются инновационными и перспективными методами улучшения технологических свойств расплавов силуминов. После расплавления металл находится в неравновесном состоянии и на скорость перехода расплава в состояние, близкое к равновесному, влияют температура, продолжительность и интенсивность перемешивания при вакуумировании, обработке ультразвуком, продувке газами, воздействии электромагнитным полем и др. [2, 3].

Постановка задачи. Термовременная обработка заключается в расплавлении

или переплаве вторичного алюминиевого сплава с регламентацией температурно-временных параметров жидкого металла при его изотермической выдержке. Актуальной задачей является изучение данного процесса и его влияние на качество вторичных силуминов с целью улучшения механических свойств получаемых сплавов и отливок из них.

Изложение материала и его результаты. Важными особенностями вторичных алюминиевых сплавов, по отношению к первичным, являются менее стабильные механические характеристики и технологическая пластичность по причине загрязнения сплавов примесями. Для проведения исследований термовременной обработки использовали лом сложных отливок — петли из алюминиевого сплава АК12М2 для холодильной техники. Данный сплав относится к системе алюминий-кремний-медь со средним содержанием кремния 12 % и меди 2 %.

На рисунке 1 показана петля холодильника и типичный излом ушка петли при статочных испытаниях на разрушение (или уже в эксплуатации) при увеличении $\times 16$.



а



б

Рисунок 1 Общий вид (а) и излом ушка (б) петли после испытания на разрушение, $\times 1$

После испытания на разрушение при изучении излома ушка петли установили, что излом квазихрупкий, кристаллический, блестящий, сложной формы.

Квазихрупкое разрушение характеризуется присутствием в изломе гребней, ступенек, язычков и фасеток квазискола.

Наличие гребней в изломе свидетельствует о том, что в процессе разрушения в этих участках проходила некоторая локальная пластическая деформация.

Термовременную обработку (ТВО) расплава АК12М2 проводили путём перегрева расплавов до температур 600, 700 и 800 °С ($T_{пл} = 577$ °С), изотермической выдержки при этих температурах в течение 30, 25 и 20 мин с перемешиванием керамическим стержнем жидкого расплава.

Навески шихты помещали в алундовые жаростойкие тигли и загружали в печь СНОЛ-16.25.1/8М2, предварительно нагретую до заданной температуры. С целью изучения влияния различных факторов на скорость кристаллизации расплавы в тиглях 2, 4 и 6 подвергали обработке с перемешиванием керамическим стержнем жидкого металла. Полученные данные по микротвёрдости и пористости приведены в таблице 1.

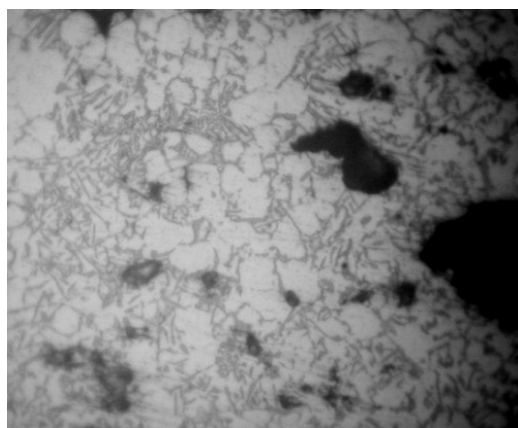
Таблица 1

Параметры ТВО, строение и свойства сплава АК12М2

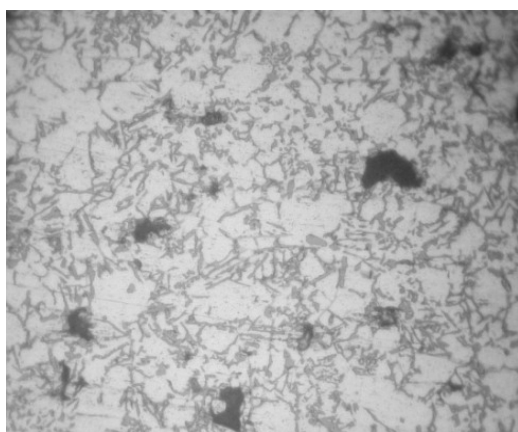
Вариант обработки	Режим обр.	$T_{пл}$, °С	$\tau_{выд}$, мин	Перемешивание расплава (+)	Микротвёрдость α -фазы, Н/мм ²	Микротвёрдость эвтектики, Н/мм ²	Средняя степень пористости, об. %
1	ТВО	600	30	-	730 \pm 40	1082 \pm 35	0,8
2	ТВО	600	30	+	766 \pm 32	1118 \pm 31	0,4
3	ТВО	700	25	-	748 \pm 40	1114 \pm 35	0,8
4	ТВО	700	25	+	785 \pm 35	1147 \pm 30	0,4
5	ТВО	800	20	-	779 \pm 40	1182 \pm 37	0,4
6	ТВО	800	20	+	793 \pm 33	1219 \pm 30	0,2
-	Литьё в кокиль	810	45	-	973 \pm 85		15,4

Из таблицы видно, что перемешивание является значимым фактором. Термовременная обработка повышает микротвёрдость. Также видно, что средняя степень пористости в отливках при литье в кокиль очень высокая и составляет 15,4 %, а отливки после термовременной обработки обладают значительно меньшей пористостью. Причем в отливках с перемешиванием пор меньше. Таким образом, этот фактор имеет большое влияние, так как материал отливки в кокиль не плотный за счёт большого количества пор.

На рисунке 2 представлены структуры алюминиевого сплава после литья в кокиль. Видно, что в структуре присутствует значительное количество пор.



а



б

Рисунок 2 Структуры алюминиевого сплава АК12М2 после литья в кокиль, $\times 600$:
а) поперечный шлиф; б) продольный шлиф

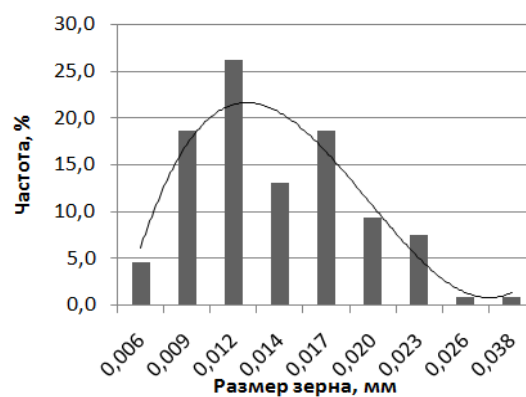
Методом определения величины зерна пересечением границ зёрен (ГОСТ 5639) рассчитывали средний условный диаметр зерна d_L в мм по формуле:

$$d_L = \frac{L}{N}, \quad (1)$$

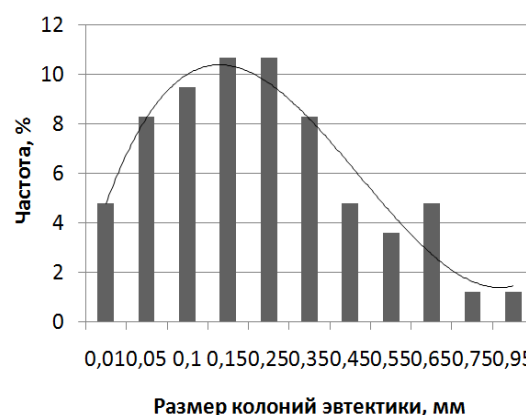
где L — суммарная длина отрезков в мм; N — общее число зёрен, пересечённых отрезками длиной L .

Средний условный диаметр зерна структурных составляющих твёрдого раствора α -фазы равен $d_L = 0,0143 \pm 0,0004$ мм, а колоний эвтектики — $d_L = 0,0628 \pm 0,002$ мм.

На рисунке 3 представлены частоты распределения размера зерна твёрдого раствора α -фазы (рис. 3, а) и размера колоний эвтектики (рис. 3, б).



а



б

Рисунок 3 Частота распределения размера:
а) зёрен твёрдого раствора α -фазы;
б) колоний эвтектики

Из рисунка 3,а видно, что диапазон распределения размера зерна твёрдого раствора α -фазы колеблется в пределах 0,006–0,038 мм. Наиболее часто встречаются зёрна размером 0,009, 0,012 и 0,017 мм.

Из рисунка 3,б видно, что диапазон распределения размера колоний эвтектики колеблется в пределах 0,01–0,95 мм. Наиболее часто встречаются колонии эвтектики размером 0,05–0,35 мм.

Основными структурными составляющими в литом состоянии алюминиевого сплава АК12М2 являются тройная эвтектика α -Si-CuAl₂ и твёрдый раствор α -Al. Крупными выделениями прямоугольной формы в структуре являются первичные кристаллы

кремния Si_п. Фаза CuAl₂ представлена кристаллами округлой морфологии.

На рисунке 4 представлены структуры алюминиевого сплава после ТВО при температурах 600, 700 и 800 °С при увеличении $\times 100$.

После термовременной обработки в структуре сплава наблюдали значительное уменьшение пористости и увеличение микротвердости. Перемешивание при термовременной обработке также уменьшает количество пор и незначительно увеличивает микротвердость. При перемешивании в структуре присутствует меньше выделений первичных кристаллов кремния Si_п, а эвтектика более дисперсна.

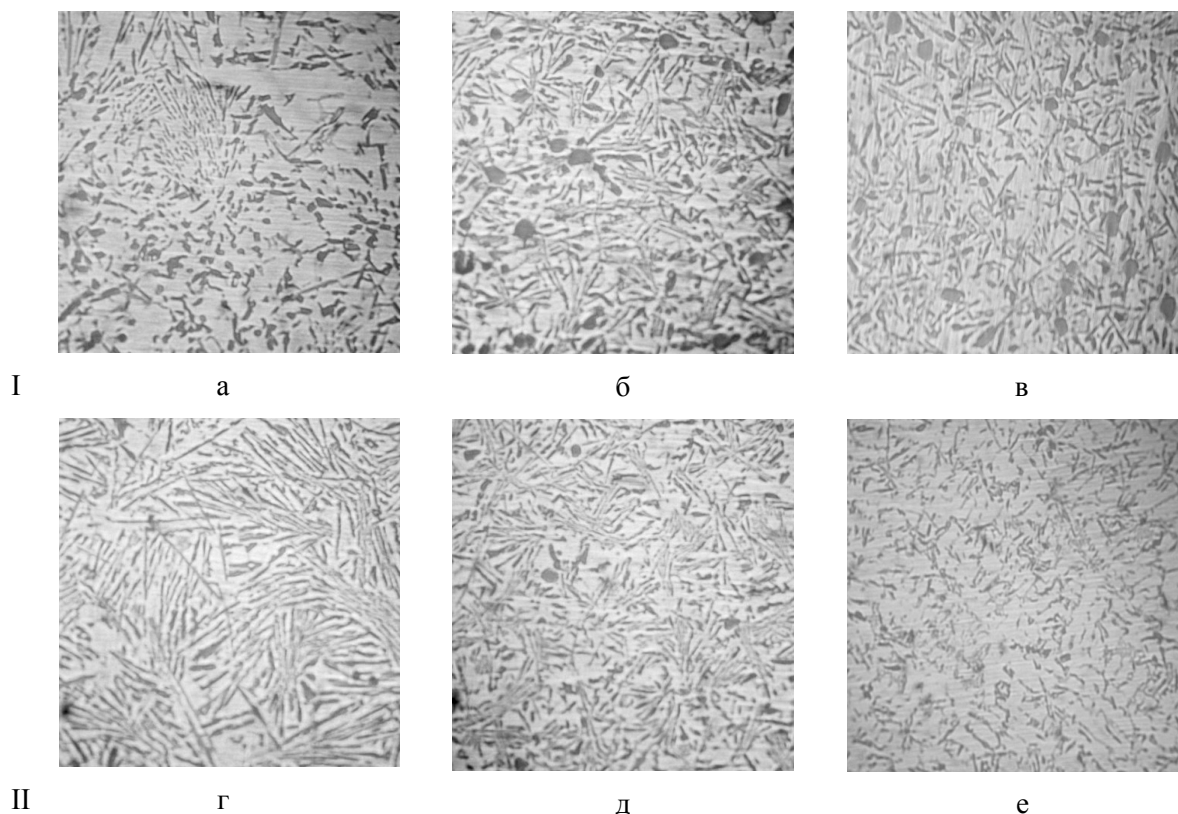


Рисунок 4 Микроструктуры образцов после ТВО, $\times 100$:

I — без перемешивания: а) 600; б) 700; в) 800 °С;

II – с перемешиванием: г) 600; д) 700; е) 800 °С

На вторичном алюминиевом сплаве с медью АК8МЗ в литом состоянии [4, 5], выплавленном в промышленной роторной печи, путём статистической обработки

производственных данных предприятия ООО «Донсплав» за 3-летний период и построения регрессионных моделей при помощи программного обеспечения на базе

«Statistica 6.0» установлено, что свинец и железо вызывают колебания твёрдости с размахом до 20–25 НВ; влияние же олова оказалось статистически незначимым.

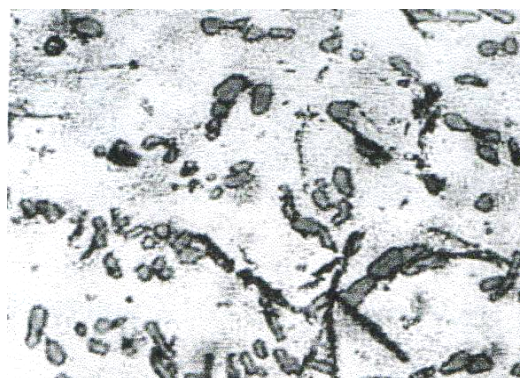
Усредненный химический состав сплава АК8МЗ в выборке для статистической обработки составил, % масс.: 9,09 Si; 2,73 Cu; 0,29 Mg; 0,2 Mn; 0,65 Zn; 0,83 Fe; 0,08 Ni; 0,029 Ti; 0,09 Pb; 0,03 Sn. Это соответствует общеевропейскому стандарту EN 1676.

Оптимальным режимом термической обработки изделий является закалка без полиморфного превращения от $515 \pm 5^\circ\text{C}$ с охлаждением в холодной воде и искусственное старение свежезакалённого сплава при $180 \pm 5^\circ\text{C}$ в течение 2-х часов; травление шлифов для оценки микроструктуры производили в 4-процентном водном растворе HF.

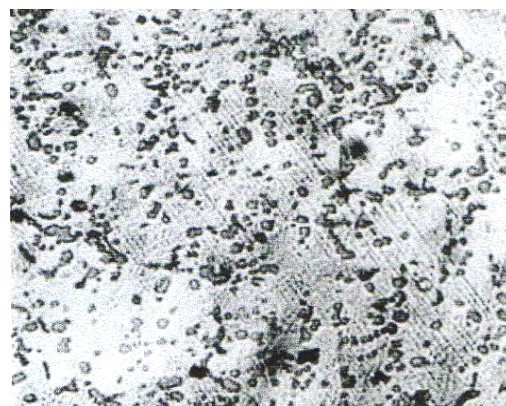
Эффект упрочнения, оценённый по приросту твердости, снижается по мере повышения содержания железа (с 35–40 до 10–25 НВ): железо способствовало образованию грубодифференцированных структурных составляющих пластинчатого типа (рис. 5, а), снижающих весь комплекс механических свойств сплава [6].

По мере минимизации примесей увеличивается количество мелкодисперсных частиц интерметаллидов, приближающихся по форме к сферам (рис. 5, б); при этом наблюдаются вариации размеров частиц по сечению изделий с тенденцией укрупнения к сердцевине. В то же время однозначного влияния свинца на упрочнение в обработанном массиве плавков не было выявлено.

Повышение качества сплава АК8МЗ достигается снижением содержания железа и измельчением примесных соединений. Регламентация разливки плавки может снизить содержание железа на 15–25 %; определённый эффект вносит использование чистого электротехнического алюминиевого лома — в нём содержание железа не превышает долей процента. Модифицирование также позволяет решить эту задачу; естественно, технологический процесс при этом усложняется, а экономические показатели падают.



а



б

Рисунок 5 Микроструктура литого сплава АК8МЗ; содержание железа: а) максимальное; б) минимальное; $\times 500$.

Опробование этого сплава для деталей петельного типа в холодильной технике взамен использовавшегося сплава АК12М2 показало возможности повышения надёжности и срока их службы из-за снижения хрупкости, приводящей к обламыванию петель.

Следует отметить также наблюдавшуюся тенденцию к большей размерной стабильности [7] у сплава АК8МЗ в интервале температур работы бытовой холодильной техники от -40 до $+40^\circ\text{C}$.

Для дальнейшего увеличения комплекса свойств оценивали возможности локального упрочнения гидропрессованием. Пластичность сплавов типа АК12М2 и АК8МЗ в литом состоянии недостаточна для обработки их давлением при комнатной температуре, так как в их структуре присутствуют хрупкие фазы пластинчатой формы,

выделившиеся по границам зерен при кристаллизации. Поэтому была опробована смягчающая обработка литых вторичных алюминиевых сплавов, основанная на их деформации методом винтовой экструзии [8, 9]. Тёплая винтовая экструзия с противодавлением приводит к значительному измельчению хрупкого межзёрненного каркаса и повышению однородности

распределения включений в пластичной матрице, что способствует увеличению пластичности и дает возможность дальнейшей обработки давлением с целью придания необходимой формы [10]. В таблице 2 приведены сравнительные характеристики механических свойств для алюминия и его сплавов в литом состоянии и после винтовой гидроэкструзии.

Таблица 2

Механические свойства алюминиевых сплавов в литом состоянии и после обработки методами винтовой экструзии [10]

Сплав, %	Механические свойства							
	В литом состоянии				После тёплой винтовой экструзии			
	σ_B	$\sigma_{0,2}$	δ	ψ	σ_B	$\sigma_{0,2}$	δ	ψ
	МПа		%		МПа		%	
Al — 99,3	96,5	84	11	17	159	137	21	70
Al — 88 Si — 9,5	75,2	60	1,5	0	203	180	12	13
Al — 93 Mg — 2,28	62	60	1,5	1	324	269	3,8	11

Выводы и направление дальнейших исследований.

Комплексная термовременная обработка жидкого алюминиевого сплава АК12М2 для сложных отливок холодильной техники с перемешиванием позволяет улучшить механические свойства и уменьшить количество пор. Применение термовременной обработки расширяет возможности использования вторичных силуминов.

Сплав АК8М3 для деталей петельного типа в холодильной технике взамен АК12М2 позволяет снизить хрупкость и

повысить срок службы деталей из сложных отливок.

Дополнительное локальное упрочнение литых вторичных алюминиевых сплавов, основанное на их деформации методом винтовой тёплой экструзии гидропрессованием, позволяет измельчить хрупкие фазы пластинчатой формы, выделившиеся по границам зёрен при кристаллизации и повысить однородность их распределения в пластичной матрице, что способствует увеличению пластичности и прочности изделий в целом.

Библиографический список

1. Колачев, Б. А. *Металловедение и термическая обработка цветных металлов и сплавов [Текст] : учебник для вузов / Б. А. Колачев, В. И. Елагин, В. А. Ливанов. — [3-е изд., перераб. и доп.]. — М. : «МИСИС», 1999. — 416 с.*
2. Пат. 66673А Україна, МПК 7 B21C1/00. Пристрій для формування виробів / В. І. Алімов, О. І. Шевелєв, Ю. Ю. Юдіна. — № 2003098350; заявл. 10.09.03; опубл. 17.05.04, Бюл. № 5. — 3 с.
3. Алимов, В. И. Свойства и структура нового вторичного Zn-Al-Si сплава [Текст] / В. И. Алимов, Е. А. Манаева, О. И. Воронцова, А. И. Шевелев // *Металлургия и обработка металлов : материалы научной технической конференции. — Донецк : ДонНТУ, 2004. — № 7. — С. 36–38.*
4. Шевелев, А. И. Применение алюминиевых сплавов [Текст] / А. И. Шевелев // *Металл и литьё Украины. — 2004. — № 11. — С. 39–42.*

5. Шевелев, А. И. Новые технологии получения изделий из вторичных цветных металлов // Металл и литьё Украины. — 2004. — № 4. — С. 32–42.

6. Алимов, В. И. Влияние примесей на качество вторичных алюминиевых сплавов с медью [Текст] / В. И. Алимов, А. И. Шевелев, М. В. Георгиаду, В. В. Зубенко, В. О. Генкузина // Материалы VII Международной конференции «Деформация и разрушение материалов и наноматериалов». — Москва : Институт металлургии и материаловедения им. А. А. Байкова РАН, 2017. — С. 245.

7. Термическое размерное восстановление инструмента и деталей повышенной точности [Текст] : монография / В. И. Алимов, М. В. Георгиаду, А. И. Шевелев, В. В. Зубенко. — Харьков : Водный спектр Джи-Эм-Пи, 2016. — 208 с.

8. Пат. 17700 Україна, МПК C22C33/00. Спосіб виробництва вторинного фероалюмінію у тигельній індукційній печі / О. І. Шевелєв, В. І. Алімов, В. Г. Куликов, С. С. Апоначенко. — № 200603221; заявл. 27.03.06; опубл. 16.10.06, Бюл. № 10. — 3 с.

9. Шевелев, А. И. Обработка литых вторичных алюминиевых сплавов методом винтовой экструзии [Текст] / А. И. Шевелев, Я. Е. Бейгельзимер, А. С. Сынков // Известия ВУЗов. Цветная металлургия. — 2004. — № 6. — С. 54–57.

10. Шевелев, А. И. Комбинированная деформационная обработка вторичных алюминиевых сплавов [Текст] / А. И. Шевелев, В. Н. Варюхин, С. Г. Сынков, А. В. Решетов // Физика и техника высоких давлений. — 2005. — Том 15. — № 1. — С. 139–145.

© Алимов В. И.
© Георгиаду М. В.
© Шевелев А. И.
© Зубенко В. В.

**Рекомендована к печати к.т.н., доц., зав. каф. ОМД ДонГТУ Денищенко П. Н.,
к.т.н., доц. каф. ОМД ДонНТУ Митьевым А. П.**

Статья поступила в редакцию 07.02.18.

д.т.н. Алімов В. І., к.т.н. Георгіаду М. В. (ДонНТУ, м. Донецьк, ДНР, alim41@mail.ru, geote@mail.ru), **д.т.н. Шевелєв О. І.** (ДонНТУ, м. Донецьк, ДНР), **Зубенко В. В.** (ТОВ «Термолайф», м. Донецьк, ДНР)

ТЕРМОЧАСОВА ОБРОБКА ФАСОННИХ ВИЛИВКІВ З АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ ДЛЯ ХОЛОДИЛЬНОЇ ТЕХНІКИ

Вдосконалено технологію термочасової обробки фасонних виливків з алюмінієвих сплавів з міддю шляхом регламентації параметрів температура-час-перемішування розплаву. Показано, що комплексна термочасова обробка сприяє полегшенню видалення домішок заліза, зменшенню пористості, збільшенню мікротвердості і ступеня дисперсності евтектики, її сфероїдизації. Випробувана технологія показала можливість підвищення надійності і терміну служби деталей петельного типу в холодильній техніці через зниження крихкості, що приводить до руйнування; подальше зміцнення виробів досягається локальним гідропресуванням.

Ключові слова: алюмінієві сплави з міддю, петля, термочасова обробка, лиття в кокіл, локальне зміцнення гідропресуванням, величина зерна, пористість, мікротвердість, колонії евтектики, домішки заліза.

Doctor of Tech. Sc. Alimov V. I., PhD Georgiadu M. V. (*DonNTU, Donetsk, DPR, alim41@mail.ru, geote@mail.ru*), **Doctor of Tech. Sc. Shevelev A. I.** (*DonNTU, Donetsk, DPR*), **Zubenko V. V.** (*ООО «Termolife» (Limited Liability Company), Donetsk, DPR*)

HEAT-TIME TREATMENT OF SHAPED ALUMINUM-COPPER ALLOY CASTINGS FOR REFRIGERATION

There has been improved the heat-time treatment method for shaped aluminum-copper alloy castings by regulating the parameters “temperature-time-melt stirring”. It is proved that the overall heat-time treatment provides easy removing of iron impurities, reducing porosity, increasing the microhardness and dispersion eutectic degree and its spheroidization. The proved method has shown the possibility to increase reliability and lifetime of loop-type parts in refrigeration through reducing the fragility terminated in failure; further strengthening of workpieces is achieved by local hydraulic forging.

Key words: *aluminum-copper alloys, loop, heat-time treatment, chilling, local strengthening by hydraulic forging, grain size, porosity, microhardness, eutectic colony, iron impurities.*

УДК 669.054:669.74

к.т.н. Куберский С. В.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР)

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ГЛУБИНЫ ПОГРУЖЕНИЯ ДУГОВОГО РАЗРЯДА В РАСПЛАВ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ИЗВЛЕЧЕНИЯ МАРГАНЦА И КРЕМНИЯ ИЗ СИЛИКОМАРГАНЦЕВОГО ШЛАКА

Определены температуры начала восстановления основных компонентов рудно-восстановительной смеси на базе шлака от производства силикомарганца при различном давлении в системе и показано незначительное увеличение значений этого термодинамического параметра при заглублении реакционной зоны в расплав на величину до 300 мм. Установлены зависимости, свидетельствующие о положительном влиянии уровня заглубления дуги в расплав на степень извлечения Mn и Si и скорость нагрева металла, а также показано, что оптимальное его значение для рудно-восстановительных блоков использованной конструкции и состава составляет 0,050–0,055 м и обеспечивает минимальный удельный расход электроэнергии на реализацию процесса дугового глубинного восстановления.

Ключевые слова: термодинамика, температура, восстановление, заглублённая дуга, избыточное давление, степень извлечения, скорость нагрева, расход электроэнергии.

В настоящее время наиболее распространённые способы раскисления-легирования и рафинирования железоуглеродистых расплавов предполагают использование различных ферросплавов и лигатур, производство которых является весьма энерго- и ресурсоёмким, а также сопряжено со значительными выбросами в атмосферу вредных веществ, образованием шлаков, шламов и других техногенных отходов.

Авторами работы [1] предложен принципиально новый метод дугового глубинного восстановления (ДГВ) для насыщения железоуглеродистых расплавов необходимыми полезными элементами, восстанавливаемыми из отходов и вторичных материалов непосредственно в объём жидкого металла в условиях низкотемпературной плазмы заглублённого дугового разряда.

В процессе ДГВ элементы восстанавливаются и поступают в расплав, минуя стадию производства ферросплавов и лигатур, а следовательно, и связанные с этим производством дополнительные затраты.

Кроме того, метод ДГВ позволяет совместить во времени важные операции раскисления, легирования, рафинирования, нагрева и гомогенизации, характерные заклю-

чительным этапам технологии производства чёрных металлов, а также обеспечить высокую энергетическую эффективность за счёт реализации указанных процессов в объёме высокотемпературного металлического расплава. При заглублении в расплав значительно возрастает КПД дуги, что обусловлено улучшением условий теплопередачи при организации её горения в замкнутом пространстве, а также использованием тепла материала электродов, который, разрушаясь, расплавляясь или испаряясь при сжигании, остаётся в жидком металле и отдаёт ему своё избыточное теплосодержание.

Данная технология была реализована в ковшах 0,16 т, 0,24 т, 0,4 т и 1,0 т литейных и металлургических микро-заводов для внедоменной десульфурации чугуна магнием, восстанавливаемым из магнезита, и раскисления-легирования железоуглеродистых расплавов марганцем и кремнием, восстанавливаемыми из отвального шлака от производства силикомарганца (ШМnC), и обеспечила снижение себестоимости обработки на 3–5 \$/т в сравнении с применением магниевой проволоки, гранул, ферромарганца, ферросилиция и силикомарганца. Кроме того, она может быть использована

на заключительном этапе получения заготовок из жидкого металла, а именно для обработки в промежуточном ковше МНЛЗ, что позволит управлять температурным режимом и увеличить эффективность раскисления, легирования и рафинирования металла многими элементами (в связи с более поздним их вводом).

Использование дуговой глубинной обработки расплавов на микро-заводах является также привлекательным с точки зрения наличия необходимых источников электроэнергии (печных трансформаторов), устройств для введения дуговых блоков в металл (электрододержатели), а также вспомогательных участков и отделений для их изготовления, характерных для машиностроительных и литейных цехов (участки по механообработке, дроблению, рассеву, смешиванию, формовке, сушке и т. д.).

По результатам исследований, проведённых при отработке технологии ДГВ, была разработана эффективная конструкция рудно-восстановительных блоков (РВБ), оптимизированы составы рудно-восстановительных смесей (РВС), предложены основные электрические и тепловые параметры, необходимые для реализации процесса в производственных условиях. Одним из важных и неизученных в настоящее время показателей, оказывающих существенное влияние на ход процесса ДГВ, является уровень заглубления РВБ и, соответственно, дугового разряда в объём обрабатываемого металла.

Поэтому основная цель данной работы предусматривала теоретический и экспериментальный анализ изменения степени извлечения полезных элементов РВС в металлический расплав, скорости нагрева металла и энергетических затрат на процесс ДГВ в зависимости от глубины расположения реакционной зоны, на которой протекают реакции восстановления необходимых для раскисления-легирования железуглеродистого расплава примесей.

Из практики ковшевого нагрева стали в агрегатах ковш-печь известно, что экрани-

рование дугового разряда шлаком позволяет значительно улучшить условия передачи тепла металлу при минимальном его излучении на футеровку [2]. Аналогичная картина должна наблюдаться и при реализации процесса ДГВ. Однако в этом случае имеют место несколько отличительных моментов, не характерных для дугового нагрева. В первую очередь это реакции восстановления, протекание которых при повышении давления в системе требует больших энергетических затрат. С другой стороны, ранее проведённые исследования свидетельствуют о том, что заглубление реакционной поверхности благоприятно сказывается на процессах усвоения расплавом восстановленных элементов и особенно продуктов, выделяющихся в газообразном состоянии [1].

С учётом того фактора, что ШМnC состоит из различных оксидов (MnO , SiO_2 , Al_2O_3 , CaO и т. п.), определённый интерес представляет оценка их теоретической температуры начала углеродического восстановления.

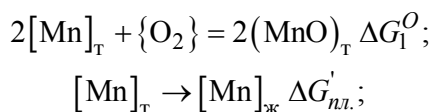
С этой целью из графика зависимости стандартного изменения энергии Гиббса от температуры для реакций образования оксидов металлов, представленной в работе [3], определяли ориентировочное значение температуры начала восстановления оксида MnO углеродом как точки пересечения соответствующих линий для ΔG_{MnO}^O и $\Delta G_{C/CO}^O$, которое составило $(T_{н.в.})_{MnO} = 1675 \text{ K}$.

Основной задачей данного расчёта являлось определение температурной зависимости ΔG_{MnO}^O и $\Delta G_{C/CO}^O$.

Температура плавления и кипения Mn составила $T_{пл.}^{Mn} = 1516 \text{ K}$, $T_{кип.}^{Mn} = 2423 \text{ K}$, а MnO — $T_{пл.}^{MnO} = 2058 \text{ K}$. Поэтому при температуре $T_{н.в.} = 1675 \text{ K}$ марганец находится в жидком состоянии, а оксид MnO — в твёрдом.

В работе [3] уравнение, связывающее ΔG_{MnO}^O с температурой, дано только до температуры плавления марганца. Поэтому при

расчете величины ΔG_{MnO}^O необходимо делать поправку на фазовые переходы:



$$2[Mn]_{ж} + \{O_2\} = 2(MnO)_T \Delta G_2^O.$$

$$\Delta G_2^O = \Delta G_1^O - 2\Delta G'_{пл.}.$$

Значение ΔG_1^O в расчёте на 1 моль O_2 составит [3]:

$$\Delta G_1^O = 2(-385186 + 73,73T) =$$

$$= -770372 + 147,46T.$$

Учитывая поправку на плавление Mn, получим

$$\Delta G'_{пл.} = \Delta H_{пл.} - \frac{\Delta H_{пл.}}{T_{пл.}} T = 14640 -$$

$$- \frac{14640}{1516} T = 14640 - 9,66T.$$

Тогда для реакции образования MnO из жидкого марганца стандартное изменение энергии Гиббса составит

$$\Delta G_2^O = (-770372 + 147,46T) -$$

$$- 2(14640 - 9,66T) = -799652 + 166,48T.$$

Для образования CO по реакции $2 <C>_T + \{O_2\} = 2\{CO\}_T$

$$\Delta G_{C/CO}^O = 2(-110560 - 89,875T) =$$

$$= -221120 - 179,75T.$$

Из полученных уравнений для температурной зависимости ΔG_2^O и $\Delta G_{C/CO}^O$ найдем значения коэффициентов M и N:

$$M_1 = -799652; \quad M_2 = -221120;$$

$$N_1 = 166,78; \quad N_2 = -179,75.$$

Подставляя эти значения в формулу для определения теоретической температуры начала восстановления MnO углеродом при стандартных условиях, получим

$$T_{н.в.}^O = \frac{M_2 - M_1}{N_1 - N_2} = \frac{-221120 - (-799652)}{166,78 - (-179,75)} =$$

$$= 1670 \text{ К или } 1397^\circ \text{C}.$$

Зависимость стандартного изменения энергии Гиббса от температуры для суммарной реакции восстановления марганца твёрдым углеродом будет иметь вид

$$\Delta G_T^O = 289266 - 173,265 \cdot T.$$

По данной методике были рассчитаны теоретические температуры начала восстановления марганца твёрдым углеродом, протекающие по различным схемам, и сопоставлены с литературными данными, которые представлены в таблице 1.

Как было отмечено выше, на величину температуры начала восстановления элементов значительное влияние оказывает давление в системе. Поэтому при давлении, отличном от атмосферного, её определяли в соответствии с методикой, описанной в работе [3], по формуле (1):

Таблица 1

Термодинамические параметры восстановления марганца

Источник	Реакция	ΔG_T^O , Дж/моль	$T_{н.в.}^O$, К
[4]	$MnO + C = Mn + CO$	$290786 - 173,466 \cdot T$	1673
[5]	$(MnO) + <C> = [Mn] + \{CO\}$	$272745 - 160,35 \cdot T$	1701
[6]	$3(MnO) + 3<C> = 3[Mn] + 3\{CO\}$	-	1693
Расчёт*	$(MnO) + <C> = [Mn] + \{CO\}$	$289266 - 173,265 \cdot T$	1670
	$(MnO \cdot SiO_2) + <C> = [Mn] + (SiO_2) + \{CO\}$	$352698 - 198,951 \cdot T$	1773
	$(MnO \cdot SiO_2) + (CaO) + <C> = [Mn] + (CaO \cdot SiO_2) + \{CO\}$	$408801 - 232,032 \cdot T$	1771

*активности всех участвующих в реакции веществ приняты равными 1, а давление в системе равно 10^5 Па.

$$T_{н.в.}^P = \frac{M_2 - M_1}{N_1 - N_2 + 38,31 \left(\frac{1}{y} \lg a_{(Me_xO_y)} - \frac{x}{y} \lg a_{[Me]} - \lg P \right)}, \quad (1)$$

где M_1 , M_2 и N_1 , N_2 — соответственно стандартные изменения энтальпии и энтропии для реакции образования оксида металла (индекс 1) и оксида восстановителя (индекс 2);

x и y — стехиометрические коэффициенты;

a — активность компонента;

P — давление в системе, 10^5 Па.

Теоретическую оценку возможной величины заглупления РВБ в металлический расплав производили по методике, приведённой в работе [7] для постоянного и переменного тока, подаваемого на комбинированный электрод блока. Комбинированный электрод, используемый в технологиях ДГВ магния, Mn и Si представлял собой стальную трубку, набитую электродной массой, состоящей из графитовой стружки с добавкой 12,5 % глинозёма или магнетита [1].

Для расчёта возможного уровня заглупления РВБ в железоуглеродистый расплав использовали формулу

$$h = \frac{\rho_{i,e}}{\rho g}, \quad (2)$$

где h — глубина заглупления электрической дуги в жидкий металл, м;

$\rho_{i,e}$ — теоретическое значение давления ионов на катод при работе на обратной полярности или электронов на анод при работе на прямой полярности, н/м²;

ρ — плотность металла, кг/м³;

g — ускорение свободного падения, м/с².

Теоретическое значение давления ионов на катод при работе со стальным электродом на обратной полярности определяли по формуле

$$\rho_i = j_k \sqrt{\frac{\mu(2eU - 3kT_k)}{Ae^2}}, \quad (3)$$

где j_k — плотность электрического тока, А/м²;

μ — атомный вес элемента, г/моль;

e — заряд электрона, Кл;

U — падение напряжения, В;

k — постоянная Больцмана, Дж/К;

T_k — абсолютная температура, К;

A — число Авогадро, моль⁻¹.

Теоретическое значение давления электронов на анод при работе на прямой полярности определяли по формуле

$$\rho_e = j_a \sqrt{\frac{m_e(2eU_a - 3kT_k)}{e^2}}, \quad (4)$$

где j_a — плотность электрического тока, А/м²;

m_e — масса электрона, кг.

Рассматривая катодное и анодное подключение дуговых блоков (прямая и обратная полярность), необходимо отметить, что давление ионов на катод в несколько сотен раз больше, чем давление электронов на анод. Поэтому работая на обратной полярности, уровень заглупления дугового разряда в металл будет значительно больше. Это подтверждается результатами расчёта теоретической глубины погружения дуги со стальными и графитовыми электродами в жидкую сталь для плотности тока на электроде 1–2 А/мм², металлической ванне 0,07 А/мм², напряжения 35–55 В, температуры кипения железа и графита 3013 К и 5103 К соответственно.

По уравнению (3) давление ионов на катод составит

$$\begin{aligned} \rho_i &= j_k \sqrt{\frac{\mu(2eU - 3kT_k)}{Ae^2}} = 2 \cdot 10^6 \cdot \\ &\cdot \sqrt{\frac{56(2 \cdot 1,6 \cdot 10^{-19} \cdot 55 - 3 \cdot 1,38 \cdot 10^{-23} \cdot 3013)}{6,02 \cdot 10^{26} \cdot (1,6 \cdot 10^{-19})^2}} = \\ &= 15940 \text{ н/м}^2, \end{aligned}$$

где j_k — плотность электрического тока ($2 \cdot 10^6$ А/м²);

μ — атомный вес железа (56 г/моль);

e — заряд электрона ($1,6 \cdot 10^{-19}$ Кл);

U — падение напряжения (55 В);

k — постоянная Больцмана ($1,38 \cdot 10^{-23}$ Дж/К);

T_k — температура кипения катода (3013 К);

A — число Авогадро ($6,02 \cdot 10^{26}$ моль⁻¹).

Глубина погружения дуги в железоуглеродистый расплав при работе на обратной полярности, рассчитанная по формуле (2), будет равна

$$h = \frac{\rho_{i,e}}{\rho g} = \frac{15940}{7800 \cdot 9,8} = 0,208 \text{ м},$$

где ρ_i — теоретическое значение давления ионов на катод при работе на обратной полярности;

ρ_e — теоретическое значение давления электронов на анод для случая работы на прямой полярности.

Давление электронов на анод в соответствии с уравнением (4) составит

$$\rho_e = j_a \sqrt{\frac{m_e (2eU_a - 3kT_k)}{e^2}} = 7000 \cdot \sqrt{\frac{9,1 \cdot 10^{-31} (2 \cdot 1,6 \cdot 10^{-19} \cdot 55 - 3 \cdot 1,38 \cdot 10^{-23} \cdot 3013)}{(1,6 \cdot 10^{-19})^2}} = 0,166 \text{ н/м}^2,$$

где j_a — плотность электрического тока (7000 А/м²);

m_e — масса электрона ($9,10938231 \cdot 10^{-31}$ кг).

Глубина погружения дуги в железоуглеродистый расплав при работе на прямой полярности будет равна

$$h = \frac{\rho_e}{\rho g} = \frac{0,166}{7800 \cdot 9,8} = 2,2 \cdot 10^{-6} \text{ м}.$$

Результаты аналогичных расчётов, выполненных для заданных выше пределов

входящих в уравнения (2)–(4) параметров, представлены на рисунке 1.

Максимальное теоретически возможное заглубление дуги, равное 208 мм, получено при использовании стальных электродов, работе на постоянном токе обратной полярности, напряжении 55 В и плотности тока 2 А/мм². Поскольку используемый в процессе ДГВ электрод комбинированный и состоит из графитомагнетитовой электродной смеси, набитой в стальную трубку, теоретически возможное его заглубление в расплав не будет превышать величины, полученной для случая работы со стальным электродом.

В случае работы на переменном токе, когда катодом и анодом попеременно являются металл и дуговой блок, можно предположить, что заглубление дуги в жидкую сталь будет иметь среднее значение от суммы заглубления при работе на постоянном токе прямой и обратной полярности (анодном и катодном подключении). С учётом того, что в экспериментах использован комбинированный железографитовый электрод и по данным работы [1] дуга примерно одинаковые промежутки времени горит на стальную трубку и графитовую набивку, теоретически возможный уровень её заглубления будет характеризоваться значениями линии Ст.+Гр.2 рисунка 1.

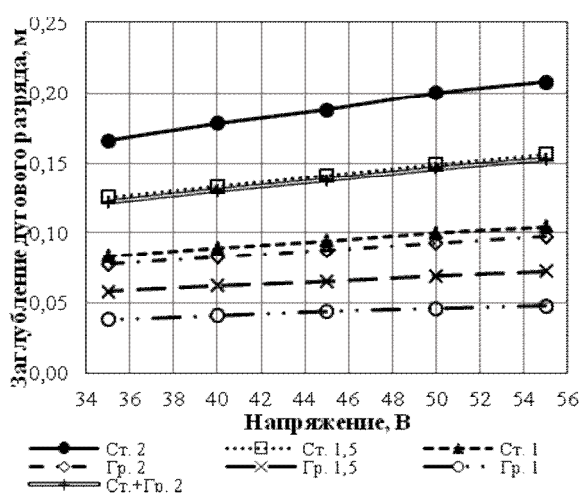


Рисунок 1 Влияние напряжения на дуге, материала электродов, рода и плотности тока на величину заглубления дуги

Результаты заглабления дугового разряда в железоуглеродистые расплавы, полученные авторами работ [8, 9], свидетельствуют о том, что при использовании близких к разрабатываемому процессу значений плотности и силы тока эта величина находится в пределах 150–300 мм.

Как было отмечено выше, повышение давления в системе влияет на температуру начала реакций восстановления. Поэтому было оценено её изменение для случая углестермического восстановления Mn и Si из оксидов и силикатов ШМnC при заглаблении дугового разряда до 300 мм.

Давление в зоне каверны ($P_{\text{кав.}}$) при погружении РВБ под слой металлического расплава на 300 мм составит

$$P_{\text{кав.}} = P_{\text{атм.}} + P_{\text{мет.}} = 101325 + (0,30 \cdot 6900 \cdot 9,81) = 121632 \text{ Па или } 1,20 \text{ атм,}$$

где $P_{\text{атм.}}$ — атмосферное давление, равное 101325 Па;

9,81 — ускорение свободного падения, м/с²;

6900 — плотность металлического расплава (чугуна), кг/м³.

Теоретическая температура начала восстановления марганца с поправкой на увеличение давления в зоне каверны составит

$$T_{\text{н.в.}}^P = \frac{M_2 - M_1}{N_1 - N_2 - 38,31 \lg P} = \frac{-221120 - (-799652)}{166,78 - (-179,75) - 38,31 \cdot \lg 1,20} = 1684 \text{ К,}$$

или 1411 °С, что на 14 °С больше, чем для случая без заглабления реакционной зоны.

Аналогично были рассчитаны теоретические температуры начала восстановления для других оксидов, входящих в состав рудного сырья при стандартных условиях ($T_{\text{н.в.}}^0$) и с поправкой на увеличение давления в зоне каверны ($T_{\text{н.в.}}^P$), которые показаны на рисунке 2.

Представленные данные свидетельствуют о том, что заглабление РВБ под слой металла на 300 мм повышает теоретическую температуру начала восстановления основных компонентов шлака не более чем на 16 °С. Поэтому можно утверждать, что для рассматриваемых оксидов колебание уровня заглабления реакционной поверхности относительно зеркала расплава в исследованном диапазоне не оказывает существенного влияния на термодинамические параметры восстановления.

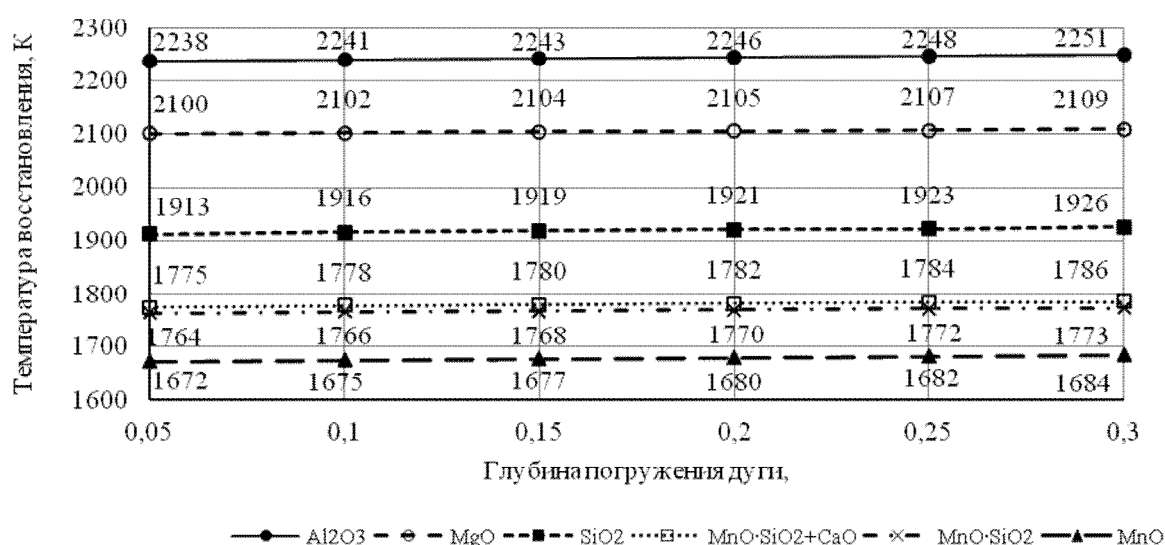


Рисунок 2 Влияние глубины погружения блока в расплав на температуру начала реакций углестермического восстановления

Для экспериментального изучения влияния заглабления РВБ в расплав на показатели процесса ДГВ Mn и Si из ШМnC было проведено 54 обработки чугуна и стали в индукционной печи ИСТ-0,06. Обработку 27,5–33 кг металла (среднее 30,4 кг) в течение 4–15 мин. (среднее 9 мин.) осуществляли на постоянном (обратной полярности) и переменном токе при его силе 180–350 А, напряжении 20–55 В, а уровень заглабления РВБ в расплав изменяли от 25 мм до 70 мм с шагом 5 мм (при заглаблении 25 мм было проведено 3 обработки, 30 мм — 3, 35 мм — 4, 40 мм — 5, 45 мм — 11, 50 мм — 18, 55 мм — 2, 60 мм — 3, 65 мм — 2, 70 мм — 3).

В результате проведённых экспериментов были получены следующие средние значения основных технологических показателей: извлечение Mn — 0,495 моль (0,09 %), Si — 0,343 моль (0,03 %), скорость насыщения марганцем — 0,01 %/мин, кремнием — 0,0035 %/мин, нагрева — 6,4 °C/мин.

Полученные в ходе экспериментов результаты позволили установить влияние величины заглабления РВБ в железоуглеродистый расплав на количество восстановленных элементов и скорость нагрева металла (рис. 3). Данные рисунка 3 свидетельствуют о том, что увеличение заглабления дугового разряда с 0,025 м до 0,070 м позитивно сказывается на двух основных показателях процесса ДГВ, а именно на количестве восстановленных для раскисления-легирования элементов и скорости нагрева расплава, которые возрастают в 4,1 и 1,8 раза соответственно.

При реализации данной технологии основная задача сводилась к углетермическому извлечению из шлака Mn, а Si восстанавливается попутно и может даже выступать в качестве дополнительного восстановителя. Поэтому все основные технологические параметры (температура расплава перед обработкой, состав, основность, электропроводность и другие свойства РВС) были ориентированы на максимальное насыщение расплава марганцем,

что и имело место по результатам лабораторных и промышленных экспериментов. Однако отмечено, что при большем заглаблении разница в количестве восстановленных молей Mn и Si значительно снижается и при величине этого параметра более 0,05 м исчезает практически полностью (рис. 4). Это свидетельствует о возникновении благоприятных термодинамических условий для восстановления Si, имеющего температуру начала восстановления (1640 °C), значительно превышающую температуру начала восстановления Mn из оксида (1400 °C) и силиката (1500 °C).

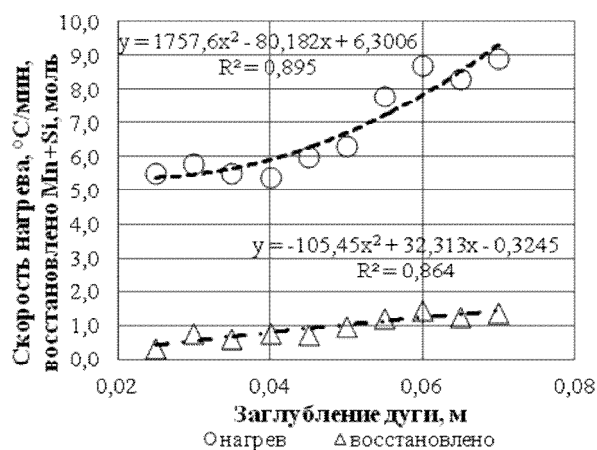


Рисунок 3 Влияние уровня заглабления РВБ на количество восстановленных элементов и скорость нагрева

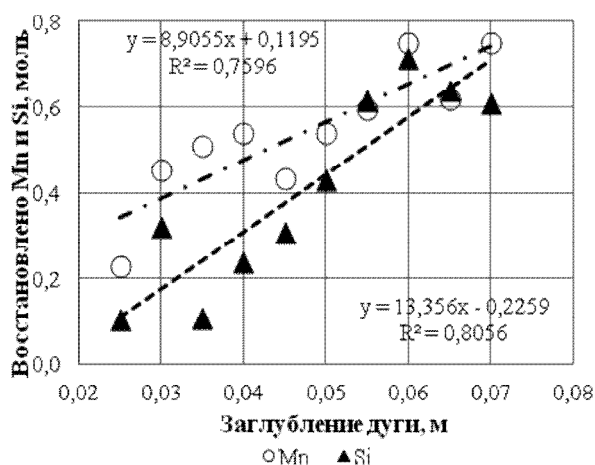


Рисунок 4 Влияние уровня заглабления РВБ на извлечение Mn и Si

Как было отмечено выше, эффективность современных металлургических технологий в значительной степени определяется затратами энергии. Поэтому было проанализировано влияние заглубления дугового разряда в объём обрабатываемого металла на расход электроэнергии. Реализованный при проведении экспериментов процесс ДГВ характеризовался изменением большого количества параметров, и для учёта их влияния в качестве характеристики энергозатрат можно принять расход электроэнергии (кВт·ч) на восстановление 1 % Mn и Si в 1 кг обрабатываемого расплава и нагрев его на 1 °C при длительности обработки 1 ч (кВт·ч/(кг·%·°C·ч)) или удельную мощность, подводимую в зону заглублённого дугового разряда для реализации технологии (кВт/(кг·%·°C)).

Обработка результатов проведённых экспериментов позволила установить характер изменения удельных затрат электроэнергии в зависимости от уровня заглубления дугового узла (рис. 5).

Представленные на рисунке 5 данные свидетельствуют о том, что зависимость удельных затрат электроэнергии от уровня заглубления дуги носит нелинейный характер. Для используемой конструкции РВБ и технологических параметров обработки можно выделить три наиболее характерных участка, соответствующих экспериментальному уровню заглубления: 0,025–0,040 м, 0,045–0,055 м и 0,060–0,070 м.

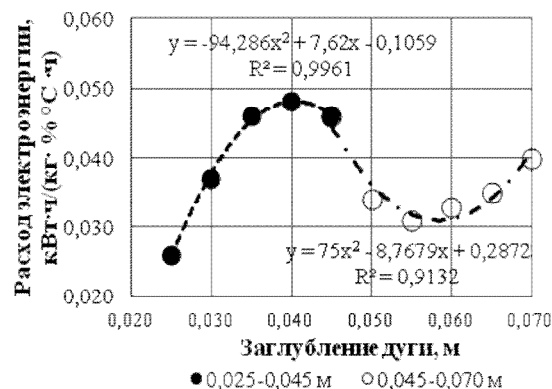


Рисунок 5 Влияние уровня заглубления РВБ на удельный расход электроэнергии

При заглублении до 0,04 м удельный расход электроэнергии возрастает, что может быть связано с потерями тепла в окружающую среду вследствие недостаточной теплоизоляции дугового разряда и оголения поверхности металла при воздействии на него дуги. При этом наблюдался повышенный барботаж верхних объёмов расплава и брызгообразование.

Погружение дуги в объём металла на 0,045–0,055 м обеспечивает снижение удельных энергозатрат и в данных условиях является оптимальным, обеспечивая при этом высокую степень восстановления элементов и скорость нагрева.

В соответствии с рисунками 3 и 4 увеличение уровня заглубления во всём исследованном диапазоне повышает эффективность обработки с точки зрения извлечения элементов и нагрева металла. Однако удельный расход электроэнергии при заглублении на 0,06–0,07 м так же, как и для диапазона 0,025–0,040 м, характеризуется повышенными значениями. Объяснить это можно природой существования заглублённого дугового разряда.

Полученный расчётом теоретически возможный уровень заглубления дуги в металлический расплав для наших условий находится в пределах 0,1–0,2 м и по данным работы [7] всегда превышает значения, получаемые исследователями в реальных условиях.

При проведении экспериментальных исследований по обработке методом ДГВ с погружением РВБ в железоуглеродистый расплав на 0,06–0,07 м отмечалось нестабильное горение дуги с частым её прерыванием, что требовало повторного зажигания путём поднятия и опускания электродов, вызывало увеличение расхода электроэнергии и снижало КПД дугового узла. Поэтому для данной конструкции РВБ, состава РВС и электрических параметров обработки оптимальным является диапазон заглубления 0,050–0,055 м.

Таким образом, проведённые исследования позволили установить зависимости ме-

жду рассматриваемыми технологическими параметрами, которые свидетельствуют о положительном влиянии уровня заглубления РВБ в металлический расплав на количество восстанавливаемых Mn и Si, а также скорость нагрева металла. Кроме того, установленная зависимость расхода электро-

энергии от уровня заглубления дугового разряда позволила определить оптимальную глубину погружения дуги в расплав, которая для использованных конструкции и состава РВБ составляет 0,050–0,055 м и обеспечивает минимальный удельный расход электроэнергии на реализацию процесса ДГВ.

Библиографический список

1. Электродуговая и электромагнитная обработка расплавов [Текст] : монография / А. Н. Смирнов и др. — Алчевск : ДонГТУ, 2013. — 320 с.
2. Металлургические мини-заводы [Текст] : монография / А. Н. Смирнов и др. — Донецк : ДонНТУ, 2005. — 469 с.
3. Казачков, Е. А. Расчёты по теории металлургических процессов [Текст] : учеб. пособ. для вузов / Е. А. Казачков. — М. : Металлургия, 1988. — 288 с.
4. Крамаров, А. Д. Электрометаллургия стали и ферросплавов [Текст] : учеб. пособ. для вузов / А. Д. Крамаров, А. Н. Соколов. — М. : Металлургия, 1976. — 376 с.
5. Рысс, М. А. Производство ферросплавов [Текст] : учеб. пособ. для вузов / М. А. Рысс. — М. : Металлургия, 1985. — 344 с.
6. Еднерал, Ф. П. Электрометаллургия стали и ферросплавов [Текст] : учебник / Ф. П. Еднерал. — М. : Металлургия, 1977. — 488 с.
7. Лесков, Г. И. Электрическая сварочная дуга [Текст] / Г. И. Лесков. — М. : Машиностроение. — 1970. — 335 с.
8. Низяев, К. Г. Нагрев стали электрической дугой, погружённой в жидкий металл [Текст] / К. Г. Низяев // Металлургическая и горнорудная промышленность. — 2007. — № 3. — С. 24–25.
9. Семирягин, С. В. Физико-химические условия процесса дугового восстановления магния под слоем металлического расплава [Текст] / С. В. Семирягин и др. // Сборник научных трудов ДонГТУ. — Алчевск : ДонГТУ, 2004. — № 18. — С. 192–203.

© Куберский С. В.

Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. МЧМ ДонГТУ Новохатским А. М., консультантом по вопросам качества кокса и технологии доменной плавки Филиала № 12 ЗАО «ВНЕШТОРГСЕРВИС», к.т.н. Кузьменко В. Ф.

Статья поступила в редакцию 07.03.18.

к.т.н. Куберський С. В. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР)

АНАЛІЗ ВПЛИВУ ГЛИБИНИ ЗАНУРЕННЯ ДУГОВОГО РОЗРЯДУ В РОЗПЛАВ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ ВИЛУЧЕННЯ МАНГАНУ І КРЕМНІЮ З СІЛКОМАРГАНЦЕВОГО ШЛАКУ

Визначено температури початку відновлення основних компонентів рудно-відновлювальної суміші на базі шлаку від виробництва сілікомарганцю за різних значень тиску в системі і показано незначне збільшення значень цього термодинамічного параметру при заглибленні реакційної зони в розплав на величину до 300 мм. Встановлено залежності, що свідчать про позитивний вплив рівня заглиблення дуги в розплав на ступінь вилучення Mn і Si та швидкість нагрівання металу, а також показано, що оптимальне його значення для рудно-відновлювальних блоків використаної конструкції і складу становить 0,050–0,055 м та забезпечує мінімальні питомі витрати електроенергії на реалізацію процесу дугового глибинного відновлення.

Ключові слова: термодинаміка, температура, відновлення, заглиблена дуга, надлишковий тиск, ступінь вилучення, швидкість нагрівання, витрата електроенергії.

PhD Kuberskiy S. V. (*DonSTU, Alchevsk, LPR*)

**IMPACT ANALYSIS OF THE IMMERSION DEPTH OF THE ARC CHARGE INTO MELT
RELATIVE TO EFFICIENCY OF MANGANESE AND SILICON EXTRACTION FROM
SILICOMANGANESE SLAG**

The starting reduction temperatures have been found out for the main components of the slag-based ore-reduction mixture from silicomanganese at different pressure in the system, and an insignificant increase in the values of this thermodynamic parameter is shown when the reaction zone penetrates the melt by up to 300 mm. Dependencies have been determined that indicate a positive effect of arc penetration level into the melt on the extraction of Mn and Si and the rate of metal heating, and it is also shown that its optimal value for ore-reduction blocks of the structure and composition used is 0,050–0,055 m and provides a minimum specific power consumption to implement the process of arc deep reduction.

Key words: *thermodynamics, temperature, reduction, buried arc, overpressure, extraction rate, heating rate, power consumption.*

УДК 669.162

д.т.н. Новохатский А. М.,
Блинов А. М.,
Бобров А. Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР)

ФИЗИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МАТЕРИАЛОВ В ГОРНЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

В данной работе рассмотрены гранулометрический состав и порозность различных видов кокса: калиброванного, рядового, валового, кокса фурменной зоны. Кроме того, была определена кажущаяся плотность шлака, находящегося в нижней части доменной печи в период плавки.

Ключевые слова: доменная печь, горн, кокс, шлак, порозность кокса, плотность шлака.

Важной проблемой в доменном производстве является определение объёмного баланса продуктов плавки в горне доменной печи с целью недопущения его переполнения [1]. В приходную статью данного баланса входит поступление чугуна и шлака в металлоприёмник, а в расходную — их выпуск. По материальному балансу определяется масса чугуна и шлака, приходящих в горн доменной печи. Так как плотность чугуна известна и имеет узкий диапазон 6,9–7,2 т/м³, то определение его объёма не представляет затруднений. Вычисление объёма горна, который занимает шлак, осложнено отсутствием данных о его кажущейся плотности во вспененном состоянии, а также значения порозности горнового кокса.

В горне доменной печи находится коксовая насадка, в межкусковых промежутках которой накапливается чугун и шлак. Кокс неоднороден по крупности и поэтому из-за вариации размеров кусков насадки величина пустот различна. Вероятно, что, имея относительно высокую вязкость, шлак не заполняет промежутки малого размера, а значит, при определении объёма расплава в горне это необходимо учитывать. В связи с этим требуется ввести научное понятие «наполнительная способность» коксовой насадки. Наполнительная способность показывает относительный объём, пригодный для накопления продуктов плавки. Она зависит от порозности и размера межкусковых промежутков коксовой насадки.

Порозность коксовой насадки изменяется в широких пределах и зависит от механического и химического разрушения кокса в доменной печи. Определение плотности шлака затруднено в связи с его вспениванием в горне доменной печи, и известное значение 2,6 т/м³ [2], которое было определено после дегазирования, не подходит для определения объёма расплава в металлоприёмнике. Поэтому важной задачей является определение кажущейся плотности горнового шлака и наполнительной способности коксовой насадки в горне доменной печи.

Исследования технических показателей кокса проводились для четырёх его видов:

- калиброванный кокс (крупность 50–60 мм; получали путём просеивания на ситах валового кокса);
- рядовой кокс, загружаемый в доменную печь (крупность +25 мм; отсевали мелкую фракцию, моделируя кокс, загружаемый в доменную печь);
- валовый кокс без отсева (кокс полифракционного состава, получаемый из коксовой батареи);
- кокс, отобранный через амбразуру фурменного прибора.

Ситовый состав трёх последних образцов представлен в таблицах 1–3 и на рисунке 1. Порозность кокса определялась по формуле:

$$\varepsilon = 1 - \frac{\rho_n}{\rho_k}, \quad (1)$$

МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

где ε — порозность; ρ_n — насыпная плотность; ρ_k — кажущаяся плотность.

Кажущуюся плотность кокса находили по формуле:

$$\rho_k = \frac{m}{V}, \quad (2)$$

где m — масса образца; V — объём образца.

Объём образцов находили методом парафинирования. Отобранные 10 образцов кокса, различной крупности взвешивали, а затем погружали на тонкой проволоке в расплавленный парафин. Покрытые тонкой пленкой парафина куски погружали в градуированный сосуд с водой и по количеству вытесненной жидкости определяли их объём. Данные внесены в таблицу 4.

Таблица 1

Ситовый состав рядового кокса (крупность + 25 мм)

Фракция	25–30	30–40	40–50	50–60	+60
кг	0,572	1,482	1,196	0,5785	1,625
%	10,49	27,18	21,93	10,61	29,80

Таблица 2

Ситовый состав валового кокса

Фракция	–3	3–5	5–7	7–10	10–15	15–25	25–30	30–40	40–50	50–60	+60
кг	0,075	0,125	0,085	0,105	0,165	0,465	0,44	1,14	0,92	0,445	1,25
%	1,44	2,40	1,63	2,01	3,16	8,92	8,44	21,86	17,64	8,53	23,97

Таблица 3

Ситовый состав кокса «из фурмы»

Фракция	–3	3–5	5–7	7–10	10–15	15–25	25–30	30–40	40–50	50–60	+60
кг	0,99	0,28	0,266	0,37	0,76	1,65	0,404	0,435	0,275	0,1	0,07
%	17,68	5,00	4,75	6,61	13,57	29,46	7,21	7,77	4,91	1,79	1,25

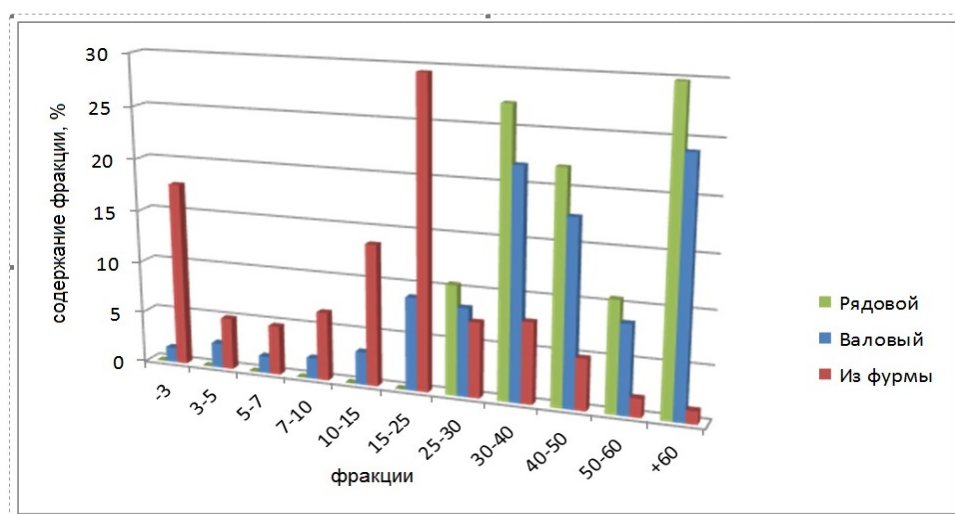


Рисунок 1 Ситовый состав различных видов кокса

МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Таблица 4

Кажущаяся плотность кокса

№ образца	Размер, мм	Масса, г	Объём, см ³	ρ_k , г/см ³
1	37	13,0	15	0,867
2	34	15,6	20	0,78
3	37	6,75	10	0,675
4	29	11,4	12	0,95
5	43	32,5	35	0,93
6	52	43,1	53	0,81
7	48	34,3	32	1,07
8	55	54,8	58	0,94
9	52	31,3	32	0,97
10	50	47,7	50	0,954
Среднее				0,895

Насыпная плотность кокса определялась по стандартной методике. Навеску материала загружали до краёв в ёмкость известного объёма и массы и по формуле определяли насыпную плотность:

$$\rho_n = \frac{m_{\text{общая}} - m_{\text{ёмкости}}}{V_{\text{ёмкости}}}, \quad (3)$$

где $m_{\text{общая}}$ — масса сосуда с коксом; $m_{\text{ёмкости}}$ — масса ёмкости, $V_{\text{ёмкости}}$ — объём ёмкости.

Измерения производились для четырёх образцов: калиброванный кокс (крупность 50–60 мм); рядовой кокс, загружаемый в доменную печь (крупность +25 мм); валовый кокс без отсева; кокс, отобранный через амбразуру фурменного прибора. Результаты представлены в таблице 5. Из неё видно, что порозность кокса в зависимости от гранулометрического состава изменяется в широких пределах (0,22–0,58). Следует

отметить, что кокс «из фурмы», имеющий наименьшую порозность, содержит большое количество фракции — 3 мм (табл. 3, рис. 1), которая, вероятно, образовалась в результате его горения в фурменном очаге. Данная фракция при нормальной работе доменной печи не попадает в горн, а полностью сгорает. Поэтому нельзя считать, что в металлоприёмнике доменной печи коксовая насадка обладает такой низкой порозностью. Также невозможно нахождение в горне кокса с порозностью выше 0,52, так как механические разрушения, расходование углерода на реакции Будуара и прямого восстановления элементов увеличивают в нём содержание мелких фракций.

По мнению авторов, на основании проведённой работы, порозность кокса в горне доменной печи колеблется в пределах 0,3–0,45 в зависимости от условий работы агрегата.

Таблица 5

Порозность кокса

Вид кокса	ρ_n , кг/м ³	ε
Калиброванный	378,8	0,58
Рядовой	391,4	0,56
Валовый	426,8	0,52
«Из фурмы»	700,8	0,22

На доменной печи № 3 ПАО «АМК» объёмом 1386 м^3 при выносе фурмы через амбразуру из-за прекращения подачи дутья вышло большое количество шлака, который попал в поддоменник и там затвердел без дегазирования. Взяты образцы оказались лёгкими, пористыми, что даёт основания утверждать о вспененности шлака в горне (рис. 2, табл. 6).

Из-за большого размера пор вспененного шлака было решено отказаться от метода парафинирования при определении кажущейся плотности образцов. Вместо обволакивания кусков материала парафином, применяли покрытие образцов тонкой полимерной плёнкой. В остальном методика соответствовала применённой при определении кажущейся плотности кокса.

Полученная кажущаяся плотность образцов не соответствует плотности в металлоприёмнике, поскольку находящийся в порах горнового шлака газ сжат избыточным давлением, из-за чего при выходе расплава из печи происходит расширение пор. Для пересчёта кажущейся плотности в условиях горна доменной печи было применено уравнение Менделеева-Клайперона (при $n=\text{const}$).

При вычислениях были приняты следующие параметры: температура в горне доменной печи 1873 К , температура кристаллизации шлака 1723 К , давление в горне печи 405300 Па , а атмосферное — 101325 Па . При нахождении объёма в куске шлака принимали истинную плотность шлака 2600 кг/м^3 .



Рисунок 2 Горновой шлак

Таблица 6

Параметры образцов шлака

№ образца	Масса, кг	Объём, м^3
1	0,236	$3,75 \times 10^{-4}$
2	0,28	$7,2 \times 10^{-4}$

Зная истинную плотность шлака и массу куска шлака, нашли его объём. После чего определили объём пор путём вычитания кажущегося объёма из объёма куска шлака. По уравнению Менделеева-Клайперона был найден объём пор шлака в горне доменной печи.

Объём твердого шлака в образце находили по формуле:

$$V_{\text{шл.тв.}i} = \frac{m_i}{\rho}, \quad (4)$$

где $V_{\text{шл.тв.}i}$ — объём твёрдого шлака в образце, м^3 ; m_i — масса образца, кг; ρ — истинная плотность шлака, кг/м^3 .

Объём пор в «холодных» образцах равен:

$$V_{\text{пор},i} = V_{\text{образца},i} - V_{\text{шл.тв.}i}, \quad (5)$$

где $V_{\text{пор},i}$ — объём пор в «холодном» образце; $V_{\text{образца},i}$ — объём «холодного» образца.

По уравнению Менделеева-Клайперона при постоянном количестве вещества найдём объём пор шлака в горне доменной печи:

$$V_{\text{пор-г},i} = \frac{P_{\text{атм}} \cdot V_{\text{пор},i} \cdot T_{\text{печи}}}{T_{\text{затв}} \cdot P_{\text{печи}}}, \quad (6)$$

где $P_{\text{атм}}$ — атмосферное давление, Па; $P_{\text{печи}}$ — давление в горне печи, Па; $V_{\text{пор-г},i}$ — объём пор «горячего» образца (в горне печи), м^3 ; $T_{\text{затв}}$ — температура затвердевания шлака, К; $T_{\text{печи}}$ — температура в горне доменной печи, К.

Найдём кажущуюся плотность шлака в горне доменной печи:

$$\rho_{\text{каж.шл.}i} = \frac{m_i}{V_{\text{пор-г},i}}, \quad (7)$$

где $\rho_{\text{каж.шл.}}$ — кажущаяся плотность шлака в условиях горна доменной печи.

По результатам расчётов была определена кажущаяся плотность шлака в горне доменной печи. В среднем по двум образцам она составила 1205 кг/м^3 .

Так как шлак находится в горне в межкусковых промежутках кокса, то определение порозности кокса в горне и реальной кажущейся плотности шлака позволит измерить уровень шлака в горне.

Выводы:

1. Установлено, что для определения объёмного баланса продуктов плавки в

горне доменной печи необходимы точные значения прозности горнового кокса и кажущейся плотности вспененного шлака.

2. Определена порозность различных видов кокса, которая колеблется в пределах $0,22\text{--}0,58$. По мнению авторов, порозность коксовой насадки в горне доменной печи находится в пределах $0,3\text{--}0,45$.

3. В ходе проведённых исследований определена кажущаяся плотность вспененного шлака и произведён её пересчёт для условий горна доменной печи. По результатам опытов средняя кажущаяся плотность составила 1205 кг/м^3 .

Библиографический список

1. Новохатский, А. М. Влияние режима выпусков продуктов плавки на показатели работы доменной печи [Текст] / А. М. Новохатский, А. М. Блинов, Г. Д. Михайлюк // *Сталь*. — 2017. — № 4. — С. 12–15.
2. Вегман, Е. Ф. Краткий справочник доменика [Текст]: справочник / Е. Ф. Вегман. — М. : «Металлургия», 1981. — 246 с.

© Новохатский А. М.

© Блинов А. М.

© Бобров А. Ю.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. ММК ДонГТУ Ульяницким В. Н., консультантом по вопросам качества кокса и технологии доменной плавки Филиала № 12 ЗАО «ВНЕШТОРГСЕРВИС», к.т.н. Кузьменко В. Ф.

Статья поступила в редакцию 05.03.18.

д.т.н. Новохатский О. М., Блинов О. М., Бобров О. Ю. (ДонГТУ, м. Алчевськ, ЛНР, bam_10_89@mail.ru)

ФІЗИЧНІ ВЛАСТИВОСТІ МАТЕРІАЛІВ В ГОРНІ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ

В даній роботі розглянуто гранулометричний склад і порозність різних видів коксу: каліброваного, рядового, валового, коксу фурменної зони. Крім того, було визначено уявну щільність шлаку, що знаходиться в нижній частині доменної печі під час плавки.

Ключові слова: доменна піч, горн, кокс, шлак, порозність коксу, щільність шлаку.

Doctor of Tech. Sc. Novohatskiy A. M., Blinov A. M., Bobrov A. Yu. (DonSTU, Alchevsk, LPR, bam_10_89@mail.ru)

PHYSICAL PROPERTIES OF MATERIALS IN THE BLAST-FURNACE HEARTH

The paper concentrates on a grain fineness and porosity of different kinds of coke: sized, run-of-oven, bulk, tuyere-zone coke. Besides, there has been determined the apparent density of slag located at the bottom of blast-furnace at melting.

Key words: blast-furnace, hearth, coke, slag, porosity of coke, density of slag.

УДК 669.127.44

д.т.н. Новохатский А. М.,
Филиппенко Д. Г.,
Иванишкин Д. С.

(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР, tafadimas@mail.ru)

ПРЯМОЕ ВОССТАНОВЛЕНИЕ ЖЕЛЕЗОРУДНОГО КОНЦЕНТРАТА АНТРАЦИТОМ

Рассмотрено восстановление железа из железорудного концентрата углеродом антрацита в твёрдофазном виде. Представлена схема производства стали, исключая различные металлургические переделы (коксохимический, агломерационный, доменный, конвертерный).

Ключевые слова: концентрат, твёрдый углерод (антрацит), прямое восстановление железа, губчатое железо, переплав.

Процессы восстановления твёрдых оксидов металлов, как правило, классифицируются в зависимости от типа восстановителя. Взаимодействие оксида металла с газообразным восстановителем принято называть реакцией косвенного восстановления, а с твёрдым углеродом — реакцией прямого восстановления. Возможность осуществления твёрдофазных реакций, по заключению ряда исследователей [1], весьма ограничена, поэтому к отличительным признакам прямого восстановления оксидов обычно относят, во-первых, протекание процесса в области высоких температур, во-вторых, образование в качестве продукта реакции монооксида углерода. Однако механизм прямого восстановления до сих пор не имеет однозначного объяснения; не существует и чётких критериев различия между прямым и косвенным восстановлением, так как твёрдофазное восстановление объясняется опять же посредством косвенного восстановления с участием промежуточных газопазных реакций.

За девяносто лет, прошедших с тех пор, как в 1926 г. А. А. Байков высказал фундаментальную идею о решающей роли газообразных восстановителей (CO , H_2) в процессе прямого восстановления оксидов металлов, механизм этого самого «прямого восстановления» так и остался неизвестным, несмотря на то, что отдельно взятые реакции восстановления оксидов металлов твёрдым угле-

родом, оксидом углерода и водородом изучены вдоль и поперёк и многократно описаны в металлургической литературе.

Прямое восстановление осуществляли во всех мыслимых условиях (в вакууме, под давлением, изменяя составы сырьевых смесей, применяя положения механохимии и электрохимии и т. д. и т. п.), но основные принципы течения процесса, а точнее условия, благоприятствующие его интенсификации, так и остались неразрешимой загадкой двадцатого века, о чём свидетельствуют цитаты из классиков отечественной металлургии: «Механизм восстановления окислов металлов твёрдым углеродом является одним из наименее экспериментально разработанных в теоретической металлургии. Не только детали, но и макроскопические этапы этого важнейшего технологического процесса не имеют ещё должного опытного обоснования» [2].

Использование твёрдого топлива в качестве восстановителя при получении металлизированных продуктов является перспективным направлением металлургии. По сравнению с традиционными способами металлизации, основанными на применении в качестве восстановителя конвертируемого природного газа, использование твёрдого топлива позволяет значительно снизить себестоимость продукции за счёт более низкой стоимости сырья и возможности создания компактных промышленных агрегатов [3].

После успешного проведения экспериментов с использованием химически чистых материалов, таких как гематит и древесный уголь, получения крицы и переплава её в сталь [4] решено было перейти на производственные материалы, такие как концентрат и антрацит.

Цель научной работы — провести опытные исследования восстановления мелкодисперсного железорудного концентрата, смешанного с измельчённым антрацитом, при температуре 1100 °С. В качестве углевосстановителя выбиралось наиболее химически чистое вещество от серы, основная составляющая которого — углерод. Этим требованиям соответствует уголь марки А.

Технический анализ антрацита производился в лаборатории кафедры МЧМ. Согласно ГОСТ 11014-2001 [5] определялась влажность аналитической пробы антрацита. Сущность метода заключается в высушивании навески аналитической пробы топлива с максимальным размером зёрен 0,2 мм в сушильном шкафу при температуре (160±5) °С и вычислении массовой доли влаги по потере массы. Из аналитической пробы топлива во взвешенные бюксы отбиралась навеска топлива массой 100 г. После этого открытые бюксы с навесками были помещены в сушильный шкаф, предварительно нагретый до температуры (160±5) °С, и при этой температуре высушены в течение 5 минут. По окончании сушки бюксы вынимались из сушильного шкафа, закрывались крышками и охлаждались на воздухе в течение 5 минут, затем до комнатной температуры в эксикаторе, после чего навеска взвешивалась. Массовая доля общей влаги вычислялась по формуле:

$$W = \frac{m_1}{m} \cdot 100, \quad (1)$$

где m_1 — потеря массы при сушке навески топлива, г; m — масса навески пробы топлива, г.

Общая влажность антрацита составила:

$$W = \frac{4,4774}{100} \cdot 100 = 4,47\%.$$

Согласно ГОСТ 6382-91 [6] определялся выход летучих веществ из антрацита как разность потери массы и влаги при нагревании топлива в стандартных условиях без доступа воздуха. Определение влаги и выхода летучих веществ проводили одновременно, чтобы можно было ввести соответствующую поправку. Сущность метода заключается в нагревании навески антрацита без доступа воздуха при температуре (850±5) °С в течение 7 минут и определении выхода летучих веществ по разности общей потери массы навески и потери за счёт испарения влаги. Выход летучих веществ из аналитической пробы топлива V^a вычислялся по формуле:

$$V^a = \frac{100 \cdot (m_2 - m_3)}{m_2 - m_1} - W^a, \quad (2)$$

где: m_1 — масса пустого тигля с крышкой, г; m_2 — масса тигля с крышкой и пробой до нагревания, г; m_3 — масса тигля с крышкой и остатком после нагревания, г; W^a — массовая доля влаги в аналитической пробе топлива, определяемая по ГОСТ 11014, %.

Выход летучих веществ в антраците составил:

$$V^a = \frac{100 \cdot (36,45 - 35,36)}{36,45 - 24,84} - 4,47 = 4,92\%.$$

Согласно ГОСТ 11022-95 [7] определялось количество зольности топлива. Зола, оставшаяся после сжигания угля на воздухе, образуется из неорганических соединений, входящих в состав угольного вещества, и из присутствующих минеральных веществ. Сущность метода заключается в сжигании пробы топлива в муфельной печи при температуре (815±5) °С. Зольность в процентах рассчитывалась по массе остатка после прокаливания. Для определения зольности угля использовалась аналитическая проба, измельчённая до 0,2 мм. Тигель с навеской помещался в муфельную печь при комнатной температуре. В течение 60 минут температура повышалась

до 500 °С и выдерживалась в течение 30 мин. Далее нагрев продолжался до температуры 815 °С, которая выдерживалась в течение 90 мин. После этого несгоревший остаток доставался из печи и взвешивался. Зольность аналитической пробы А (% по массе) вычислялась по формуле:

$$A = \frac{m_3 - m_1}{m_2 - m_1} \cdot 100. \quad (3)$$

Зольность антрацита составила:

$$A = \frac{19,84 - 19,76}{20,81 - 19,76} \cdot 100 = 7,61\%.$$

Содержание серы в антраците 0,74 %.

В качестве железорудного сырья использовался взятый на Енакиевском металлургическом заводе ковдорский концентрат. Химический состав концентрата и его гранулометрический состав представлены в таблицах 1 и 2 соответственно.

В лабораторных условиях были спланированы и проведены опытные эксперименты по восстановлению концентрата антрацитом. Первый эксперимент проводился в шахтной печи, в которую загружался алундовый тигель, заполненный концентратом и измельчённым антрацитом. Шихта тщательно перемешивалась. Крупность измельчённого восстановителя составляла 0,2 мм. Известно, что реакции восстановления идут на границах соприкосновения материалов, поэтому для крупной шихты целесообразно использовать в качестве

восстановителя водород, поскольку газ лучше проникает в поры материала, однако внутри материала реакции не идут. Используя же в качестве восстановителя углерод антрацита, необходимо иметь достаточно мелкий материал, тем самым обеспечить большую площадь контакта между окислами железа и частицами угля, чем ускорить реакции прямого восстановления.

Целью данного эксперимента было получение восстановленного губчатого железа, которое дальше можно было бы переплавить в сталь. Стехиометрически рассчитано, что на восстановление 800 г железорудного концентрата необходимо 200 г антрацитовой мелочи. Алундовый тигель нагревался в печи до температуры 1100 °С, после чего данная температура выдерживалась в течение 2 часов. По истечении времени полученный материал извлекался из печи и взвешивался. В результате было получено губчатое железо, диаметр которого составил 50 мм, а высота 130 мм (рис. 1). Расчётным путём определялась степень металлизации ($\varphi_{мет}$) по формуле:

$$\varphi_{мет} = \frac{Fe_{мет}}{Fe_{общ}} \times 100. \quad (4)$$

Расчёт степени восстановимости проводился с учётом потери массы навески с поправкой на содержание влаги выхода летучих веществ. Расчётная степень восстановления железа из оксидов составляла 94 %.

Таблица 1

Химический состав концентрата

Элемент	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	FeO	P	C	S	П.П.П	Fe _{общ}
%	0,8	1,86	64,34	0,6	5,6	25,1	0,03	0,24	0,035	1,9	64,56

Таблица 2

Гранулометрический состав концентрата

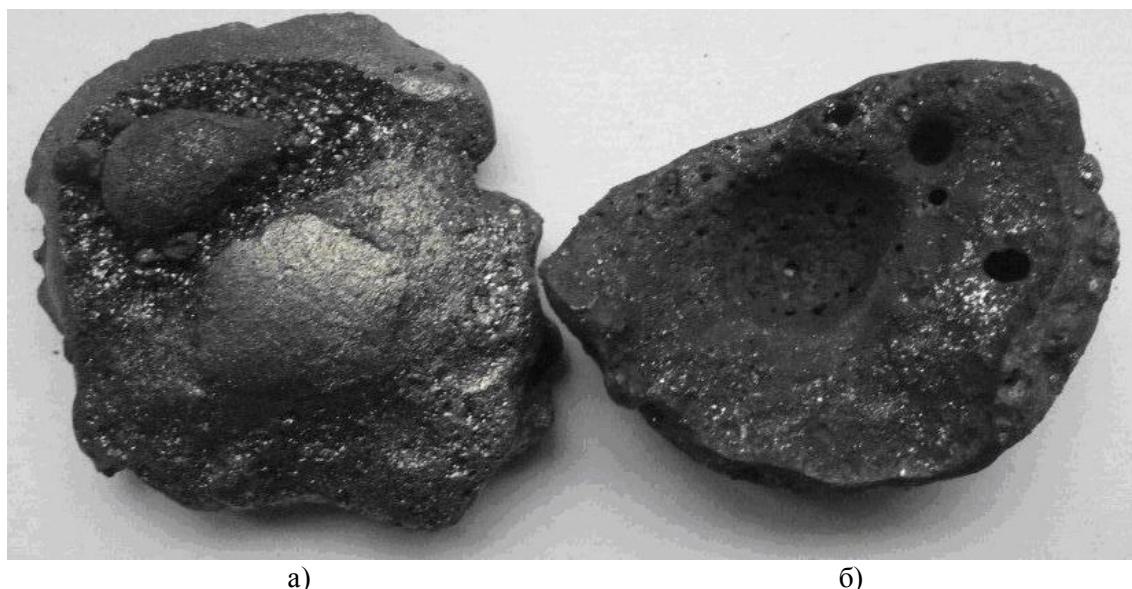
Размер материала, мм	>0,63	0,63–0,515	0,515–0,2	0,2–0,16	0,16–0,1	0,1–0,063	0,063–0,05	<0,05
Количество фракции, %	2,68	1,62	9,96	13,87	34,9	34,08	2,61	0,28



Рисунок 1 Губчатое железо, полученное из железорудного концентрата и антрацита

Дальнейшей задачей было получить из восстановленного губчатого железа металл путём переплава. Поскольку полученный материал слишком пористый, переплав его в индукционной печи невозможен, так как токи Фуко не возникают в нём, а материал попросту не нагревается. Губчатое железо, восстановленное прямым путём, загружалось в графитовый тигель и помещалось в индукционную печь, тем самым все тепло забирал на себя тигель, нагревая материал.

При разогреве «губки» до температуры выше температуры плавления химически чистого железа (1539 °C), а именно 1600 °C, объём материала существенно уменьшился, что говорит о расплавлении железа. После остывания полученного слитка замерялась усадка железа, которая составила 75 %. На рисунке 2 изображено переплавленное губчатое железо. В таблицах 3 и 4 представлен химический состав шлака и полученного металла соответственно.



а — металл, полученный при переплаве губчатого железа;
 б — шлак, полученный при переплаве губчатого железа

Рисунок 2 Металл и шлак, полученный при переплаве

МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Таблица 3

Химический состав шлака

Элемент	MgO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	TiO ₂	MnO	K ₂ O	V ₂ O ₅
%	38,2	19,5	12,5	4,78	6,87	9,22	1,08	0,36	0,14

Таблица 4

Химический состав переплавленного губчатого железа

Элемент	Fe	Si	S	Al	Mn	Ti	V	P	C
%	90,9	0,05	0,32	0,13	1,13	0,12	0,11	0,16	3,9

Из химического анализа металла видно, что в переплавленном губчатом железе имеется большое количество серы. Дабы избежать этого, стоит нагревать расплав металла до большей температуры, тогда кальций, переходящий в шлак, будет больше забирать на себя серы.

Наличие высокого уровня углерода связано с тем, что материал расплавлялся в графитовом тигле, из-за чего шло насыщение им металла. Подобный метод неприемлем для переплава губчатого железа. Дальнейшие исследования необходимо повторить, осуществляя переплав в электродуговой печи с использованием основной футеровки. Расплав всё равно будет насыщаться углеродом от

сгорающих графитовых электродов, но по сравнению с графитовым тиглем это насыщение будет существенно снижено.

Данную технологию производства металла можно воплотить и в металлургическом производстве. В качестве агрегата-восстановителя можно использовать установку, подобную коксовой батарее. Очень важным параметром является повторное использование отходящих газов для обогрева самой печи.

Производство металла по данной схеме позволит отказаться от коксохимического, агломерационного, доменного и конвертерного производства и тем самым снизить себестоимость металла.

Библиографический список

1. Будников, П. П. Реакции в смесях твёрдых веществ [Текст] / П. П. Будников, А. М. Гинстлинг. — М. : Стройиздат, 1971. — С. 488.
2. Гельд, П. В. О взаимодействии окислов и их соединений с твёрдым углеродом [Текст] / П. В. Гельд, В. Г. Власов, Н. Н. Серебренников // Журнал прикладной химии. — 1952. — Т. 25, № 2. — С. 121–133.
3. Новые процессы получения металла [Текст] / Ю. С. Юсфин и др. — М. : Наука, 1976. — 278 с.
4. Новохатский, А. М. Экстракция железа из гематита твёрдым углеродом [Текст] / А. М. Новохатский, Д. Г. Филиппенко // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2017. — № 4. — С. 49–56.
5. ГОСТ 11014-2001. Угли бурые, каменные, антрацит и горючие сланцы. Ускоренные методы определения влаги [Текст]. — Введ. 2003-01-01. — М. : Изд-во стандартов, 2002. — 8 с.
6. ГОСТ 6382-91. Топливо твёрдое минеральное. Методы определения летучих веществ [Текст]. — Введ. 1993-01-01. — М. : Изд-во стандартов, 1992. — 8 с.
7. ГОСТ 11022-95. Топливо твёрдое минеральное. Методы определения зольности [Текст]. — Введ. 1991-01-01. — М. : Изд-во стандартов, 1996. — 11 с.

© Новохатский А. М.

© Филиппенко Д. Г.

© Иванишкин Д. С.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. ММК ДонГТУ Ульяницким В. Н., консультантом по вопросам качества кокса и технологии доменной плавки Филиала № 12 ЗАО «ВНЕШТОРГСЕРВИС», к.т.н. Кузьменко В. Ф.

Статья поступила в редакцию 05.03.18.

д.т.н. Новохатський О. М., Філіпенко Д. Г., Іванішкін Д. С. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР, tafadimas@mail.ru)

ПРЯМЕ ВІДНОВЛЕННЯ ЗАЛІЗОРУДНОГО КОНЦЕНТРАТУ АНТРАЦИТОМ

У статті розглянуто відновлення залізорудного концентрату вуглецем антрациту в твердому вигляді. Подано схему виробництва металу, що виключає різні металургійні переділи (коксохімічний, агломераційний, доменний, конвертерний).

Ключові слова: концентрат, твердий вуглець (антрацит), пряме відновлення заліза, губчасте залізо, переплав.

Doctor of Tech. Sc. Novohatskiy A. M., Philippenko D. G., Ivanishkin D. S. (DonSTU, Alchevsk, LPR, tafadimas@mail.ru)

DIRECT REDUCTION OF IRON-ORE CONCENTRATE BY ANTHRACITE

There has been examined the iron reduction from iron-ore concentrate by carbon of the hard-phase state anthracite. There has been presented the steelmaking flow diagram which eliminates the various metallurgical process stages (coke-chemical, agglomeration, blast-furnace, converter process).

Key words: concentrate, hard carbon (anthracite), direct iron reduction, sponge iron, remelting.

**СТРОИТЕЛЬСТВО
И АРХИТЕКТУРА**

**БУДІВНИЦТВО
І АРХІТЕКТУРА**

**CIVIL ENGINEERING
AND ARCHITECTURE**

УДК 624.012.45

к.т.н. Емец Е. В.,
 Коняшкина О. А.,
 Никишина И. А.
 (ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР)

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ПОДАТЛИВОСТИ ОСНОВАНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ МНОГОЭТАЖНЫХ РАМ

Исследовано напряжённно-деформированное состояние многоэтажных рам при воздействии на них несимметричных и симметричных перемещений грунтового основания при различных значениях его жёсткостных характеристик. Проанализированы факторы влияния внутренних усилий, вызванных вертикальными нагрузками, на напряжённно-деформированное состояние многоэтажных рам.

Ключевые слова: перемещение оснований, деформированное основание, напряжённно-деформированное состояние, рамные системы, жёсткость.

Проектирование сооружений в сложных грунтовых условиях связано с необходимостью учёта распределения усилий от совместного влияния силовых и деформационных воздействий. Величины перемещений оснований фундаментов и усилия в элементах каркаса зависят от жёсткости надфундаментных конструкций и их соединений, податливости защемления фундаментов в грунте и величин нагрузок на каркас [1–4].

В данной статье рассматриваются результаты исследования влияния податливости основания на величины расчётных усилий в элементах многоэтажных рам при воздействии на них перемещений основания [5]. Расчёт рам выполнен с использованием ПК «ЛИРА» для следующих вариантов:

- при отсутствии вертикальных нагрузок;
- при каждом виде воздействия основания (вертикальные и горизонтальные перемещения) отдельно.

При этом за основу принимали величины усилий в элементах рамы, полученные при расчёте рам, жёстко защемлённых в основании.

Расчётная схема многоэтажной рамы приведена на рисунке 1. Как показывают результаты расчёта, симметричные и несимметричные горизонтальные перемещения основания вызывают значительные усилия в стойках и ригелях первого этажа.

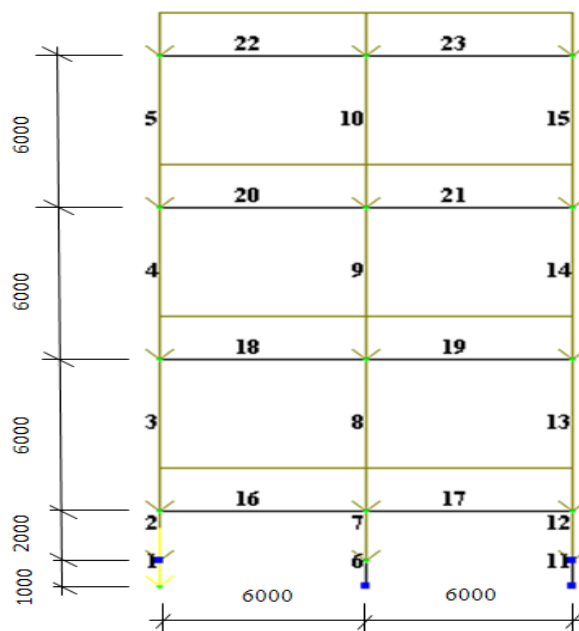
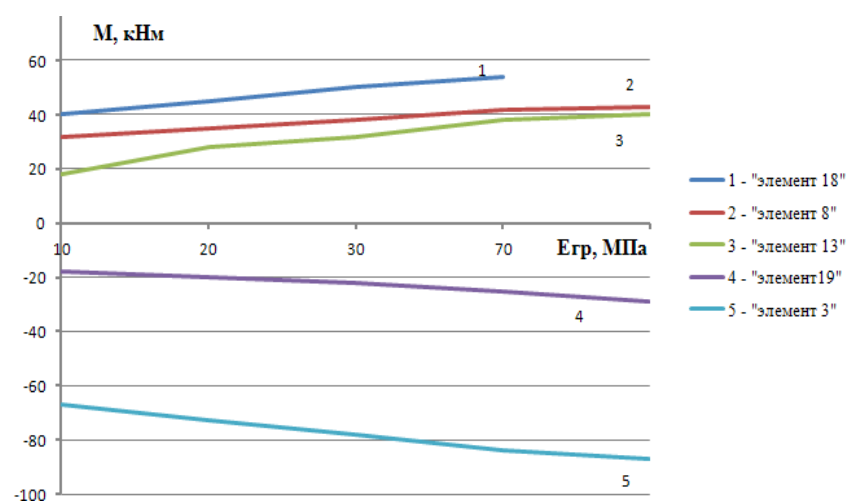


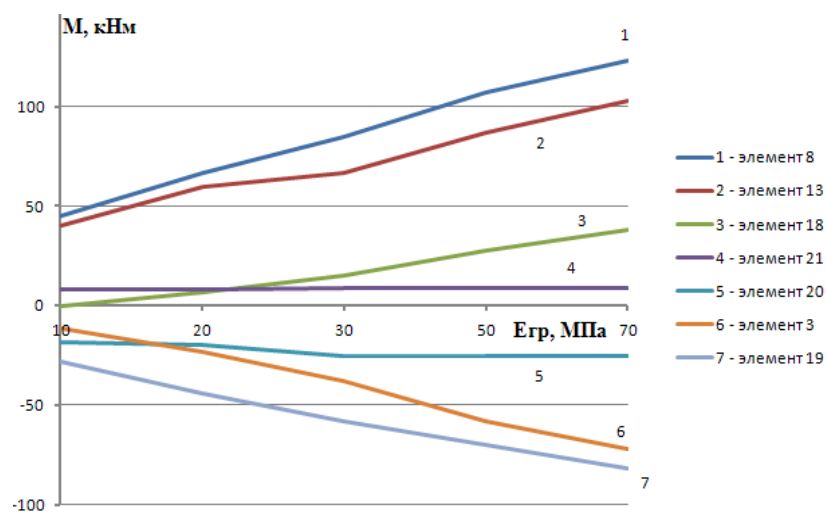
Рисунок 1 Расчётная схема многоэтажной рамы

На рисунках 2 и 3 приведены графики зависимости изменения усилий, возникающих от несимметричных и симметричных перемещений основания при различных значениях жёсткостных характеристик грунтового основания ($E_{гр}$). Установлено, что наибольшие усилия возникают в сечениях стоек, под которыми возникли вынужденные перемещения основания (рис. 2,а и 3,а).

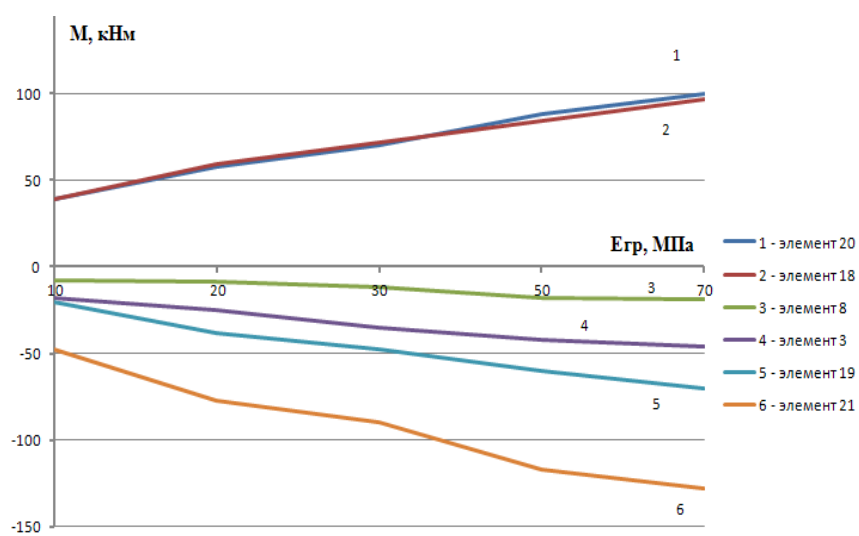
СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА



а



б



в

Рисунок 2 Графики изменения усилий от несимметричных перемещений основания

При несимметричных горизонтальных перемещениях основания учёт его податливости может привести к снижению величин наибольших расчётных усилий в ригелях первого этажа на 40–50 %, в сечениях стоек снизу — на 65–75 %, в сечениях стоек сверху — на 40–45 % (рис. 2, а).

При симметричных горизонтальных перемещениях основания учёт податливости основания приводит к снижению величин расчётных усилий в ригелях первого этажа на 50–55 %, в сечениях стоек снизу — на 75–80 %, в сечениях стоек сверху — на 40–45 %.

Повороты основания, как симметричные, так и несимметричные, вызывают максимальные по абсолютной величине усилия в стойках и ригелях первого этажа (рис. 2, б и 3, б). При этом максимальные усилия возникают в нижних сечениях стоек, под которыми возникли повороты основания.

При несимметричных поворотах основания учёт его податливости позволяет в ряде случаев снизить величины расчётных усилий в сечениях элементов первого этажа на 80–85 % (рис. 3, б).

Для варианта, когда возникают симметричные и несимметричные оседания основания, установлено, что такой вид деформаций основания вызывает значительные усилия в элементах всех этажей рамы (рис. 2, в и 3, в). При несимметричных оседаниях основания податливость последнего приводит к существенному снижению величин расчётных усилий в нижних сечениях стоек первого этажа, в верхних сечениях стоек и в других элементах рамы (рис. 2, в).

Результаты расчёта рамы показали, что учёт податливости основания при расчёте многоэтажных рам на воздействия симметричных оседаний основания позволяет снизить величины расчётных усилий как в стойках первого этажа, так и в остальных элементах рамы.

Следует заметить, что приведённые результаты расчёта характерны для грунтов с модулем деформации $E=10$ МПа.

При условии, что в основании залегает грунт с модулем деформации $E \rightarrow 0$, вели-

чины расчётных усилий в нижних сечениях стоек первого этажа от воздействия горизонтальных перемещений основания тоже стремятся к нулевым значениям, а в верхних сечениях — к усилиям, которые возникают при шарнирно-неподвижном соединении фундамента с основанием.

Таким образом, установлено, что наибольшее влияние на величины расчётных усилий в элементах многоэтажных рам при воздействии на них горизонтальных перемещений оказывает податливость основания, обусловленная неравномерным сжатием грунта.

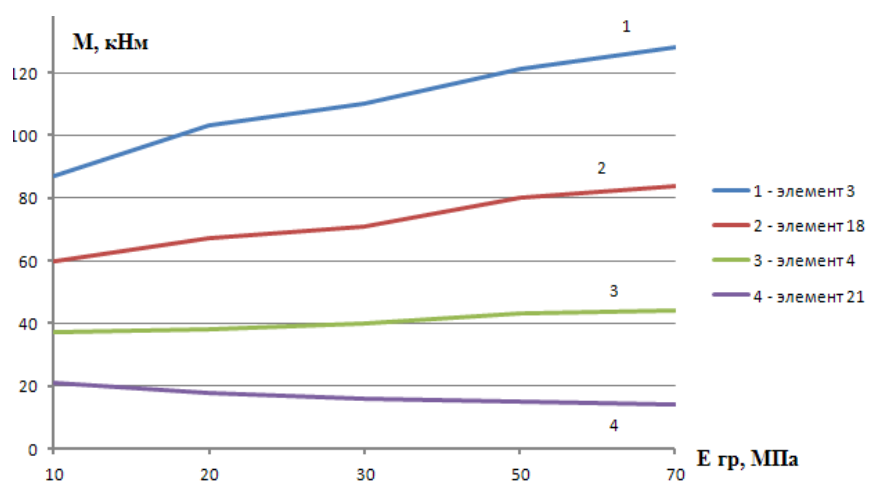
Также расчётом установлено, что наибольшие усилия от поворотов основания, которые возникают в нижних сечениях колонн первого этажа, вызывают максимальные обратные повороты фундаментов, что, в свою очередь, значительно снижает их абсолютные значения. В этом случае также можно утверждать, что и при воздействии поворотов основания наибольшее влияние на величины расчётных усилий в элементах многоэтажных рам оказывает податливость основания, обусловленная неравномерным сжатием грунта.

Усилия, возникающие в элементах многоэтажных рам от неравномерных оседаний основания, которые вызваны подработкой, приводят к возникновению вторичных оседаний фундаментов, под которыми они не возникли от подработки, тем самым уменьшают неравномерность оседаний и, как следствие, снижают усилия в элементах рамы. Рост вторичных оседаний основания наблюдается при увеличении податливости основания (для варианта равномерного сжатия).

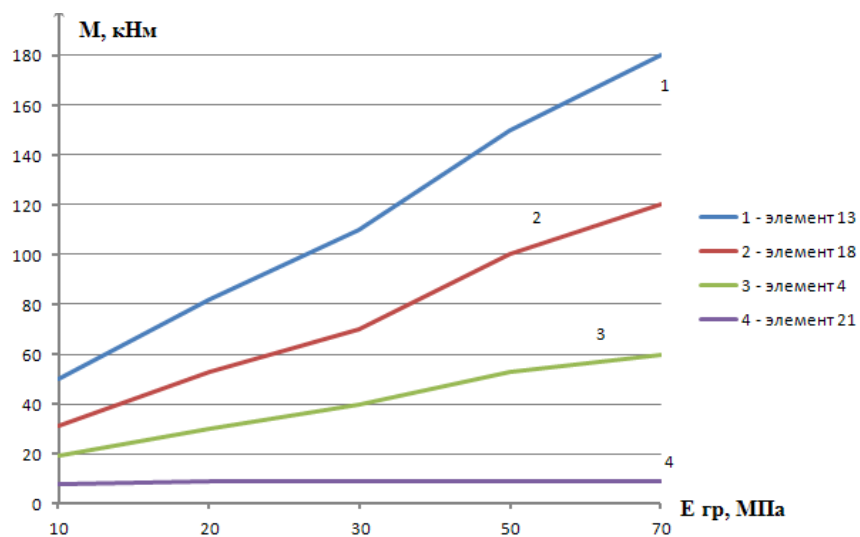
Следовательно, для варианта, когда возникают оседания основания, вызванные подработкой, наибольшее влияние на величины расчётных усилий в элементах многоэтажных рам оказывает податливость основания, обусловленная равномерным сжатием грунта.

Для варианта, когда моделируется общий крен здания, установлено, что при отсутствии вертикальных нагрузок он не вызывает в элементах многоэтажных рам дополнительных усилий.

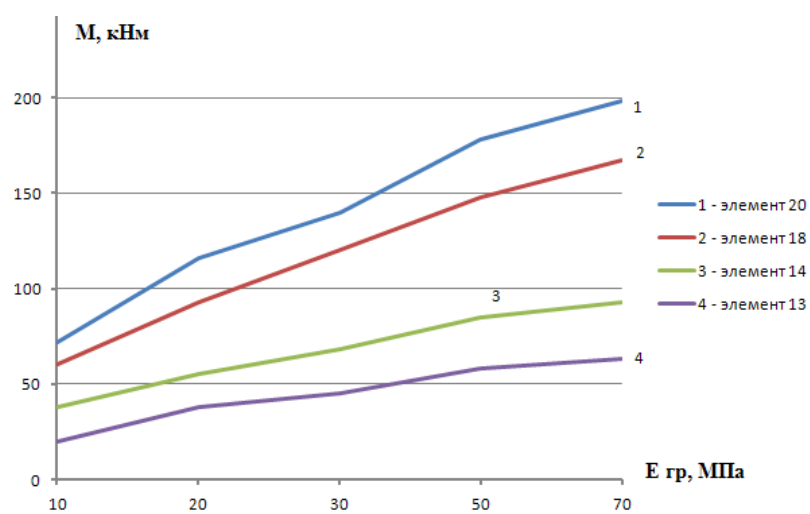
СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА



а



б



в

Рисунок 3 Графики изменения усилий от симметричных перемещений основания

На основании вышеприведённого анализа изменения напряжённо-деформированного состояния многоэтажных каркасных зданий от воздействия на них симметричных и несимметричных перемещений основания при учёте податливости основания можно сделать следующие выводы:

1. Несимметричная потеря устойчивости каркасных зданий на податливом основании вызвана меньшими вертикальными нагрузками и является более опасной, чем симметричная.

2. Наибольшее влияние на величины расчётных усилий в элементах многоэтажных рам при расчёте их на горизонтальные перемещения, повороты оказывает податливость основания, обусловленная неравномерным сжатием грунта.

3. Учёт податливости основания при расчёте многоэтажных рам на воздействие горизонтальных перемещений основания снижает величины расчётных усилий в ригелях первого этажа — на 50–55 %, а в колоннах первого этажа в сечениях стоек снизу — на 75–80 %, в сечениях стоек сверху — на 40–45 %.

4. При расчёте многоэтажных рам на воздействия неравномерных оседаний основания наибольшее влияние на величины расчётных усилий оказывает податливость основания, обусловленная равномерным сжатием грунта.

5. При расчёте многоэтажных рам на воздействия симметричных и несимметричных оседаний основания (для грунтов с модулем деформации $E=10$ МПа) установлено, что

при несимметричных оседаниях основания податливость последнего приводит к снижению величин расчётных усилий в нижних сечениях стоек первого этажа на 20–23 %, в верхних сечениях стоек — на 60–70 %, в других элементах рамы — 65–70 %.

6. Результаты расчёта рамы показали, что учёт податливости основания при расчёте многоэтажных рам на воздействия симметричных оседаний основания позволяет снизить величины расчётных усилий в стойках первого этажа на 80–85 %, в остальных элементах рамы — на 70–75 %.

7. Расчёт многоэтажных рам каркасных зданий на общий крен основания даёт хорошие результаты только при вертикальных нагрузках, не превышающих 10–15 % от критических значений. При более высоких значениях вертикальных нагрузок учёт влияния продольных усилий резко меняет картину напряжённо-деформированного состояния рам. Этот фактор особенно важно учитывать при проектировании высотных каркасных зданий, когда продольные усилия в колоннах нижнего яруса достигают максимальных значений, а воздействия горизонтальных перемещений, поворотов и оседаний основания могут быть компенсированы рядом конструктивных мероприятий (устройством фундаментов в виде сплошных плит, перекрестных балок).

8. При относительной податливости основания (менее 0,05) величины критических нагрузок для рамных систем могут быть определены исходя из условия жёсткого защемления фундаментов в основании.

Библиографический список

1. Клепиков, С. Н. *Расчёт сооружений на деформируемом основании* [Текст] / С. Н. Клепиков. — К. : НИИСК, 1996. — 204 с.
2. Малышев, М. В. *Прочность грунтов и устойчивость оснований* [Текст] / М. В. Малышев. — М. : Стройиздат, 1977. — 176 с.
3. Гольшев, А. Б. *Железобетонные конструкции* [Текст] / А. Б. Гольшев, В. П. Полищук, В. Я. Бачинский. — К. : Логос, 2001. — 420 с.
4. Эренбург, В. М. *Эксплуатационные пластические шарниры в железобетонных ригелях рамных каркасов общественных зданий* [Текст] : автореф. дис. канд. техн. наук : 05.23.01 / Эренбург Владимир Маркович; Научно-проектный институт учебно-воспитательных, торговых бытовых зданий (Институт общественных зданий). — Москва, 1994. — 24 с. : ил.

5. Емец, Е. В. Совершенствование методов расчёта конструкций каркасных зданий при неравномерных осадках основания [Текст] / Е. В. Емец // Современные проблемы строительства : ежегодный научно-технический сборник. — Донецк : Донецкий ПромстройНИИпроект, ООО «Лебедь». — 2003. — Вып. 1(6). — С. 46–50.

© Емец Е. В.

© Коняшкіна О. А.

© Никишина И. А.

*Рекомендована к печати к.т.н., доц., и.о. зав. каф. СК ДонГТУ Псюком В. В.,
д.т.н., проф. каф. ГиПС ИСА и ЖКХ ЛНУ им. В. Даля Дроздом Г. Я.*

Статья поступила в редакцию 28.02.18.

к.т.н. Ємець О. В., Коняшкіна О. А., Нікішина І. О. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР)

АНАЛІЗ ВПЛИВУ ПОДАТЛИВОСТІ ОСНОВИ НА МІЦНІСТЬ ЕЛЕМЕНТІВ БАГАТОПОВЕРХОВИХ РАМ

Досліджено напружено-деформований стан багатоповерхових рам при впливі на них несиметричних і симетричних переміщень ґрунтової основи при різних значеннях її характеристик жорсткості. Проаналізовано фактори впливу внутрішніх зусиль, викликаних вертикальними навантаженнями, на напружено-деформований стан багатоповерхових рам.

Ключові слова: переміщення основ, деформована основа, напружено-деформований стан, рамні системи, жорсткість.

PhD Yemets E. V., Koniashkina O. A., Nikishina I. A. (DonSTU, Alchevsk, LPR)

ANALYZING THE INFLUENCE OF BASEMENT PLIABILITY ON ENDURANCE OF MULTISTORY BENT ELEMENTS

The stress-strain state of multistory bents has been examined when the asymmetric and symmetric basement soil displacement influence them at its various rigid characteristics. The influences of inner forces caused by vertical loads on the stress-strain state of multistory bents have been analyzed.

Key words: basement displacement, deformed basement, stress-strain state, framed systems, rigidity.

УДК 626.814:626.814

Савчук Н. О.,
к.т.н. Левченко Э. П.,
Тумин А. Н.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР),
к.т.н. Бурцев Г. Г.
(ЛГАУ, г. Луганск, ЛНР)

ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТЕЙ НОРМАЛИЗАЦИИ СОСТОЯНИЯ ВЕРХНЕГО ЛИМАНСКОГО ПРУДА Г. АЛЧЕВСКА ДЛЯ КУПАНИЯ НАСЕЛЕНИЯ

Предложен один из путей восстановления рекреационной способности Верхнего Лиманского пруда г. Алчевска, в том числе основные малобюджетные способы обустройства водоёма под использование населением для купания в тёплый период года. Предусмотрены возможности исключения попадания сточных вод с целью недопущения загрязнения акватории пруда.

Ключевые слова: город Алчевск, вода, Верхний Лиманский пруд, сточные воды, купание в открытом водоёме, акватория.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

Важнейшим приоритетным направлением восстановления и повышения рекреационных способностей открытых водоёмов является в первую очередь создание условий для купания населения. При этом вопросы приоритетности чистого водоёма в городской застройке автоматически подразумевают расширение возможностей отдыха граждан городских агломераций у воды, включая многообразный перечень развлечений в летнее время (рыбная ловля, водные аттракционы, пляжный отдых и др.) и зимний период года (зимняя рыбалка, катание на коньках, лыжах, хоккей на льду и др.).

Согласно СанПиН 2.1.5.980-00 «Гигиенические требования к охране поверхностных вод» [1] качество воды водоёмов в местах купания должно отвечать требованиям, предъявляемым к составу и свойствам воды водоёмов у пунктов культурно-бытового водопользования. При этом должен быть исключён выпуск в водоём сточных вод и других источников загрязнения, пляжи — иметь удобные и безопасные подходы к воде; скорость течения воды — не более 0,5 м/с; места для купания должны иметь опознавательные знаки и показатели глубин, границы заплыва.

Дно должно постепенно углубляться, не иметь уступов, быть плотным, свободным от тины, зарослей водяных растений, коряг, острых камней, осколков стекла и т. п., пляж и берег у места купания — отлогими, желательно песчаными или галечными. Глубину водоёма в местах купания следует принять: для детей — от 0,7 до 1,3 м, в местах общего купания — до 1,5 м. Площадь водной поверхности в районе пляжей и отведённых для купания мест — не менее 5 м² на одного купающегося [1].

Так, на всей территории Луганской области [2] официально купание разрешено только в четырёх водоёмах. При этом особо отмечается, что повышенным микробным загрязнением характеризуются водные объекты, расположенные в пределах жилой застройки г. Алчевска (Орловые пруды, Лиманские пруды, пруд Больничный).

Постановка задачи. Задачей аналитических исследований является разработка и обоснование возможностей восстановления и расширения рекреационной способности верхнего Лиманского пруда г. Алчевска с целью его использования населением для купания в тёплый период года.

Изложение материала и его результаты. В настоящее время практически во всех населённых пунктах Луганской На-

Так, например, в г. Алчевске купание во всех водоёмах официально запрещено, что выражается в соответствующих надписях и сообщениях средств массовой информации со ссылкой на данные санитарно-

В связи с неэффективностью запретных мер представляется рациональным проанализировать возможности создания благоприятных условий для купания (рис. 1).

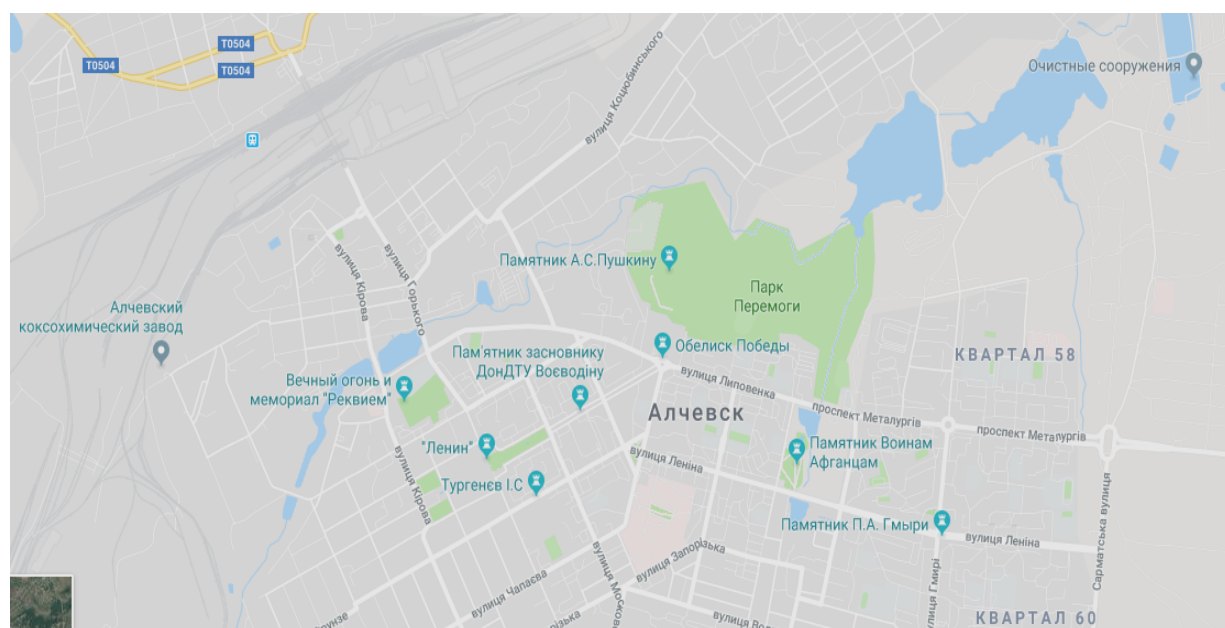


Рисунок 1 Фрагмент карты г. Алчевска с имеющимися водоёмами

Кроме того, малоперспективными, в связи с большими потенциальными материальными затратами, представляются акватории верхнего и нижнего Орловых прудов, пользующихся большой популярно-

стью у населения города, особенно в летнее время. Это вызвано тем, что водооборот в данных водоёмах практически полностью зависит от сбросов воды в районе Школьного ставка, расположенного географически выше на местности. Поэтому вода самотёком из него попадает в Орловые пруды, продвигаясь по поверхности земли в сильно засорённой зоне вблизи городского рынка, что особенно видно в районе гаражного кооператива на ул. Краснооктябрьская (рис. 2).

Хотя в 1970-х годах Школьный пруд являлся местом, приспособленным для массового купания граждан г. Алчевска, и был облагорожен искусственным пляжем и торговыми павильонами (рис. 3).

С точки зрения наличия источников пригодной воды для возобновления наполняемости водоёмов проведённый анализ показал, что наиболее удобным для создания условий массового отдыха явля-

ется Верхний Лиманский пруд. Это обусловлено тем, что он располагается в центре города, многоэтажная застройка вблизи акватории пруда отсутствует, и данное место является популярным у жителей города в связи с близким расположением городского совета.

Таким образом, условия контроля данного водоёма являются наиболее оптимальными даже с точки зрения визуального наблюдения как невооружённым взглядом, так и с помощью технических средств.

Кроме того, основным преимуществом приспособления Верхнего Лиманского пруда для купания является наличие в непосредственной близости (около 100 м) источника чистой воды по ул. Ушакова, образованного скважиной для выхода подземных вод на поверхность. Данный источник пользуется большой популярностью у населения близко прилегающих территорий для набора питьевой воды.



Рисунок 2 Состояние русла ручья, вытекающего из Школьного ставка в районе рынка



Рисунок 3 Пляж Школьного пруда ориентировочно в период 1968–1970 гг.

Таким образом, для создания чистого водоёма, пригодного для купания, наиболее благоприятным как с точки зрения минимизации материальных затрат для очистки пруда, так и для обеспечения его нормальной водой является вышеуказанный район вблизи городского совета.

Для создания городского пляжа достаточно провести сброс воды Верхнего Лиманского пруда, очистку дна от ила и организовать его наполнение чистой водой из источника по ул. Ушакова (рис. 4).

В период до активной застройки городской инфраструктуры (приблизительно до 1976 г.) Верхний Лиманский пруд приходился на окраину города, пользовался огромным спросом населения, а его пологие берега были посыпаны песком для удобства купания и оборудованы солнцезащитными «грибками» (рис. 5).

Ранее очистка данного пруда проводилась примерно в 1986 году; при этом берега были огорожены железобетонными плитами для укрепления грунта и устранения возможности его обрушения. Кроме того, пруд был оборудован подъездными путями для прохождения очистной техники

непосредственно на территорию пруда. Наличие водорегулирующего устройства в районе ул. Ленина позволяет легко осуществить сброс загрязнённой воды и набор чистой. Однако необходим капитальный ремонт данного устройства, так как оно находится в полуразрушенном состоянии, а нижняя приёмная часть нуждается в очистке от мусора (рис. 6).

Так как со стороны городского совета пруд оборудован ступенями (рис. 7), то организация пляжа рациональна в этом месте, например, засыпкой песка и установкой необходимых приспособлений.



Рисунок 4 Источник воды по ул. Ушакова



Рисунок 5 Массовое купание горожан в Верхнем Лиманском пруду в 1980-х гг.



Рисунок 6 Нынешнее состояние устройства регулирования уровня воды



Рисунок 7 Современное состояние Верхнего Лиманского пруда

Так же возможна организация подхода к воде со стороны бывшего кафе «Фламинго» путём установки понтонов или иных приспособлений из-за перепада уровней поверхности земли и воды в 1,5–2 м. Интересным решением может также являться создание моста через пруд с причалами для водного транспорта.

На месте сгоревшего и разрушенного кафе «Фламинго» возможна организация пляжа, так как оно имеет достаточно протяжённую поверхность и горизонтально выровненный участок. Наличие бывшего двухуровневого здания тира позволяет организовать вспомогательную инфраструктуру в виде спасательного поста, медицинской службы, общественного туалета, душа, кафе и мест проката различных плавательных средств.

В зимнее время предполагается замерзшую поверхность пруда использовать в виде ледового катка с выдачей на прокат коньков и средств амуниции, в том числе для игры в хоккей.

Таким образом, может быть решена проблема создания места отдыха как в

летний, так и в зимний период с поддержанием требуемых санитарных норм. Это позволит привлечь людей к активному отдыху, популяризирует г. Алчевск и его управленческую структуру власти и создаст прецедент для подражания другими населёнными пунктами Луганской Народной Республики.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Предложен один из путей создания чистого водоёма на примере Верхнего Лиманского пруда г. Алчевска.

Для реализации этой задачи необходимо обеспечить выполнение таких мероприятий: спуск воды, очистку дна, восстановление устройства регулирования уровня воды, очистку и облагораживание берегов, организовать подачу чистой воды от источника по ул. Ушакова, в том числе оборудовать его бюветами, реконструировать разрушенные здания для налаживания инфраструктуры пляжа, провести работу по повышению культуры населения.

Библиографический список

1. СанПиН 2.1.5.980-00 Водоотведение населённых мест, санитарная охрана водных объектов. Гигиенические требования к охране поверхностных вод [Текст]. — Введ. 2001-01-01. — М. : Изд-во стандартов, 2001. — 13 с.
2. В Луганской области только на 4 пляжах можно купаться [Электронный ресурс]. — Режим доступа: <http://cxid.info/v-luganskoj-oblasti-tolko-na-4-plyajah-mojno-kupatsya-spisok-n107463> (25.02.18).

© Савчук Н. О.
 © Левченко Э. П.
 © Тумин А. Н.
 © Бурцев Г. Г.

*Рекомендована к печати к.т.н., доц., и.о. зав. каф. СК ДонГТУ Псюком В. В.,
 к.т.н., доц. каф. СМИиКГ ЛНАУ Несвитом В. Д.*

Статья поступила в редакцию 12.03.18.

Савчук Н. О., к.т.н. Левченко Е. П., Тумин О. Н. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР),
к.т.н. Бурцев Г. Г. (ЛНАУ, м. Луганськ, ЛНР)

ОЦІНКА МОЖЛИВОСТЕЙ НОРМАЛІЗАЦІЇ СТАНУ ВЕРХНЬОГО ЛИМАНСЬКОГО СТАВКА М. АЛЧЕВСЬКА ДЛЯ КУПАННЯ НАСЕЛЕННЯ

Запропоновано один зі шляхів відновлення рекреаційної здатності Верхнього Лиманського ставка м. Алчевська, в тому числі основні малобюджетні способи облаштування водоймища під використання населенням для купання в теплий період року. Передбачено можливості виключення попадання стічних вод з метою недопущення забруднення акваторії ставка.

Ключові слова: місто Алчевськ, вода, Верхній Лиманський ставок, стічні води, купання у відкритому водоймищі, акваторія.

Savchuk N. O., PhD Levchenko E. P., Tumin A. N. (DonSTU, Alchevsk, LPR), **PhD Burtsev G. G.** (LNAU, Lugansk, LPR)

ASSESSMENT OF POSSIBLE NORMALIZATION THE STATE OF THE UPPER LIMAN POND IN ALCHEVSK FOR PUBLIC BATHING

Proposals are given for restoring the recreational ability of the upper Liman pond in Alchevsk, including the main low-budget ways to tidy up the reservoir and equip the area for public bathing during the warm season. Possibilities are provided to prevent the sewage to contaminate water in the pond.

Key words: the town of Alchevsk, water, the upper Liman pond, sewage, bathing in an open reservoir, water area.

**МАШИНОСТРОЕНИЕ
И МАШИНОВЕДЕНИЕ**

**МАШИНОБУДУВАННЯ
ТА МАШИНОЗНАВСТВО**

**MECHANICAL ENGINEERING
AND MACHINE SCIENCE**

УДК 621.926.3/8

к.т.н. Ульяницкий В. Н.,
д.т.н. Новохатский А. М.,
Петров П. А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР)

АНАЛИЗ КОНСТРУКТИВНЫХ ОСОБЕННОСТЕЙ И ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ МЕЛЬНИЦ ДЛЯ ПРИГОТОВЛЕНИЯ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА

В статье рассмотрены вопросы комплексного исследования конструктивных особенностей и факторов, обуславливающих износные характеристики рабочего инструмента мельниц приготовления пылеугольного топлива для доменных печей.

Ключевые слова: мельница, топливо пылеугольное, размольный валок, размольный стол, бандаж, сегмент, износ.

Совершенствование и дальнейшее развитие металлургического производства обусловлено жёсткой конкуренцией на мировом рынке металлов. Перед металлургами, учёными и практиками стоит задача нахождения путей снижения использования дорогостоящих высококалорийных (природный газ, кокс, нефтепродукты) энергоресурсов, обуславливающих себестоимость и, в конечном итоге, цену реализации товарной продукции.

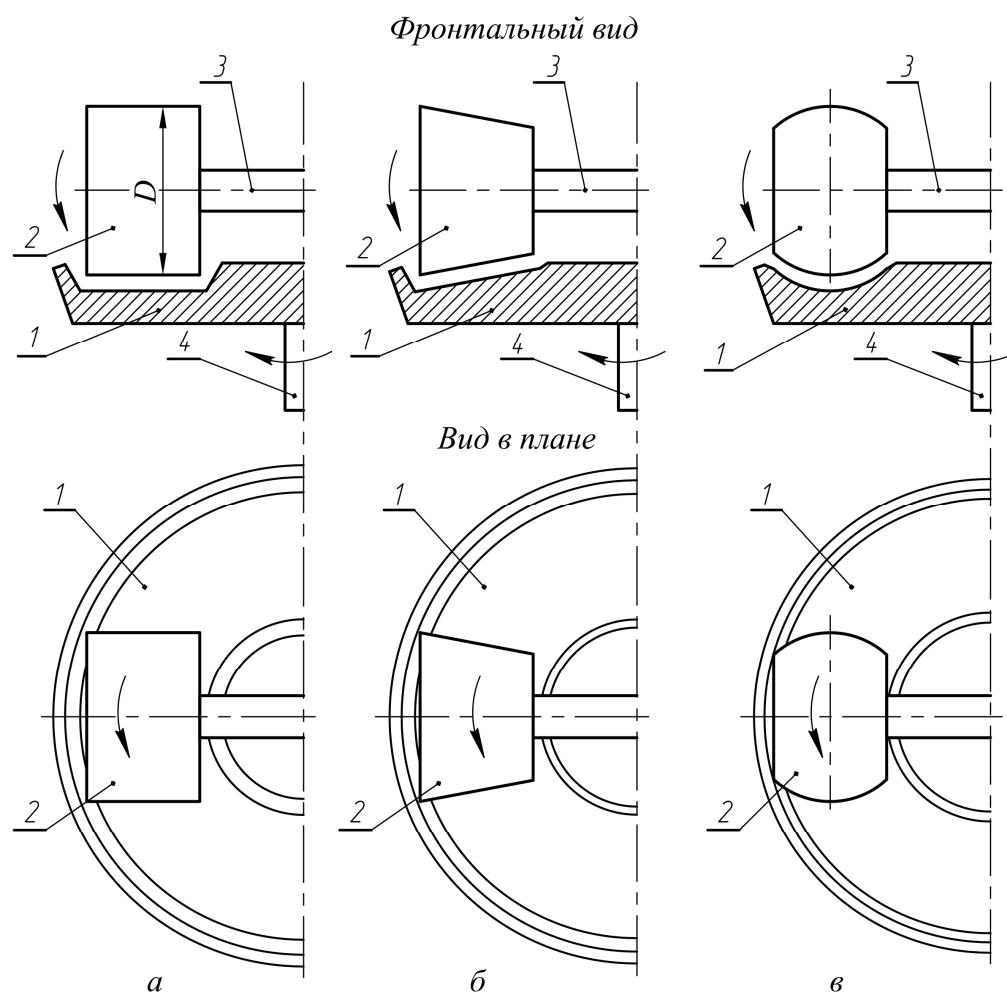
Высокие энергетические затраты в металлургии обусловлены главным образом потреблением и стоимостью кокса и природного газа на тонну выплавленного чугуна [1, 2]. Ещё в середине XX века отечественные предприятия и фирмы иностранных государств активно работали над проблемами снижения расхода природного газа, металлургического кокса при одновременном повышении его качества, а также замены части кокса пылеугольным топливом (ПУТ) в структуре теплоносителей доменной плавки [3].

Для приготовления ПУТ в металлургической отрасли используют три основных типа измельчительных устройств: шаровые, молотковые и валковые мельницы. Наиболее эффективными по технико-экономическим показателям (установленной мощности, удельному расходу энергии, капитальным вложениям) являются

валковые мельницы [4]. Этим обусловлено то, что для измельчения углей под ПУТ в мировой практике применяют валковые мельницы нескольких конструктивных конфигураций и типоразмеров. Принципиальные их отличия заключаются в кинематике силовой цепи привода, числе и геометрической форме размольных элементов машины. Однако процесс измельчения углей любой из мельниц осуществляется одинаково: путём раздавливания (рис. 1) и частичного истирания материала между тарелью (далее столом) и валками [4].

Помольные валки по геометрической форме рабочей поверхности бывают цилиндрическими, коническими и тороидальными (рис. 1).

Принципиальное устройство измельчительного механизма мельниц представлено на рисунке 1, где обозначены позиции: 1 — стол мельницы; 2 — размольный валок (иногда его называют жернова); 3 — элементы сборочной единицы валков; 4 — опорный узел стола. Рабочие поверхности столов имеют такую же форму, как и рабочие поверхности размольных валков: плоскую (рис. 1, а, б) и криволинейную (рис. 1, в). По количеству размольных валков в зависимости от конструктивных особенностей и производительности мельницы бывают двух-, трёх- и четырёхвалковые.



Мельничные валки: а — цилиндрической, б — конической, в — тороидальной формы

Рисунок 1 Схематическое расположение мелющих валков на размольном столе

Широкое применение для размолва каменных углей до пылевидного состояния получили валковые среднеходные мельницы с коническими валками и оборудованные сепараторами. В Российской Федерации изготавливают размерный ряд таких мельниц типа МВС (мельница валковая среднеходная) по стандарту ГОСТ Р 55853-2013. Типоразмерный ряд начинается с наименьшей МВС-90 и заканчивается наибольшей МВС-340 мельницей. Часть мельниц типоразмерного ряда МВС-90 ... МВС-245 — двухвалковые; МВС-260 ... МВС-280 — трёхвалковые; МВС-310, МВС-340 — четырёхвалковые. Удельный расход электроэнергии на размол угля составляет в среднем от 13,4 кВт·ч/т (у МВС-90) до

9,1 кВт·ч/т (у МВС-340), т. е. мельницы высокой производительности более энергоэкономные. Число после аббревиатуры обозначает значение расчётного диаметра размольного стола в сантиметрах [5].

Конструкция мельницы с коническими размольными холостыми валками и приводным вращающимся столом представлена на рисунке 2. Главные составляющие мельниц для приготовления ПУТ — это размольный стол и размольные валки. В зависимости от кинематического исполнения существует две основных модели мельниц: 1) с неподвижным столом и приводными вращающимися вокруг собственной оси и движущимися по неподвижному столу валками; 2) с приводным вра-

щающимся столом и неприводными валками, вращающимися вокруг своих осей за счёт сцепления с измельчаемым материалом. Мельницы второй модели имеют ряд преимуществ перед первыми:

– более высокая производительность;

– крепление узла валков несколько проще, но в то же время более надёжное;

– на валки не действуют центробежные силы;

– удобство замены (при необходимости) узла валка.

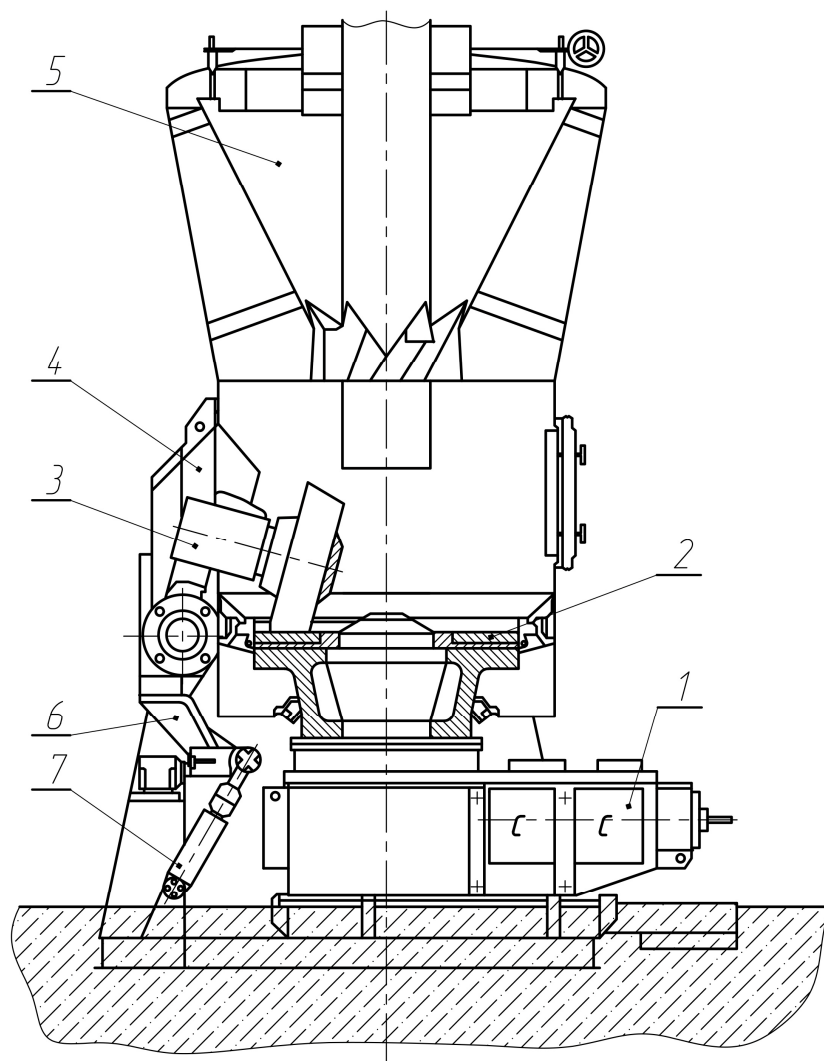


Рисунок 2 Конструкция валково-тарельчатой мельницы: 1 — привод вращения стола; 2 — размольный стол; 3 — узел размольного конического валка; 4 — крышка валка; 5 — сепаратор; 6 — рычажный узел; 7 — гидроцилиндр прижима валка к столу

Металлургические предприятия Донбасса, ПАО «Алчевский металлургический комбинат» (АМК) и ПАО «Енакиевский металлургический завод» (ЕМЗ), для систем приготовления ПУТ приобрели валково-тарельчатые измельчители вертикального типа, в которых мельница и сепаратор объединены в общее целое изделие.

Технические параметры названных мельниц даны в таблице 1.

ПАО «АМК» приобрело по контракту две вертикальные трёхвалковые мельницы MPS 3070 ВК и MPS 3350 ВК с воздушным сепаратором SLS 2650 ВК. Изготовитель — немецкая фирма Pfeiffer (г. Кайзерслаутерн).

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

Таблица 1

Техническая характеристика валково-тарельчатых мельниц для приготовления ПУТ

Наименование конструктивного компонента	Металлургические предприятия			
	ПАО «АМК»		ПАО «ЕМЗ»	Buscher Power
Тип мельницы	MPS 3070 BK	MPS 3350 BK	LM 28.2 D	LM 23.2 D
Воздушный сепаратор	SLS 2650 BK	—	LSKS 43ZDz	—
Производительность, т/ч	70	100	52,5	42
Мелющие валки:				
– форма	тороидальная	тороидальная	коническая	коническая
– диаметр, мм	1750	—	1700×1900*	—
– ширина, мм	615	—	500	—
– количество, шт.	3	3	2	2
Исполнение обода бандажа	цельное	цельное	цельное	цельное
Масса бандажа, кг	3950	4310	2000	—
Масса вала в сборе, кг	13600	14840	12560	—
Материал бандажа	хромистое литьё		износостойкий чугун	
Размольный стол:				
– диаметр расчётный, мм	3070	3350	2800	2300
– конструктивное исполнение	сегментированное	сегментированное	сегментированное	сегментированное
– кол-во сегментов, шт.	13	13	6	—
– масса сегмента, кг	545	750	270	—
– материал сегментов	хромистое литьё			
Главный привод вращения стола	электромеханический			
Электродвигатель:				
– тип	JRR5563-6jA70z	—	—	—
– мощность, кВт	1100	1200	600	450
– частота вращения, мин ⁻¹	1000	—	1000	—
Главный редуктор:				
– тип	KMP 450	—	—	—
– передаточное число	39,915	—	—	—
– частота вращения стола, мин ⁻¹	25,05	—	37,5	—
Упорный подшипник стола:				
– конструкция	Сегментный упорный подшипник		—	—
– нагрузка, кН:				
нормальная (статич.)	3700	—	—	—
максимальная (динамич.)	9700	—	—	—

* Соответственно диаметры меньшего и большего оснований усечённого конуса

Для ПАО «ЕМЗ» закуплены две двух-валковые мельницы типа LM 28.2 D фирмы Loesche (Германия). Эта же фирма изготовила и поставила мельницы LM 23.2 D предприятию Buscher Power (Индия). Со-

гласно реализуемым проектам ввода в эксплуатацию систем приготовления и подачи ПУТ, обе машины MPS ПАО «АМК» обеспечат обслуживание четырёх доменных печей, тогда как на ПАО «ЕМЗ» одна уста-

новка LM обеспечивает ПУТ две доменные печи. Вторая мельница используется как запасная. На данное время на каждом предприятии введено в эксплуатацию по одной мельнице. Общность между мельницами фирм Pfeiffer AG и Loesche состоит в том, что приводными являются размольные столы. Отличие заключается в форме мелющих валков: у первых она тороидальная, у вторых — коническая (рис. 1, б, в). Кроме того, в этих мельницах отличительным признаком является конструктивное исполнение механизма прижима узла измельчительного валка к размольному столу. В мельнице (рис. 2) используется гидроцилиндр 7, который через рычажный узел 6 осуществляет регулируемый прижим валка в процессе измельчения и вывод его наружу с целью контроля технического состояния, если необходимо — ремонта или замены. Каждый валок оборудован индивидуальным гидроприводом.

В мельницах MPS, установленных в доменном цехе АМК, использовано другое конструктивное решение. Необходимая для измельчения материала сила прижатия вырабатывается гидропневматическим устройством. Мелющие три валка вместе с общей прижимной рамой и тремя тягами от гидроцилиндров образуют статически определимую систему, которая обеспечивает равномерное распределение нагрузки (в трех точках под 120°) на размольном столе [4]. Тем самым обуславливается и равномерность нагрузки на сегментные упорные подшипники редуктора, воспринимающие вес стола с измельчаемым материалом, усилие от веса валков и усилия их прижима гидропневматической системой. С этой точки зрения трёхвалковые мельницы имеют определённое преимущество перед двухвалковыми измельчительными устройствами любых систем.

В последние годы предпочтение отдаётся мельницам с приводными столами и холостыми валками благодаря более простой конструкции привода. Мелющие валки вращаются вокруг своих горизонтальных осей за счёт приводного усилия от стола

через посредство измельчаемого материала. Валки в процессе работы мельницы могут покачиваться на слое измельчаемого угля, но их горизонтальные оси неизменны относительно первоначальной вертикальной плоскости, в которой они смонтированы.

Из-за возможности выполнения качательного движения и гидропневматической подвески системы натяжения мелющие валки настраивают на оптимальное взаимодействие с размольным столом.

Под действием силы сжатия и сил истирания уголь измельчается и перемещается к сопловому кольцу, расположенному по периферии мельничного стола. Воздух, поступающий снизу через сопловое кольцо, проходит сквозь размалываемый материал, образуя вращающийся взвешенный слой. Мелкие частицы захватываются потоком газа и направляются вверх к сепаратору. Более крупные частицы поступают опять на размольный стол. Дальнейшее сепарирование измельчённых частиц осуществляется колесом сепаратора: частицы толщиной 80–90 мкм потоком газа направляются в технологическую магистраль, а более крупные — обратно на размольный стол.

Наиболее изнашиваемыми элементами валково-тарельчатых мельниц являются рабочие поверхности измельчающих инструментов — бандажи валков и сегменты стола. Мелющие валки в конструктивном отношении состоят из корпуса, к которому посредством клеммового соединения прикреплён торовидный бандаж (обод), что обеспечивает, при необходимости, его удобную замену.

Рабочая поверхность стола образована из отдельных сегментов, соединённых между собой клеммовым креплением. По окружности стола сегменты образуют желобчатую кольцевую бегунковую дорожку, по которой вращаются стационарно установленные неприводные мелющие валки. Между бандажами и сегментами находится слой измельчаемого материала.

Длительность рабочей кампании размалывающих элементов мельниц обусловлена абразивными свойствами обрабатывае-

мого материала и противоизносной стойкостью рабочих поверхностей бандажей валков и сегментов стола.

Для анализа примем антрацит как наиболее прочный уголь, добываемый в Донбассе. Исследование прочности сжатием проводили на образцах кубической формы размером ребра 40, 30, 20 и 15 мм. Для каждого размера использовали четыре пробы [6]. Результаты испытаний представлены в таблице 2.

Анализ данных таблицы 2 свидетельствует об отсутствии определённой закономерности разрушения образцов антрацита, кроме той, что с уменьшением размера

проб (кубик 15 мм) снижается значение напряжения, при котором они разрушаются. Разброс показателей прочности составил от 3,6 МПа до 0,5 МПа. Средневзвешенное значение напряжений разрушения образцов: наибольшее — 2,2 МПа (40 мм), наименьшее — 0,975 МПа (20 мм). Все 16 опытов на исследуемых образцах дали среднеарифметическое значение напряжения разрушения антрацита 1,575 МПа. Следует предположить, что это значение должно приниматься в теоретических расчётах как энергоемкости процесса измельчения антрацита, так и влияния её на износные характеристики инструмента.

Таблица 2

Значение прочности на сжатие для различных размеров проб антрацита

№ образца	Размер ребра образца, мм	Напряжения, при которых разрушились пробы, МПа				
		Номер опыта				Усреднённая величина
		1	2	3	4	
1	40	2,1	0,9	3,6	2,2	2,200
2	30	2,5	1,5	2,1	1,0	1,775
3	20	0,9	1,2	0,5	1,3	0,975
4	15	1,0	1,2	1,1	2,1	1,350

Другой важной характеристикой прочностных свойств антрацита является его ударная прочность при испытаниях сбрасыванием (табл. 3).

Из результатов испытания прочности антрацита на сбрасывание вытекает, что наивысшей ударной прочностью обладают угли поставщиков №№ 5, 6, 7. Самая низкая прочность у антрацита шахты «София Бродская». На интенсивность износа рабочих поверхностей бандажей и сегментов оказывает влияние обобщённый коэффициент трения измельчаемого материала по металлу, пределы которого для свежедроблённых углей составляют 0,2...0,3 (табл. 4) [7].

Экспериментальные значения износа бандажей и сегментов определяли на промышленной мельнице MPS 3070 ВК в условиях доменного цеха ПАО «АМК». Мельница введена в эксплуатацию 20.08.2009 г. За период до 27.10.2010 г. на ней было переработано 196 тыс. тонн ка-

менного угля, в составе которого зачастую преобладал антрацит донецких угледобывающих предприятий (табл. 3). Периодичность контрольных замеров и их результаты представлены в таблице 4.

Приведённое календарное время периодов контрольных замеров значительно больше машинного времени процесса измельчения. Об этом свидетельствуют простые расчёты с учётом проектной производительности мельницы 70 т/ч. Поэтому следует признать факт имевших место простоев машины или несоответствия её часовой производительности, указанной в паспорте.

В качестве основных факторов, влияющих на износ рабочего инструмента, выбраны: количество переработанного угля, его абразивные свойства, размеры кусков исходной шихты и конечного продукта (ПУТ), механические параметры материала бандажей и сегментов.

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

Таблица 3

Данные кусковатости проб антрацита после испытания их сбрасыванием

№	Поставщик антрацита	Средний диаметр кусков проб, мм		
		до испытаний	после испытаний	Относительное уменьшение среднего диаметра после сбрасывания, %
1	Шахта «София Бродская»	50,0	32,0	64,0
2	Постиково	50,0	34,4	68,8
3	ЦОФ «Нагольчанская»	50,0	36,2	72,4
4	Красный Луч	50,0	37,0	74,0
5	Ровеньки-Антрацит	50,0	39,2	78,4
6	Дарьевка	50,0	39,3	78,6
7	Лобовские Копи	50,0	40,1	80,2
Средневзвешенные значения			36,88	73,8

Таблица 4

Данные о величине износа рабочего инструмента вертикально-тарельчатой мельницы MPS 3070 BK

№	Дата выполнения контрольных замеров	Время эксплуатации с момента запуска в работу, часов	Измельчено угольной шихты, тыс. т	Наибольший износ рабочей поверхности, мм		Суммарный износ, мм
				бандажа валка	сегмента стола	
1	25.11.2009	1600	72	15	15	30
2	03.06.2010	3133	157,95	25	26	51
3	08.02.2011	4387	196	30	38	68

На основании показателей таблицы 4 построен график зависимости износа рабочих поверхностей мелющих элементов от количества обработанного угля (рис. 3).

Рассмотрение этих данных позволяет сделать вывод о практически прямолинейной зависимости износа рабочих поверхностей бандажей и сегментов от количества переработанной угольной массы. С момента запуска в работу и до 3100 часов эксплуатации (измельчено более 150 тыс. т угля) максимальный износ рабочих поверхностей мелющих инструментов практически одинаков: бандажей — 25 мм, сегментов — 26 мм. Однако дальнейшая работа мелющих элементов обусловила более ускоренный износ сегментов стола, о чём свидетельствуют контрольные замеры после измельчения 190 тыс. т угля (износ бандажей составил 30 мм, сегмента — 38 мм). Суммарный максимальный износ обоих элементов достиг

значения 68 мм, и их пришлось снять на ремонт (восстановление), поскольку допускаемое паспортное значение износа 70 мм.

Связано это с тем, что размер кусков исходного материала углей не должен превышать 80 мм. По условиям эксплуатации не допускается непосредственный контакт бандажа и сегмента. Бандажи валков и сегменты стола изготовлены способом литья из высокохромистого износостойкого чугуна 300X13Г3С2М. Более интенсивный износ сегментов обусловлен двумя причинами. Первая заключается в том, что согласно паспорту мельницы, частота вращения стола составляет 25,05 мин⁻¹. Если принять условие об отсутствии проскальзывания бандажа неприводного валка по слою измельчаемого угля, то при его диаметре 1750 мм частота вращения бандажа составит 35,05 мин⁻¹. Соотношение частот вращения бандажа и сегментов стола состав-

ляет 1,4. Поскольку мельница трёхвалковая, то за один оборот стола фиксированная точка на сегменте встретится с фиксированной точкой на бандаже $1,4 \times 3 = 4,2$ раза. Очевидно, что при таких условиях изнашивание поверхности сегментов будет более интенсивным, особенно это стало заметным после измельчения 160 тыс. т угольной шихты. Следует предположить, что после многоцикловой (порядка 24 млн. циклов) нагрузки материал сегментов на рабочей поверхности накопил усталость и его сопротивляемость износу заметно снизилась.

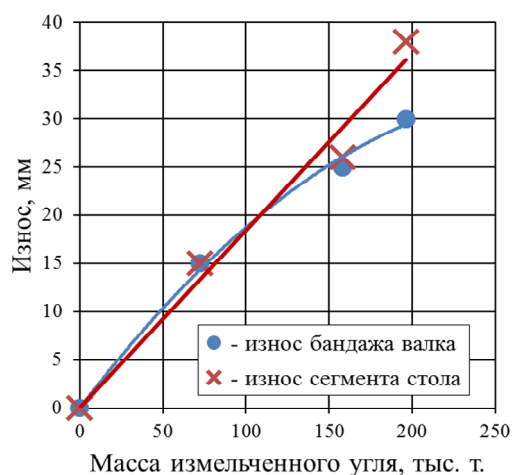


Рисунок 3 Зависимость износа рабочего инструмента от количества измельченного угля

Конструктивная схема бандажа с видом изношенной и восстановленной рабочей поверхности представлена на рисунке 4.

Реальный сегмент размольного стола после наплавки износостойким материалом приведён на фотографии (рис. 5).

Наличие экспериментальных данных о величине и характере износа рабочих поверхностей измельчительного инструмента мельниц обуславливает сроки вывода его на ремонтно-восстановительные операции. Изношенные поверхности бандажа и сегментов подвергают восстановлению износостойкими композитными материалами, чем обеспечивается повышенный ресурс мельниц до следующей реставрации мелющих элементов.

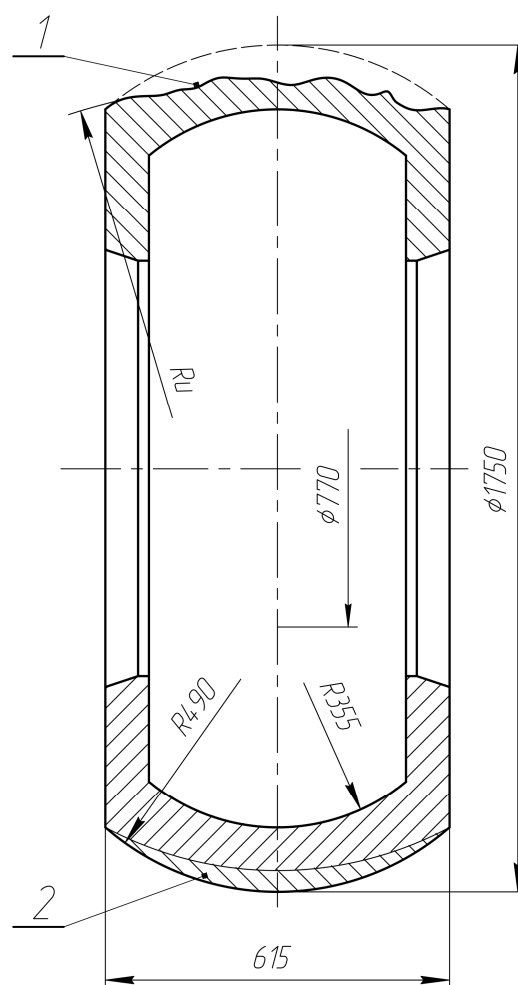


Рисунок 4 Конструкция бандажа и состояние его рабочей поверхности: 1 — изношенной; 2 — после восстановления

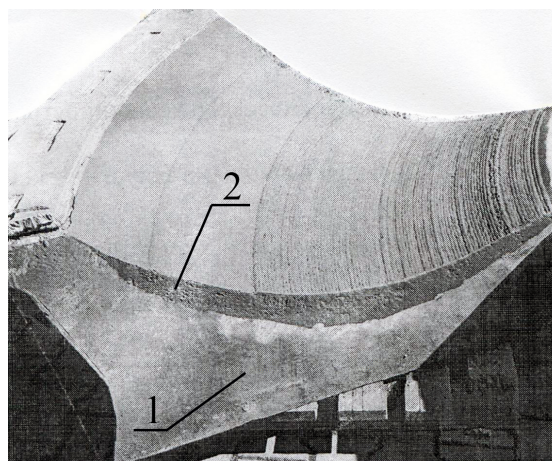


Рисунок 5 Вид восстановленной рабочей поверхности сегмента помольного стола. 1 — основной металл; 2 — наплавленный слой

Выводы:

1. С точки зрения равномерности распределения нагрузки на рабочие элементы измельчительного механизма преимущество принадлежит трёхвалковым мельницам как статически определимым системам.

2. Время работы мельницы, в отличие от других машин, ограничивается сроком износа мелющих элементов — бандажей

валков и сегментов стола. Срок работы до ремонта для мельницы MPS 3070 ВК на ПАО «АМК» составляет около 4400 часов при намоле 200 тыс. т ПУТ.

3. Более интенсивному износу подвержены сегменты стола мельниц, что обусловлено, при всех прочих равных условиях, конструктивными особенностями и кинематическими параметрами машины.

Библиографический список

1. Мороз, А. Я. Использование энергоносителей в производстве продукции на металлургических и коксохимических предприятиях Донецкой области в 2011 году [Текст] / А. Я. Мороз, И. Т. Резниченко, С. Н. Тупилко // Металлургические процессы и оборудование. — Донецк, 2012. — № 1 — С. 12–16.
2. Ульяницкая, О. В. Анализ использования и экономии энергии на предприятиях металлургического комплекса Украины [Текст] / А. В. Ульяницкая, Н. В. Коваленко // Вісник Дніпропетровського національного університету ім. Гончара. — Днепропетровск, 2010. — № 10/1, том 22. — С. 89–95.
3. Alternate Carbon Sources for Sintering of Iron Ore (Acasos) [Text] / Roland Pietruck and others. — Luxembourg Office of the European Union, 2013. — 71 p.
4. Ульяницкий, В. Н. Особенности эксплуатации валковых мельниц для приготовления пылеугольного топлива [Текст] / В. Н. Ульяницкий, П. А. Петров, О. В. Ульяницкая, Р. Ю. Коробов // Сб. науч. трудов ДонГТУ. — Алчевск, 2017. — № 7 (50). — С. 146–152.
5. ГОСТ Р 55853–2013. Мельницы валковые среднеходные. Типы, основные параметры, технические требования [Текст]. — Введ. 2013-22-11. — М. : Стандартинформ, 2014. — 13 с.
6. Новохатский, А. М. Проблемы замены кокса альтернативными видами топлива и пути их решения [Текст] : монография / А. М. Новохатский, А. В. Карпов. — Алчевск : ДонГТУ, 2013. — 182 с.
7. Спиваковский, А. О. Транспортирующие машины [Текст] / А. О. Спиваковский, В. К. Дьячков. — [2-е изд., перераб. и доп.]. — М. : Машиностроение, 1968. — 504 с.

© Ульяницкий В. Н.
 © Новохатский А. М.
 © Петров П. А.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. ММК ДонГТУ Харламовым Ю. А.,
 д.т.н., проф. каф. МОЗЧМ ДонНТУ Еронько С. П.*

Статья поступила в редакцию 28.02.18.

**к.т.н. Ульяницкий В. Н., д.т.н. Новохатский О. М., Петров П. О. (ДонГТУ, м. Алчевськ, ЛНР)
 АНАЛІЗ КОНСТРУКТИВНИХ ОСОБЛИВОСТЕЙ І ФУНКЦІОНАЛЬНИХ
 МОЖЛИВОСТЕЙ МЛИНІВ ДЛЯ ПІДГОТОВКИ ПИЛОВУГІЛЬНОГО ПАЛИВА**

У статті розглянуто питання порівняльного комплексного дослідження конструктивних особливостей і чинників, що обумовлюють зносні характеристики робочого інструменту млинів приготування пиловугільного палива для доменних печей.

Ключові слова: млин, паливо пиловугільне, розмельний валок, розмельний стіл, бандаж, сегмент, знос.

PhD Ulianitskiy V. N., Doctor of Tech. Sc. Novohatskiy A. M., Petrov P. A. (DonSTU, Alchevsk, LPR)
ANALYZING THE DESIGN FEATURES AND FUNCTIONAL CAPABILITY OF MILLS FOR PULVERIZED COAL PREPARATION

The paper is dedicated to the complex research problems on the design features and factors stipulated the wear properties of operating element of mills of pulverized coal preparation for the blast furnaces.

Key words: mill, pulverized coal, grinding roll, grinding table, sleeve, segment, wear.

УДК 669.184

д.т.н. Еронько С. П.,
к.т.н. Ошовская Е. В.,
Стародубцев Б. И.
(ДонНТУ, г. Донецк, ДНР)

РАСЧЁТ ПАРАМЕТРОВ КОМБИНИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ КАЧАНИЯ НАКЛОННОЙ ПРОДУВОЧНОЙ ФУРМЫ В ПОЛОСТИ КОНВЕРТЕРА

Приведена методика расчёта энергосиловых параметров приводов комбинированной системы качания продувочной фурмы кислородного конвертера для переработки некачественной шихты с высоким содержанием вредных примесей. Корректность полученных зависимостей подтверждена результатами эксперимента, проведённого с использованием методов тензометрии. Расчётные и экспериментальные данные будут использованы при разработке модернизированного кислородного мини-конвертера.

Ключевые слова: водоохлаждаемая наклонная фурма, порошкообразные реагенты, газопорошковая смесь, эксцентриковый механизм, кривошипно-шатунный механизм.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

Конструктивное исполнение продувочной фурмы в значительной мере определяет показатели конвертерного процесса. Быстрое развитие конвертерного производства стали и многообразие вариантов его реализации обусловили необходимость проведения исследований, направленных на совершенствование продувочных систем, обеспечивающих подачу в полость плавильных агрегатов не только газообразного кислорода, но и порошковых смесей. Следует отметить, что в большинстве существующих вариантов кислородно-конвертерного процесса используют верхнее дутьё через опускаемую в плавильный агрегат водоохлаждаемую многосопловую фурму, располагаемую вертикально на некотором удалении от поверхности жидкой ванны. В редких случаях, например в Кал-До процессе, фурма располагается под некоторым углом к горизонтальной поверхности и может совершать плоское качательное движение относительно ванны расплава, что связано со стремлением достичь полного дожигания СО в рабочем пространстве конвертера, а при подаче вместе с кислородом порошкообразной извести — интенсификации реакции дефосфорации металла [1].

Как уже ранее отмечалось, при создании плавильного мини-агрегата, предназначенного для переработки некачественной шихты, а также металлосодержащих отходов и функционирующего по принципу действия Кал-До конвертера, решалось несколько задач, связанных с устранением тех недостатков, из-за которых промышленное применение известного прототипа в свое время было прекращено.

Усовершенствования, внесённые в конструкцию модернизированного мини-конвертера, предполагали изменения механизма вращения его корпуса относительно продольной оси и снабжение агрегата новыми системами верхнего кислородного дутья, инъекции аргона через донные пористые блоки и газодинамической отсечки конечного технологического шлака [2–4].

Постановка задачи. К главным отличиям системы вдувания в ванну плавильного агрегата порошкообразных реагентов в струе кислорода следует отнести применение в ней устройства дозированной подачи мелкодисперсных материалов в транспортную магистраль из бункера-накопителя с помощью установленного в его донной части питателя с вертикально размещённым шнеком и спаренных механизмов качания наклонной фурмы в двух взаимоперпенди-

кулярных плоскостях. Благодаря указанным техническим решениям, можно не только стабилизировать расход вдуваемых газопорошковых смесей, но и повысить интенсивность протекающих с их участием химических реакций за счёт увеличения поверхности контакта твёрдой и жидкой фаз в ванне агрегата [5].

Конструирование опытно-промышленного образца усовершенствованной системы вдувания порошков в струе кислорода через наклонную фурму, сопло которой во время ведения сталеплавильного процесса совершает перемещение в пространстве по сложной траектории при комбинации её движений в двух взаимно перпендикулярных плоскостях, требует разработки методики расчёта силовых параметров механизмов, обеспечивающих эти движения.

Изложение материала и его результаты. Успешное решение поставленной задачи напрямую связано с определением технологических нагрузок, действующих на структурные элементы исследуемой механической системы. При этом важно не только знать их максимальные значения, но и корректно назначить точки приложения и направленность соответствующих им векторов. На рисунке 1 приведены расчётные схемы разработанных механизмов. В соответствии с первой схемой, кислородная водоохлаждаемая фурма 1 задним своим концом закреплена в шарнире А опоры 6 и снабжена второй опорой В, ролики 2 которой контактируют с поверхностью эксцентрика 7, установленного на тихоходном валу приводного мотор-редуктора 3. Эксцентриковый механизм обеспечивает фурме качательное движение в вертикальной плоскости в секторе с углом α . При этом мотор-редуктор 3 и шарнирная опора 6 размещены на наклонной несущей платформе 8, имеющей вместе с фурмой 1 возможность поворота в подшипниковых опорах Д и Е на угол φ с помощью кривошипно-шатунного механизма 4, приводимого в действие вторым мотор-редуктором 5, который вместе с опо-

рами Д и Е платформы 8 смонтирован на тележке механизма заведения фурмы в полость конвертера (условно не показан).

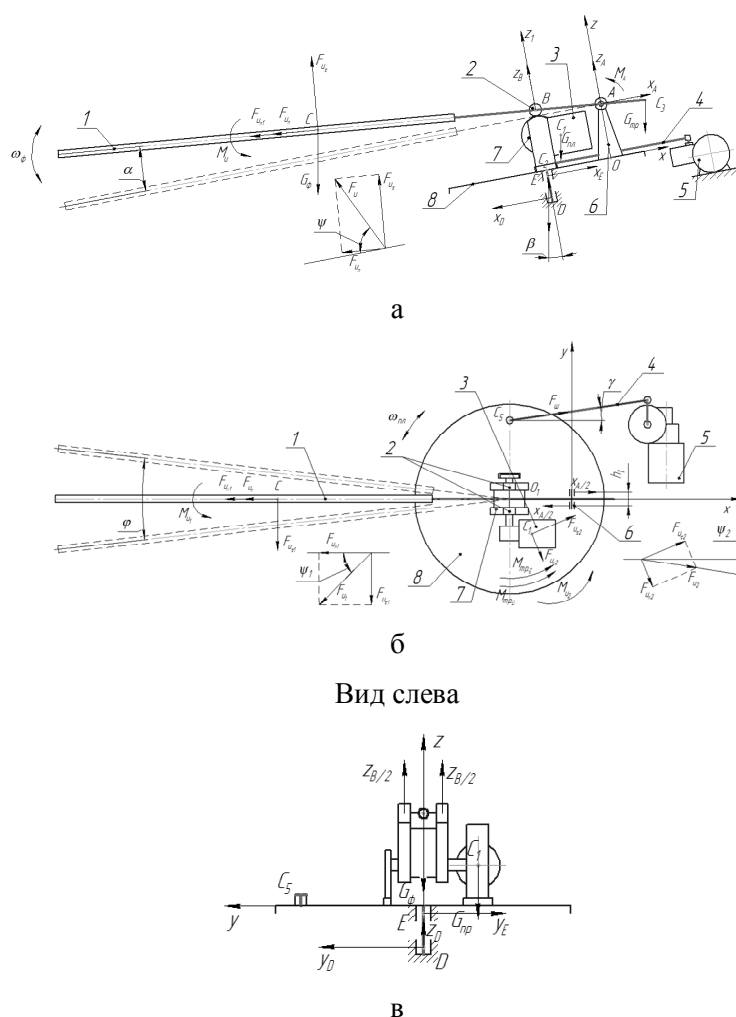
Для выполнения силового расчёта механизмов, обеспечивающих перемещение в пространстве кислородной фурмы, используем принцип Даламбера, согласно которому подвижная система тел находится в каждый момент времени в равновесии под действием активных сил, реакций связи и сил инерции [6]. Вначале рассматриваем эксцентриковый механизм качания фурмы в вертикальной плоскости. Во время работы привода данного механизма на фурму действует суммарная сила тяжести кислородной фурмы и находящейся в её каналах охлаждающей воды G_ϕ , половина суммарной силы тяжести частей гибких трубопроводов для подачи к фурме газопорошковых смесей и охлаждающей жидкости G_{mp} , сила трения в опоре А, а также силы инерции, возникающие при разгоне и замедлении фурмы, участвующей одновременно в двух движениях, совершаемых в различных плоскостях.

Выбираем систему координат, ориентируя направление осей, показанное на рисунке 1. Предварительно находим координаты центров тяжести фурмы $C(x_c, y_c, z_c)$, привода эксцентрикового механизма $C_1(x_{c1}, y_{c1}, z_{c1})$, несущей платформы $C_2(x_{c2}, y_{c2}, z_{c2})$, точки крепления к фурме трубопроводов $C_3(x_{c3}, y_{c3}, z_{c3})$, оси несущей платформы $C_4(x_{c4}, y_{c4}, z_{c4})$, в которых прикладываем вертикально вниз соответственно векторы сил $\overline{G_\phi}, \overline{G_{np}}, \overline{G_{nl}}, \overline{G_{mp}}$ и $\overline{G_{oc}}$.

Возникающие во время качания фурмы вокруг оси шарнира А с угловой скоростью ω_ϕ при действующем ускорении ε_ϕ касательная F_{u_τ} и нормальная F_{u_n} силы инерции равны

$$F_{u_\tau} = \frac{G_\phi}{g} \cdot a_\tau, \quad F_{u_n} = \frac{G_\phi}{g} \cdot a_n,$$

где a_τ и a_n — соответственно касательная и нормальная составляющие ускорения центра тяжести фурмы:



Вид слева

Рисунок 1 Расчётные схемы механизма качания фурмы в вертикальной плоскости (а) и поворота несущей платформы (б)

$$a_{\tau} = \varepsilon_{\phi} \cdot AC, \quad a_n = \omega^2 \cdot AC,$$

где AC — расстояние от оси качания фурмы до центра её тяжести C .

Тогда

$$F_{u_{\tau}} = \frac{G_{\phi}}{g} \cdot \varepsilon_{\phi} \cdot AC, \quad F_{u_n} = \frac{G_{\phi}}{g} \cdot \omega^2 \cdot AC.$$

Положение центра тяжести фурмы C в плоскости XOZ выражается через угол α :

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{z_c}{x_c}; \quad \sin \alpha = \frac{z_c}{AC}; \quad \cos \alpha = \frac{x_c}{AC}.$$

Силы инерции $F_{u_{\tau}}$ и F_{u_n} приложены в точке K , положение которой определяется по формуле:

$$KC = \frac{\rho_c^2}{AC},$$

где ρ_c — радиус инерции фурмы относительно оси, проходящей через её центр тяжести C параллельно оси поворота, шарнира A .

Переносим силы $F_{u_{\tau}}$ и F_{u_n} в точку C . Силу F_{u_n} переносим по линии действия, а силу $F_{u_{\tau}}$ — параллельно с добавлением пары сил, момент которой равен:

$$M_j = F_{u_{\tau}} \cdot KC = \frac{G_{\phi}}{g} \cdot \rho_c^2 \cdot \varepsilon_{\phi} = I_c \cdot \varepsilon_{\phi},$$

где $I_c = \frac{G_\phi}{g} \cdot \rho_c^2$ — момент инерции фурмы относительно горизонтальной оси, проходящей через центр тяжести С.

Момент M_j и сила F_{u_τ} всегда направлены в сторону, противоположную направлению поворота фурмы во время её качательного движения в вертикальной плоскости.

К фурме также приложены составляющие реакций X_A , Y_A , Z_A и Z_B в опорах А и В, момент сопротивления M_A , вызванный силой трения в шарнире А и действующий в направлении, противоположном направлению поворота фурмы в вертикальной плоскости.

Возникающие во время поворота фурмы вместе с несущей платформой вокруг оси ED со скоростью ω_{nl} при действии ускорений ε_{nl} касательная F_{u_τ} и нормальная $F_{u_{nl}}$ силы инерции фурмы:

$$F_{u_\tau} = \frac{G_\phi}{g} \cdot a_{\tau 1}, \quad F_{u_{nl}} = \frac{G_\phi}{g} \cdot a_{n1},$$

где $a_{\tau 1}$ и a_{n1} — соответственно касательная и нормальная составляющие ускорения центра тяжести фурмы в поворотном движении вместе с платформой.

Положение центра тяжести фурмы С в плоскостях, перпендикулярных плоскости XOZ, выражается через угол φ :

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{y_c}{x_c}; \quad \sin \varphi = \frac{y_c}{r_c}; \quad \cos \varphi = \frac{x_c}{r_c}.$$

Силы инерции F_{u_τ} и $F_{u_{nl}}$ приложены в точке K_1 , положение которой определяется по формуле:

$$K_1 C = \frac{\rho^2}{BC},$$

где ρ — радиус инерции фурмы относительно оси, проходящей через центр тяжести фурмы С параллельно оси поворота ED.

Переносим силы F_{u_τ} и $F_{u_{nl}}$ в точку С. Силу $F_{u_{nl}}$ переносим по линии действия

вдоль оси фурмы, а силу F_{u_τ} — параллельно с добавлением пары сил, момент которой равен:

$$M_{j1} = F_{u_\tau} \cdot K_1 C = \frac{G_\phi}{g} \cdot \rho^2 \cdot \varepsilon_{nl} = I_c \cdot \varepsilon_{nl}.$$

Динамический момент M_{j1} также будет менять направление действия в зависимости от разгона или торможения несущей платформы.

Система уравнений, описывающих равновесие фурмы по законам статики, имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} \sum F_{ix} &= X_A - F_{u_n} \cdot \cos \alpha_i - F_{u_{n1}} \cdot \cos \alpha_i \pm F_{u_\tau} \cdot \sin \alpha_i - G_\phi \sin \alpha_i - G_{mp} \cdot \sin \alpha_i = 0; \\ \sum F_{iz} &= Z_A + Z_B \pm F_{u_{n1}} \cdot \sin \alpha_i - G_\phi \cdot \cos \alpha_i \pm F_{u_\tau} \cdot \cos \alpha_i \pm F_{un} \cdot \sin \alpha_i - G_{mp} \cdot \cos \alpha_i = 0; \\ \sum M_y &= G_\phi \cdot AC \cdot \cos \alpha_i \pm F_{u_\tau} \cdot AC \pm \pm M_A + Z_B \cdot AB \cdot \cos \alpha_i + G_{mp} \cdot AC_3 \cdot \cos \alpha_i \pm M_j = 0; \\ \sum M_z &= \pm F_{u_\tau} \cdot AC \pm X_A \cdot h_1 = 0. \end{aligned} \right\} \quad (I)$$

Момент сил трения в опоре А:

$$M_A = \mu \cdot r_A \sqrt{X_A^2 + Z_A^2},$$

где μ — коэффициент трения скольжения в опоре А; r_A — радиус цапфы опоры А.

В результате решения системы уравнений (I) для случаев подъёма и опускания фурмы находятся реакции опор X_A , Z_A и Z_B .

По найденным значениям Z_B определяют текущее значение момента сопротивления вращению эксцентрика. Принимая условие, что проскальзывание при взаимодействии роликов с эксцентриком отсутствует, можно записать:

$$M_{\varphi_i} = \left(\frac{\mu \cdot Z_B \cdot r_{up}}{r_p} \right) \cdot r_{\varphi_i},$$

где μ — коэффициент трения скольжения (в опорах цапф роликов); $r_{цр}$ — радиус цапф роликовых опор фурмы; r_p — наружный радиус ролика; $r_{э_i}$ — текущее значение радиуса эксцентрика в точке его контакта с роликами опоры В фурмы.

Мощность приводного двигателя эксцентрикового механизма следует рассчитывать по максимальному значению $M_{э}$, так как пуск механизма может осуществляться из любого его текущего положения [7], т. е.:

$$N_{дв} = \frac{M_{э_{max}} \cdot \omega_{э}}{\eta},$$

где $\omega_{э}$ — угловая скорость вращения эксцентрика; η — общий КПД механизма.

Для силового расчёта механизма поворота несущей платформы также рассмотрим условие её равновесия в период пуска приводного двигателя с учётом действия развиваемой им в шатуне силы $F_{ш}$, сил реакций и инерционных сил.

Возникающие во время поворота платформы с угловой скоростью $\omega_{нл}$ и угловым ускорением $\varepsilon_{нл}$ касательная $F_{u_{\tau 2}}$ и нормальная $F_{u_{n2}}$ силы инерции, приложенные в центре масс кривошипно-шатунного механизма:

$$F_{u_{\tau 2}} = \frac{G_0}{g} \cdot a_{\tau 2}, \quad F_{u_{n2}} = \frac{G_0}{g} \cdot a_{n2},$$

где G_0 — суммарная сила тяжести эксцентрикового механизма; $a_{\tau 2}$ и a_{n2} — соответственно касательное и нормальное ускорения центра масс эксцентрикового механизма:

$$a_{\tau 2} = \varepsilon_{нл} \cdot O_1 C_1, \quad a_{n2} = \omega_{нл}^2 \cdot O_1 C_1.$$

Суммарный динамический момент, действующий на платформу, имеющую форму диска, и её осевую опору в форме однородного цилиндра:

$$M_D = (I_{нл} + I_{ос}) \cdot \varepsilon_{нл},$$

где $I_{нл}$ и $I_{ос}$ — моменты инерции платформы и её опоры относительно вертикальной оси соответственно:

$$I_{нл} = \frac{G_{нл} \cdot R_{нл}^2}{2g}, \quad I_{ос} = \frac{G_{ос} \cdot R_{ос}^2}{2g},$$

где $R_{нл}$ и $R_{ос}$ — наружные радиусы платформы и её опорной оси соответственно.

Система уравнений, описывающих равновесие платформы по законам статики, имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} \sum F_{i_x} &= X_E - X_D + F_{ш} \cdot \cos \gamma_i - \\ &- F_u \cdot \cos \psi_i - F_{u1} \cdot \cos \psi_{i1} + F_{u2} \cdot \\ &\cdot \cos \psi_{i2} - G_{нл} \cdot \cos \beta - G_{\phi} \cdot \sin \beta = 0; \\ \sum F_{i_y} &= Y_D - Y_E + F_{ш} \cdot \sin \gamma_i - \\ &- F_{u1} \cdot \sin \psi_{i1} + F_{u2} \cdot \sin \psi_{i2} = 0; \\ \sum F_{i_z} &= Z_D - G_{нл} \cdot \cos \beta - \\ &- G_{\phi} \cdot \cos \beta + F_u \cdot \sin \psi_i = 0; \\ \sum M_x &= G_{нл} \cdot \cos \beta \cdot x_{C_1} - Y_E \cdot \\ &\cdot z_E + Y_D \cdot z_D + F_{u1} \cdot \sin \psi_{i1} \cdot z_C - \\ &- F_{u2} \cdot \sin \psi_{i2} \cdot z_{C_1} = 0; \\ \sum M_y &= X_D \cdot z_D - X_E \cdot z_E + \\ &+ Z_D \cdot x_D + G_{нл} \cdot \cos \beta \cdot x_{C_1} - \\ &- G_{нл} \cdot \sin \beta \cdot z_C + F_{u2} \cdot \sin \psi_{i2} \cdot \\ &\cdot z_{C_1} - F_{u1} \cdot \cos \psi_{i1} \cdot z_C + F_u \cdot \sin \psi_i \cdot \\ &\cdot x_C - F_u \cdot \cos \psi_i \cdot z_C - M_u = 0; \\ \sum M_z &= Y_E \cdot x_E - Y_D \cdot x_D - G_{нл} \cdot \\ &\cdot \sin \beta \cdot y_{C_1} - F_{ш} \cdot \cos \gamma \cdot y_{C_5} + F_{u2} \cdot \\ &\cdot \sin \psi_{i2} \cdot x_{C_1} + F_{u2} \cdot \cos \psi_{i2} \cdot y_{C_1} + \\ &+ F_{u1} \cdot \sin \psi_{i1} \cdot x_C + M_{u_1} + M_{u_2} + \\ &+ M_{mpE} + M_{mpD} = 0. \end{aligned} \right\} \quad (II)$$

где M_u — момент инерции фурмы от качательного движения; M_{u_1} — момент инерции фурмы; M_{u_2} — момент инерции платформы с приводом; F_u , F_{u1} , F_{u2} — резуль-

тирующие силы инерции; ψ_i , ψ_{i1} , ψ_{i2} — углы между результирующими силами инерции и их проекциями на ось X.

Моменты сил трения в опорах E и D:

$$M_{mpE} = f \cdot r_E \sqrt{X_E^2 + Y_E^2};$$

$$M_{mpD} = f \cdot r_D \sqrt{X_D^2 + Y_D^2} + \mu_1 \cdot r_{yD} \cdot Z_D,$$

где f — коэффициент трения скольжения в опорах E и D; μ_1 — коэффициент сопротивления в упорном подшипнике опоры D; r_E — радиус цапфы опоры E; r_D — радиус цапфы опоры D; r_{yD} — радиус упорного подшипника опоры D.

Решая систему уравнений (II) для нескольких фиксированных значений угла поворота платформы, находят соответствующее им значение силы $F_{ш}$, действующей в шатуне. По полученным значениям силы $F_{ш_i}$ определяют крутящий момент на тихоходном валу мотор-редуктора при заданной длине кривошипа $R_{кр}$:

$$M_{кр_i} = F_{ш_i} \cdot R_{кр} \cdot \cos \delta_i,$$

где δ_i — текущее значение угла поворота кривошипа.

Мощность приводного двигателя кривошипно-шатунного механизма поворота несущей платформы определяют по максимальному значению крутящего момента, т. к. пуск механизма может происходить из любого его текущего положения:

$$N_{дв} = \frac{M_{кр_{max}} \cdot \omega_{кр}}{\eta},$$

где $\omega_{кр}$ — требуемая угловая скорость кривошипа.

С целью проверки справедливости результатов, полученных с использованием предлагаемой методики расчёта энергосиловых параметров усовершенствованной комбинированной системы качания наклонной продувочной фурмы, изготовили

её действующую модель (рис. 2) в масштабе 1:2 по отношению к промышленному образцу, предназначенному для применения на 10-тонном мини-конвертере с вращающимся корпусом.

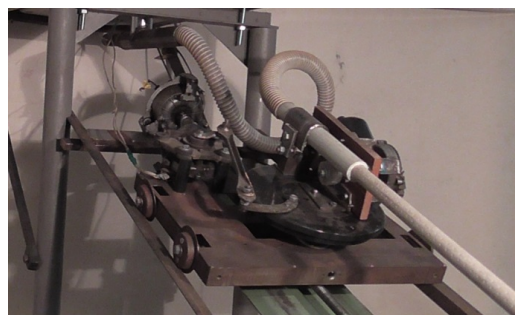
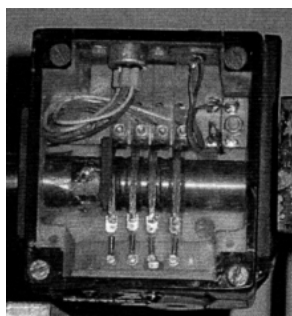


Рисунок 2 Действующая модель комбинированной системы качания наклонной продувочной фурмы кислородного конвертера с вращающимся корпусом

Затем с учётом геометрических и весовых параметров узлов, входящих в состав механизмов качания фурмы, а также принятых скоростных режимов их функционирования по разработанной методике рассчитали ожидаемые значения технологических нагрузок, преодолеваемых приводами, для последующего сопоставления с экспериментальными данными. В ходе тестовых испытаний контролировали крутящий момент, требуемый для вращения кулачка механизма качания фурмы в вертикальной плоскости, и силу, действующую на шатун механизма поворота несущей платформы. Контроль указанных параметров осуществляли с помощью тензорезисторных преобразователей, работающих в комплексе с усилителем переменного тока и 12-разрядным многоканальным аналого-цифровым преобразователем L-CARD, плата которого устанавливалась на шине ISA IBM-совместимой ПЭВМ. В первом случае тензометрический преобразователь являлся муфтой, соединяющей вал мотор-редуктора с валом кулачка, и конструктивно был выполнен в виде гильзы (рис. 3, а), установленной в подшипниках скольжения и помещённой в металлический короб с прозрачной передней стенкой. На поверхности гильзы наклеены

тензодатчики под углом 45° к её продольной оси, включённые в мостовую схему. Крутящий момент определяли путём измерения деформаций кручения гильзы. Для съёма электрического сигнала с измерительной диагонали моста сопротивлений и подключения к нему источника питания на гильзе установлены изолированные от её корпуса медные кольца, контактирующие своей наружной поверхностью с подпружиненными шинами. Для контроля значения силы, передаваемой шатуном, на его поверхность наклеены два рабочих тензодатчика, сориентированные вдоль направления действия нагрузки, и два компенсационных, расположенных перпендикулярно рабочим. Датчики соединены по полумостовой схеме, подключённой к разъёму (рис. 3, б).

Сопоставление результатов измерений крутящего момента на валу кулачка механизма качания фурмы в вертикальной плоскости с расчётными данными (рис. 4) показало, что расхождения между ними находятся в пределах 2–10 %, т. е. полученные зависимости в достаточной мере являются корректными.



а



б

Рисунок 3 Тензорезисторный преобразователь для контроля крутящего момента (а); шатун с датчиками, включёнными по полумостовой схеме (б)

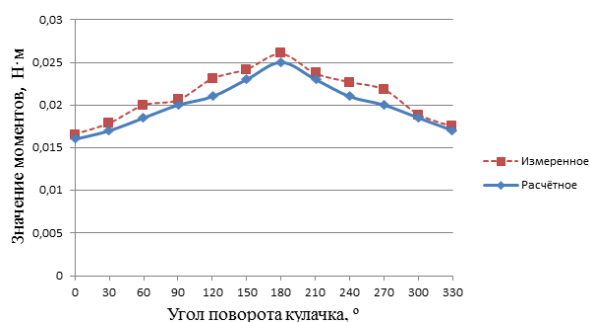


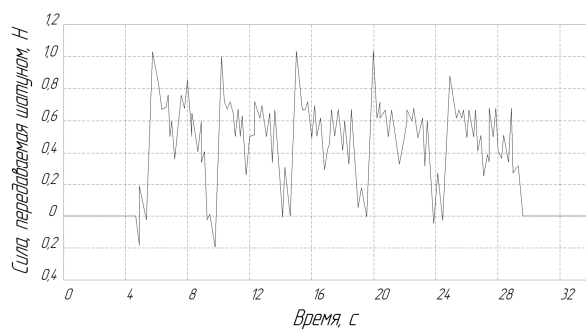
Рисунок 4 Полученные значения крутящих моментов на валу кулачка при его вращении

Вместе с тем анализ записей сигналов, зарегистрированных при контроле силы, преодолеваемой шатуном механизма поворота несущей платформы, позволил установить особенности, требующие детальной оценки. В частности, при выключенном кулачковом механизме качания фурмы в вертикальной плоскости на значение силы, преодолеваемой шатуном механизма поворота несущей платформы, существенно влияет частота вращения его кривошипа. В качестве примера, подтверждающего эту связь, на рисунке 5 приведены записи сигналов, зарегистрированных при различных скоростях вращения кривошипа. Увеличение силы сопротивления, действующей на шатун, в данном случае обусловлено ростом сил инерции, действующих на подвижные элементы механизма, что следует из системы уравнений (II).

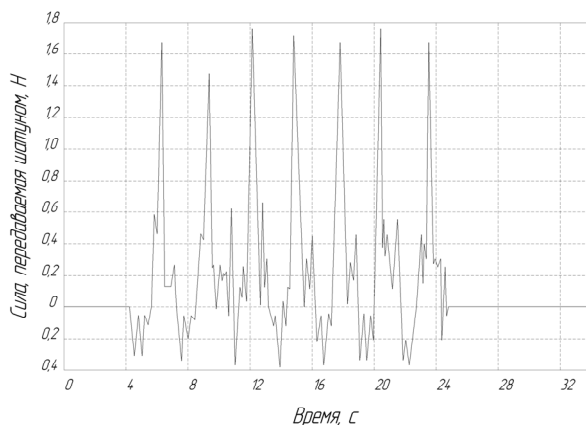
Включение в работу кулачкового механизма качания фурмы в вертикальной плоскости, установленного на несущей платформе, оказывает заметное влияние на силу сопротивления, действующую на шатун механизма её поворота. Причём это влияние растёт с увеличением частоты качания фурмы в горизонтальной плоскости, что иллюстрирует рисунок 6, на котором показаны распечатки записей сигнала, в ходе которых проводилось включение кулачкового механизма при различной частоте поворота несущей платформы. На рисунке 6,а приведена форма сигнала, зарегистрированного при частоте поворота несущей

щей платформы 12 об/мин и включении на 10-й секунде кулачкового механизма. На рисунке 6,б показана форма сигнала, зафиксированного при частоте поворота несущей платформы 24 об/мин и включении кулачкового механизма на 16-й секунде. Частота вращения кулачка в обоих случаях была одинаковой и составляла 10 об/мин.

Следует также отметить то обстоятельство, что форма и амплитуда сигнала, изменявшиеся после включения в работу кулачкового механизма, зависят от согласованности качательных движений фурмы, одновременно реализуемых в двух взаимно перпендикулярных плоскостях.

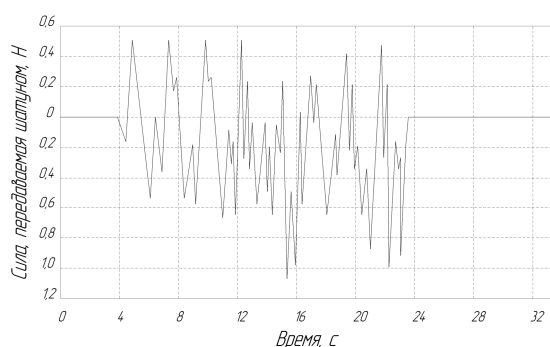


а

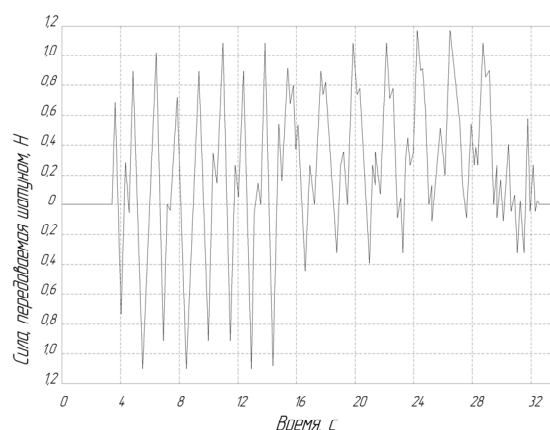


б

Рисунок 5 Сила сопротивления, действующая на шатун механизма поворота несущей платформы при частоте вращения кривошипа 12 об/мин (а), 24 об/мин (б) и отключённом кулачковом механизме качания фурмы в вертикальной плоскости



а



б

Рисунок 6 Силы сопротивления, действующие на шатун механизма поворота несущей платформы при одновременном качании фурмы в двух плоскостях

Выводы и направление дальнейших исследований. Предложенная методика позволяет с достаточной точностью выполнять инженерные расчёты энергосиловых параметров механизмов комбинированной системы качания наклонной фурмы, предназначенной для кислородного конвертера с вращающимся корпусом, обеспечивающего переработку некачественной шихты и металлосодержащих промышленных отходов.

Для облегчения вычислительных операций по определению значений технологических нагрузок, действующих на подвижные элементы модернизированной системы для случая одновременной работы обоих её механизмов, реализующих качательное движение фурмы в двух взаимно перпендикулярных плоскостях, целесо-

образно в дальнейшем подготовить специальную прикладную программу, которая бы позволяла учитывать взаимное влияние

инерционных сил на конечный результат расчёта при рассогласованном функционировании подвижных элементов.

Библіографічний список

1. Бойченко, Б. М. Конвертерное производство стали : теория, технология, качество стали, конструкции агрегатов, рециркуляция материалов и экология [Текст] / Б. М. Бойченко, В. Б. Охотский, П. С. Харлашин. — Днепропетровск : РВА «ДНЕПРО-ВАЛ», 2006. — 454 с.
2. Еронько, С. П. Перспективы использования и проблематика создания мини-агрегата для переработки некачественной шихты и металлосодержащих отходов [Текст] / С. П. Еронько, Н. А. Климович // Чёрная металлургия : бюл. ин-та «Черметинформация». — 2016. — № 5. — С. 26–31.
3. Еронько, С. П. Повышение интенсивности перемешивания расплава в ванне конвертера с вращающимся корпусом [Текст] / С. П. Еронько, Е. В. Ошовская, Б. И. Стародубцев // Чёрная металлургия : бюл. ин-та «Черметинформация». — 2017. — № 4. — С. 49–54.
4. Еронько, С. П. Модельные исследования системы отсечки шлака при выпуске стали из кислородного конвертера с вращающимся корпусом [Текст] / С. П. Еронько, Е. В. Ошовская, Б. И. Стародубцев / Чёрная металлургия : бюл. ин-та «Черметинформация». — 2017. — № 6. — С. 48–54.
5. Еронько, С. П. Совершенствование системы вдувания газопорошковых смесей в ванну конвертера с вращающимся корпусом [Текст] / С. П. Еронько, Е. В. Ошовская, Б. И. Стародубцев // Чёрная металлургия : бюл. ин-та «Черметинформация». — 2017. — № 7. — С. 75–81.
6. Никитин, Н. Н. Курс теоретической механики [Текст] / Н. Н. Никитин. — М. : Высшая школа, 1990. — 607 с.
7. Кіницький, Я. Т. Теорія механізмів і машин [Текст] / Я. Т. Кіницький. — К. : Наукова думка, 2002. — 660 с.

© Еронько С. П.

© Ошовская Е. В.

© Стародубцев Б. И.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. ММК ДонГТУ Харламовым Ю. А.,
д.т.н., проф. каф. МОЗЧМ ДонНТУ Сотниковым А. Л.*

Статья поступила в редакцию 21.12.17.

д.т.н Єронько С. П., к.т.н. Ошовська О. В., Стародубцев Б. І. (ДонНТУ, м. Донецьк, ДНР) РОЗРАХУНОК ПАРАМЕТРІВ КОМБІНОВАНОЇ СИСТЕМИ ХИТАННЯ ПОХИЛОЇ ПРОДУВОЧНОЇ ФУРМИ У ПОРОЖНИНИ КОНВЕРТЕРА

Наведено методику розрахунку енергосилових параметрів приводів механізму хитання продувочної фурми кисневого конвертера для переробки неякісної шихти з високим вмістом шкідливих домішок. Коректність отриманих залежностей підтверджена результатами експерименту, який проведено з використанням методів тензометрії. Розрахункові та експериментальні дані будуть використані при розробці модернізованого кисневого міні-конвертера.

Ключові слова: похила фурма, що охолоджується водою, порошкоподібні реагенти, газопорошкова суміш, ексцентриковий механізм, кривошипно-шатунний механізм.

Doctor of Tech. Sc. Eron'ko S. P., PhD Oshovskaya Ye. V., Starodubtsev B. I. (DonNTU, Donetsk, DPR)
CALCULATING THE PARAMETERS OF COMBINED SWAYING SYSTEM OF INCLINED BLOWING TUYERE IN A CONVERTER CAVITY

A technique for calculating energy-power parameters is given for the drives of the combined swinging system of blowing tuyere of oxygen converter to process the low-quality burden with a high content of detrimental impurities. The accuracy of the obtained dependencies is proved by the test results carried by using the tensometry methods. The computation and experimental data will be used for developing the upgraded oxygen mini-vessel.

Key words: water-cooled inclined tuyere, powdery agents, gas-powdery mixture, eccentric mechanism, crank mechanism.

УДК 622.004.62:622.517

д.т.н. Бабанин А. Я.
(ДонНАСА, г. Макеевка, ДНР),
д.т.н. Белоусов В. В.
(ДонНУ, г. Донецк, ДНР),
д.т.н. Паламарчук Н. В.
(ДонИЖТ, г. Донецк, ДНР),
Петров П. А.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР)

ПОВЫШЕНИЕ СРОКА СЛУЖБЫ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ НАСОСОВ ДЛЯ ВОДОСНАБЖЕНИЯ КРУПНЫХ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

На основании результатов проведённых опытно-промышленных исследований применительно к условиям работы машиностроительных и ремонтно-механических заводов разработана технология ремонта центробежных водяных насосов, включающая изготовление рабочих колёс насосов с повышенными механическими свойствами, которая позволяет увеличить ресурс их работы на 15–20 % без значительных дополнительных материальных затрат. Промышленные испытания насосов проведены в условиях ОАО «Донцемент».

Ключевые слова: центробежный водяной насос, техническая вода, рабочее колесо насоса, ресурс работы.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Вода является неотъемлемой частью современных технологических процессов практически всех отраслей промышленности (металлургии, машино- и автомобилестроения, лёгкой, строительной и т. д.). Отличительным параметром её применения является расход на единицу продукции. К примеру, значительное количество воды используется в технологическом цикле металлургических предприятий для охлаждения агрегатов, металла при обработке давлением, при заливке и т. д. В технологическом цикле цементной промышленности при производстве цемента мокрым способом осуществляется измельчение сырьевой смеси в водной среде и получение сырьевой массы в виде водной суспензии с содержанием 30–50 % воды.

В зависимости от специфики производства применяемая техническая вода содержит взвешенные вещества и твёрдые частицы, химические компоненты (железо, сульфаты и хлориды, фториды, аммиак, нитраты, нитриты, кремнекислоты, сво-

бодные углекислоты, растворённый кислород, сероводород), имеет определённую жёсткость и показатель активной реакции, которые в совокупности влияют на срок службы водяного насоса [1].

В настоящее время для обеспечения крупных промышленных предприятий водой наибольшее распространение получили центробежные горизонтальные многоступенчатые насосы двухстороннего входа (НДВ) и агрегаты на их основе.

Одним из главных недостатков насосов данного типа является склонность к кавитации, когда в процессе функционирования образуется разрыв жидкости в виде пузырей пара или воздуха, который в дальнейшем конденсируется. Вследствие этого возникают гидроудары, способствующие увеличению скорости износа конструктивных элементов насоса и трубопроводов [2, 3]. Чтобы не возникало кавитации, необходимо использовать самовсасывающий центробежный насос в щадящем режиме, т. е. снижать его производительность, что не всегда возможно в условиях промышленного производства.

Таким образом, в насосе наблюдается износ его элементов в результате абразивного действия твёрдых частиц, реакционного воздействия химических веществ и отрицательного действия кавитационного эффекта. Данные недостатки являются серьёзной проблемой водяных центробежных насосов, значительно снижающей их срок службы и производительность [4].

В литературных источниках встречаются работы по повышению срока службы центробежных насосов. В основном они направлены на изготовление насосов из материалов, имеющих более высокие механические свойства, что значительно повышает стоимость насоса [5].

В настоящее время в литературе, несмотря на наличие значительного количества экспериментальных данных, отсутствуют сведения о технологии ремонта насосов в условиях ремонтно-механических заводов с повышением их срока службы.

Постановка задачи. Задачей данной работы является разработка методом опыт-

но-промышленных исследований технологии ремонта водяных насосов, обеспечивающей повышение срока их службы за счёт увеличения износостойкости основных деталей.

Изложение материала и его результаты. Исследования по повышению срока службы насоса были проведены при эксплуатации центробежного горизонтального высоконапорного насоса двухстороннего входа марки 6НДВ в условиях насосной станции подачи технической воды из реки Крынка в сырьевой цех ОАО «Донцемент». Основные его технические характеристики представлены в таблице 1.

Данный насос предназначен для перекачивания воды и жидкостей, имеющих сходные с водой свойства по вязкости и химической активности, с температурой до 358 К (85 °С), содержанием твёрдых включений по массе не более 0,05 % с максимальным размером 0,2 мм и микротвёрдостью не более 1,46 ГПа (рис. 1).

Таблица 1

Основные технические характеристики центробежного водяного насоса марки 6НДВ

Типоразмер насоса (агрегата)	Диаметр рабочего колеса (подрезка), мм	Частота вращения, с^{-1} (об/мин)	Подача, $\text{м}^3/\text{ч}$ ($\text{м}^3/\text{с}$)	Напор, м	Максимальная потребляемая мощность, кВт
6НДВ	405	24,2 (1450)	320 (0,09)	50	68

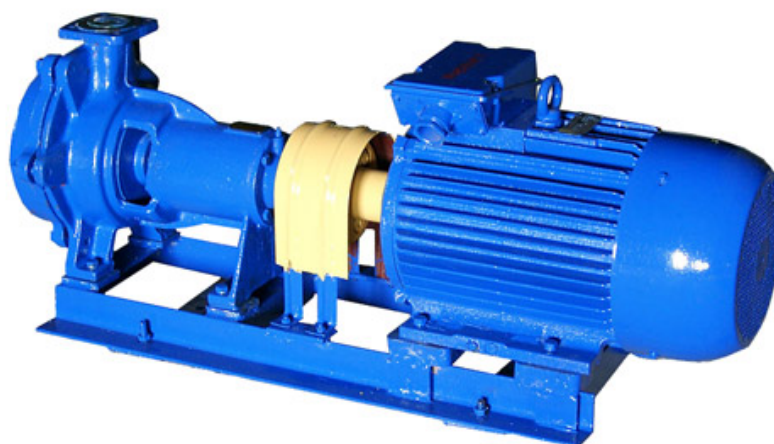


Рисунок 1 Общий вид центробежного горизонтального одноступенчатого насоса двухстороннего входа

Центробежные насосы данного типа являются самовсасывающими. В зависимости от сферы применения конструктивно вал может располагаться вертикально или горизонтально. Как правило, вертикальные модели используют для погружения в скважину.

Рабочий процесс насоса данного типа довольно простой: жидкость поступает во вращательный механизм, представляющий собой колесо с лопастями, и движется по

кругу согласно направлению вращения вала. При этом за счёт центробежной силы появляется кинетическая энергия, которая способствует росту давления транспортируемой жидкости. Центробежный насос может иметь различное количество рабочих колёс и, в зависимости от их конструкции, различное количество рабочих лопаток, причём чем их больше, тем выше его рабочее давление и производительность (рис. 2).

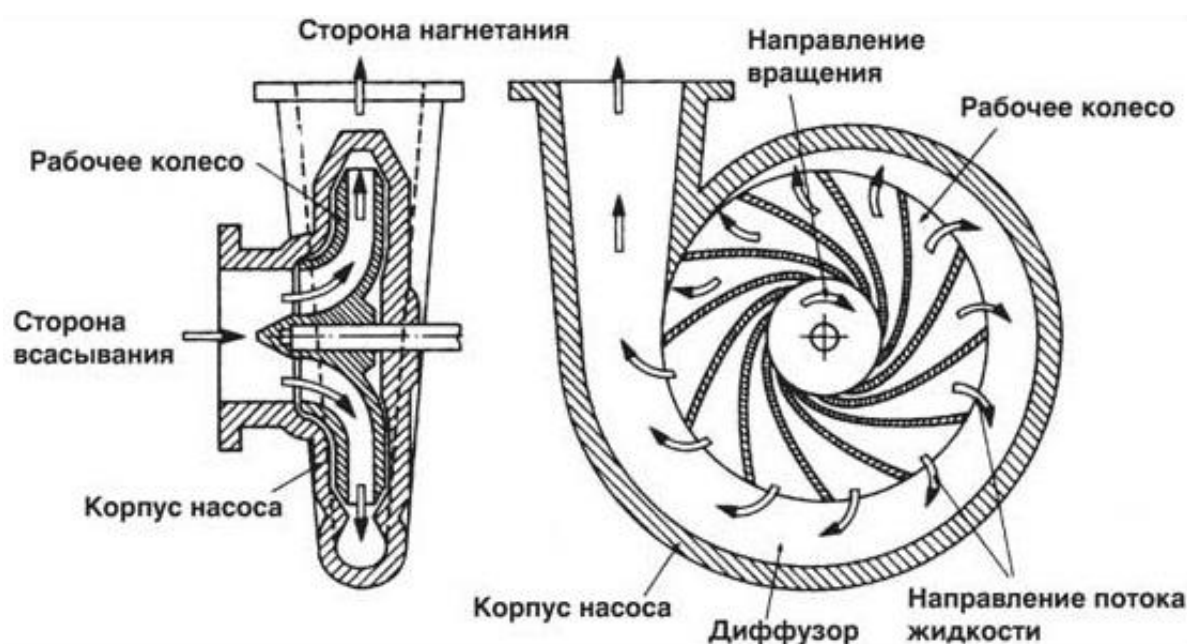


Рисунок 2 Схематическое изображение работы центробежного насоса

В результате анализа выхода из рабочего состояния деталей отработавших свой срок насосов установлено, что основным элементом, который определяет ресурс работы насоса, является рабочее колесо, которое, как правило, выходит из строя по причине износа лопастей при значительном уменьшении их толщины или полном истирании.

На основании исследований характера выхода из строя рабочих колёс данных насосов и их механических разрушений было установлено, что важнейшим резервом уменьшения их абразивного износа, сопровождающегося образованием микротрещин и проникающей коррозии, является формирование плотной макро- и микроструктуры литейного чугуна и

снижение его химической неоднородности, а следовательно, повышение механических свойств и качества отливок.

Изготовление рабочих колёс производили в условиях Моспинского ремонтно-механического завода (РМЗ), структурного подразделения (СП) ООО «Востокуглемаш» по разработанным авторами моделям и стержневым ящикам для отливки рабочих колёс насоса 6НДВ в соответствии с размерами, указанными на чертеже № 20-0-3 Амвросиевского цементного завода. Рабочее колесо данного насоса имеет восемь лопастей. Для его изготовления была разработана технология и выполнена отливка из литейного чугуна мар-

ки СЧ 15. Механическую обработку отливки выполняли по существующему технологическому процессу без проведения каких-либо дополнительных операций и применения специальной оснастки и резцов. Выплавку литейного чугуна осуществляли в дуговой печи марки ДСП-1,5 [6].

Известно, что процесс перехода расплава в равновесное состояние происходит при достижении его критической температуры, выдержка при которой является необходимым условием данной технологии отливки деталей. При охлаждении подготовленного таким образом расплава его равновесная структура или близкое к этому состояние сохраняется до кристаллизации, что обеспечивает повышение плотности его макро- и микроструктуры, а также механических и служебных свойств изделий [7, 8].

Следует отметить, что при существующих технологиях литейного производства кристаллизация чугуна происходит из неравновесного состояния, что сопровождается сохранением структуры, близкой к применяемой металлической шихте, значительной химической неоднородности расплава и отливки и, как следствие, сохранением механических свойств на существующем низком уровне.

Поэтому с целью получения равновесного, максимально однородного состояния расплава перед его кристаллизацией была разработана технология высокотемпературного шлакового рафинирования литейного чугуна при получении отливок рабочего колеса насоса.

При разработке данного технологического процесса были проведены теоретические исследования, на основании которых определены ориентировочные значения величины критической температуры высокотемпературной обработки литейного чугуна [9]. Достоверность полученных значений критической температуры и оптимальное время выдержки литейного чугуна были определены экспериментально.

Проведённые опытно-промышленные эксперименты позволили определить по-

ложительное влияние шлаковой смеси, изготовленной из отходов производства (молотый известняк (CaCO_3) и коксик (С)), на структуру графита и возможность его перехода из пластинчатой формы в вермикулярную и частично шаровидную.

На основании полученных результатов разработан ВШР-процесс (высокотемпературное шлаковое рафинирование), включающий выплавку литейного чугуна соответствующей марки, нагрев расплава выше критической температуры, обработку рафинировочной шлаковой смесью ($\text{CaCO}_3 + \text{C}$) при сливе в разливочный ковш и выдержку при критической температуре перед заливкой в формы.

Испытание ВШР-процесса с целью отработки оптимальных его режимов проводили при выплавке литейного чугуна в дуговой электропечи и вагранке, обработку шлаковой смесью и высокотемпературную выдержку — в разливочном ковше ёмкостью 700 кг [10]. Результаты опытно-промышленных плавок представлены в таблице 2.

Рафинировочную смесь изготавливали из отходов собственного производства CaCO_3 и С фракцией 0,5–3,0 мм в процентном соотношении 40:60 соответственно. Присадку шлаковой смеси производили в разливочный ковш в процессе слива чугуна из печи при его заполнении на 1/3 высоты. После заполнения разливочного ковша осуществляли высокотемпературную выдержку чугуна при температуре и в течение времени, которые указаны в таблице 2. Отбор проб чугуна для исследований производили до (с желоба печи) и после (при заливке в формы) высокотемпературной обработки.

Результаты проведённых исследований свидетельствуют о том, что для данных условий производства отливок из литейного чугуна значительный прирост твёрдости (НВ 232 ед.) наблюдается при расходе шлаковой смеси 0,5–0,6 % от массы обрабатываемого металла, температуре 1480 °С и времени выдержки 20 мин.

Таблица 2

Результаты опытно-промышленных плавов по отработке литейного чугуна ВШР-процессом

№	Химический состав чугуна (до обработки / после обработки), %					Высокотемпературная обработка		Расход шлаковой смеси, % к массе чугуна	Твёрдость НВ		
	C	Mn	Si	S	P	Температура, °C	Время, мин		до обработки	после обработки	прирост
1	$\frac{3,70}{3,70}$	$\frac{0,63}{0,48}$	$\frac{1,21}{1,17}$	$\frac{0,030}{0,030}$	$\frac{0,57}{0,54}$	1480	7	0,6	187	197	10
2	$\frac{3,58}{3,50}$	$\frac{0,31}{0,30}$	$\frac{1,42}{1,433}$	$\frac{0,079}{0,81}$	$\frac{0,57}{0,54}$	1370	7	0,6	217	285	68
3	$\frac{3,74}{3,72}$	$\frac{0,90}{0,87}$	$\frac{2,03}{2,03}$	$\frac{0,033}{0,033}$	$\frac{0,44}{0,41}$	1480	20	0,5	156	388	232

В результате металлографических исследований установлено, что в образцах опытного металла (рис. 3) графит имеет пластинчатую игольчатую (Гф 3) и верми-

кулярную извилистую (Гф 6) форму, а в сравнительном — пластинчатую завихрённую форму с очагами гнездообразной формы (Гф 6).



а



б

Рисунок 3 Характерное распределение включений графита в сравнительном (а) и опытном (б) образцах чугуна

Следовательно, образцы опытного металла имеют более плотную макро- и микроструктуру, включения графита более равномерно распределены по образцу и имеют меньшие размеры.

Изготовление рабочих колёс насоса 6НДВ проводили по разработанной технологии от получения отливки до готового изделия в условиях литейного и механического цеха ООО «Востокуглемаш» СП «Моспинский РМЗ». Ремонт насоса 6НДВ проводили в условиях ремонтно-механического цеха ОАО «Донцемент».

Контроль работы насосов 6НДВ после ремонта с рабочими колёсами, изготовленными по данной технологии, осуществляли в реальных промышленных условиях ОАО «Донцемент» в насосной станции, подающей техническую воду из реки Крынка в сырьевой цех комбината. Результаты контроля свидетельствуют о том, что после ремонта ресурс насоса 6НДВ увеличился с 86 до 103 суток непрерывной работы, что составляет 17,7 %.

Выводы.

Применительно к условиям работы ремонтно-механических заводов разработана технология ремонта центробежных водяных насосов марки 6НДВ с увеличением

ресурса их работы, включающая изготовление рабочих колёс насосов с повышенными механическими свойствами и обеспечивающая снижение износа рабочего колеса абразивными твёрдыми частицами в результате отрицательного влияния кавитационного эффекта.

В соответствии с реальными промышленными условиями разработана технология получения отливок рабочих колёс с применением процесса высокотемпературного шлакового рафинирования, определены оптимальные параметры её производства, температура расплава и количество присаживаемых материалов.

Разработанная технология ремонта позволяет повысить ресурс работы центробежных водяных насосов на 15–20 % без значительных дополнительных материальных затрат.

Следует отметить, что полученные положительные результаты относятся к рабочим колёсам, имеющим восемь лопастей при диаметре рабочего колеса 405 мм.

Поэтому целесообразно провести дальнейшие исследования для рабочих колёс других диаметров с различным количеством лопастей для оценки влияния угла взаимодействия потока жидкости с лопастью на интенсивность её износа.

Библиографический список

1. Крамаль, И. Л. Опыт эксплуатации импортных шламовых насосов в условиях ЮГОКа [Текст] / И. Л. Крамаль, В. Г. Просницкий // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. — 2001. — № 1. — С. 94–96.
2. Эксплуатация и ремонт оборудования на углеобогажительных фабриках [Текст] / А. И. Оконишников, В. Я. Запсельский. — М. : Недра, 1976. — 288 с.
3. Сорокин, Г. М. Инженерные критерии определения износостойкости сталей и сплавов при механическом изнашивании [Текст] / Г. М. Сорокин // *Вестник машиностроения*. — 2001. — № 11. — С. 57–59.
4. Иголкин, А. И. Износостойкая наплавка на внутренних поверхностях трубопроводов и ёмкостных аппаратов [Текст] / А. И. Иголкин, Ю. В. Зеленин // *Химическая и нефтегазовая промышленность*. — М., 2009. — № 4. — С. 46–48.
5. Сафонов, Б. П. Инженерная трибология : оценка износостойкости и ресурса трибосопряжений [Текст] : учебное пособие / Б. П. Сафонов, А. В. Бегова. — Новомосковск : РХТУ им. Менделеева, Новомосковский институт, 2004. — 65 с.
6. Григорян, В. А. Теоретические основы электросталеплавильных процессов [Текст] / В. А. Григорян, А. М. Белянчиков, А. Я. Стомахин. — М. : Металлургия, 1987. — 272 с.
7. Литъё под давлением [Текст] / М. Е. Беккер, М. А. Завлавский, Ю. Ф. Игнатенко и др. — М. : Машиностроение, 1990. — 400 с.

8. Баум, Б. А. Жидкая сталь [Текст] / Б. А. Баум. — М. : Металлургия, 1984. — 208 с.
9. Металлургические расплавы в прогрессивных технологиях [Текст] / Б. А. Баум, Г. В. Тягунов, Е. Е. Третьякова, В. С. Цепелев // Расплавы. — 1991. — № 3. — С. 16–31.
10. Высокотемпературное шлаковое рафинирование литейного чугуна (ВШР-процесс) [Текст] / А. Я. Бабанин, В. В. Паренчук, М. В. Четыркин и др. // Тепло-массообменные процессы в металлургических системах : материалы VI междунар. научно-техн. конф., посв. 70-летию Приазовского технического университета. — Мариуполь, 2000. — С. 218–221.

© Бабанин А. Я.
 © Белоусов В. В.
 © Паламарчук Н. В.
 © Петров П. А.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. ММК ДонГТУ Ульяницким В. Н.,
 д.т.н., проф., зав. каф. МОЗЧМ ДонНТУ Еронько С. П.*

Статья поступила в редакцию 19.03.18.

д.т.н. Бабанін А. Я. (ДонНАБА, м. Макіївка, ДНР), **д.т.н. Білоусов В. В.** (ДонНУ, м. Донецьк, ДНР), **д.т.н. Паламарчук М. В.** (ДонІЗТ, м. Донецьк, ДНР), **Петров П. О.** (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР)

ПІДВИЩЕННЯ ТЕРМІНУ ДІЇ ВІДЦЕНТРОВИХ НАСОСІВ ДЛЯ ВОДОПОСТАЧАННЯ ВЕЛИКИХ ПРОМИСЛОВИХ ПІДПРИЄМСТВ

На підставі результатів проведених дослідно-промислових досліджень з урахуванням умов роботи машинобудівних і ремонтно-механічних заводів розроблено технологію ремонту відцентрових водяних насосів, що включає виготовлення робочих коліс насосів з підвищеними механічними властивостями. Розроблена технологія ремонту дозволяє підвищити ресурс роботи відцентрових водяних насосів на 15–20 % без значних додаткових матеріальних витрат. Промислові випробування насосів проведено в умовах ВАТ «Донцемент».

Ключові слова: відцентровий водяний насос, технічна вода, робоче колесо насосу, ресурс роботи.

Doctor of Tech. Sc. Babanin A. Ya. (DonNABA, Makeyevka, DPR), **Doctor of Tech. Sc. Belousov V. V.** (DonNU, Donetsk, DPR), **Doctor of Tech. Sc. Palamarchuk N. V.** (DonIRT, Donetsk, DPR), **Petrov P. A.** (DonSTU, Alchevsk, LPR)

INCREASING THE SERVICE LIFE OF CENTRIFUGAL PUMPS FOR WATER SUPPLYING AT LARGE INDUSTRIAL ENTERPRISES

Based on the results of trial researches held with regard to the operating conditions of machine-building and repair and machinery plants there has been developed the repair technology for centrifugal water pumps including manufacturing of pump impellers with the improved mechanical properties that allows 15–20 % increasing the operation life of centrifugal water pumps without large additional material inputs. The full-scale tests for pumps have been made at OJSC «Doncement».

Key words: centrifugal water pump, industrial water, pump impeller, operation life.

УДК 621.59(075.8)

к.т.н. Рутковский Ю. А.,
к.т.н. Рутковский А. Ю.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР)

ВЛИЯНИЕ РЕЗОНАНСНЫХ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ И ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ ВО ВСАСЫВАЮЩИХ СИСТЕМАХ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПОРШНЕВЫХ МАШИН

Приведены результаты теоретического и экспериментального исследований влияния резонансных газодинамических и термодинамических явлений во всасывающих системах поршневых компрессоров с цилиндрами двухстороннего действия на важнейшие показатели их работы: производительность, потребляемую мощность, удельный расход энергии, температурные режимы. Получены резонансные эксплуатационные характеристики компрессоров типа L, широко распространённых в различных отраслях промышленности. Эти характеристики позволяют выбрать оптимальные режимы работы с максимальной производительностью и минимальным расходом энергии. Получены дифференциальные уравнения относительного изменения давления в цилиндре при всасывании с учётом дроссельных потерь давления во всасывающих клапанах и резонансных колебаний давления во всасывающей системе по второй гармонике.

Ключевые слова: поршневой компрессор, резонанс, колебания давления, безразмерные показатели, резонансные характеристики.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

В промышленности широкое распространение получили угловые воздушные и газовые поршневые компрессоры типа L. Из-за длительной эксплуатации они утратили первоначальные технические показатели. Как показывают результаты опытных измерений, снижение производительности за 10-летний срок эксплуатации составляет 15–20 %, увеличение удельного расхода электроэнергии — 10–12 % [1].

При работе поршневых объёмных машин в результате периодических процессов всасывания во всасывающей системе всегда имеют место колебания давления газа, особенно усиливающиеся при резонансе, т.е. при равенстве чистоты собственных колебаний газового столба, определяемых длиной и диаметром всасывающего трубопровода L_{PE3} , и частотой главной резонирующей гармоники возмущающегося импульса ω , определяемой, главным образом, частотой вращения коленчатого вала. Резонанс возможен при условии

$$\omega_0 = \omega. \quad (1)$$

Резонансную длину всасывающего трубопровода с учётом переменного объёма цилиндра $V_{ц}$ и главной резонирующей гармоники ($m = 2$), приводящей к наибольшей прибавке производительности, следует определять по формуле [3]:

$$L_{PE3} = 7,5 \frac{C_{зв}}{n} - 2,24 \left(\frac{D_1}{d_{mp}} \right)^2 r, \text{ м}, \quad (2)$$

где n — частота вращения коленчатого вала, мин^{-1} ; D_1 — диаметр цилиндра первой ступени, м; d_{mp} — диаметр всасывающего трубопровода, м; r — радиус кривошипа, м; $C_{зв}$ — скорость звука в газе, находящегося во впускном трубопроводе, определяемая по формуле:

$$C_{зв} = \sqrt{kRT}, \text{ м/с}, \quad (3)$$

где k — показатель адиабаты для газа (для воздуха $k = 1,4$); R — газовая посто-

янная (для воздуха $R = 287 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{град}}$); T — абсолютная температура газа, К.

Резонансные колебания давления газа во всасывающих и нагнетательных системах поршневых машин издавна привлекают внимание специалистов, так как научно обоснованное использование этих колебаний позволяет повысить мощность двигателей внутреннего сгорания до 41 %, а производительность поршневых машин — до 20–25 % [2].

Однако резонансные явления до сих пор не нашли практического применения в компрессорных машинах. Одной из основных причин такого положения является отсутствие теоретических и практических сведений о комплексном влиянии газодинамических и термодинамических явлений во всасывающей системе на наполнение цилиндра газом. Главными причинами являются потери энергии при дросселировании газа через самодействующие всасывающие клапаны и колебания давления газа, особенно усиливающиеся при резонансе. Всё это в совокупности в значительной степени оказывает влияние на наполнение цилиндра газом и, следовательно, на производительность, потребляемую мощность, температуру сжимаемого воздуха и динамические нагрузки на детали компрессора.

Постановка задачи. Задачей исследования является установление закономерностей между термодинамическими и газодинамическими процессами в системе «всасывающий трубопровод — всасывающий клапан — переменный объём цилиндра», обусловленными наличием потерь давления за счёт дросселирования газа в клапанах при всасывании и колебаний давления газа во всасывающем трубопроводе. Конечной целью исследований является получение резонансных эксплуатационных характеристик поршневых компрессоров, которые устанавливали бы связь между переменной длиной всасывающего трубопровода L_{BC} (м) и зна-

чениями производительности Q (м³/мин), потребляемой мощности N (кВт), удельного расхода энергии, температурами газа в С.Т.В. и С.Т.Н. (стандартных точках всасывания и нагнетания).

Изложение материала и его результаты.

Расчётная схема и физическая модель поршневого компрессора для определения эффективности резонансной интенсификации

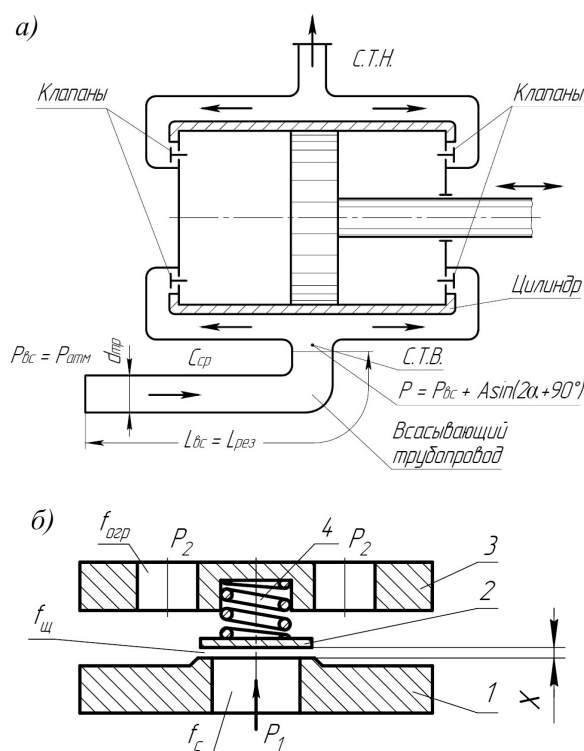
Под резонансной интенсификацией компрессора будем подразумевать режим, в котором для увеличения производительности используются резонансные колебания давления, максимальная амплитуда которых совпадает по фазе с моментами прихода поршня в мёртвые точки и моментами закрытия всасывающих клапанов.

В современных поршневых компрессорах в большинстве случаев применяются самодействующие клапаны (рис. 1), в которых запорный орган перемещается под действием разности давления.

При движении газа через клапан происходит процесс дросселирования и часть энергии в виде давления теряется из-за гидравлического сопротивления клапанных проходов, переходя в тепло, которое передаётся затем газу при всасывании и нагнетании. Потери энергии в клапанах могут достигать 35 % всей энергии, подводимой к коленчатому валу компрессора [2, 4].

В настоящее время определение потерь давления в клапане основывается на стационарном течении газа при дросселировании через щелевые отверстия в нём. Предполагается, что в полостях перед клапаном и после него имеют место постоянные давления, так как считается, что эти полости имеют неограниченные объёмы [2].

В действительности в высасывающих (впускных) и нагнетательных (выпускных) трубопроводах, подключаемых к цилиндрам первой и последующих ступеней компрессора, всегда наблюдаются колебания давления газа, особенно сильно проявляющиеся при резонансе.



а) схема всасывающей системы поршневого компрессора с цилиндром двухстороннего действия;

б) всасывающий клапан: 1 — седло; 2 — пластина; 3 — ограничитель подъёма; 4 — пружина

Рисунок 1 Всасывающая система поршневого компрессора

В силу сложности физических явлений, имеющих место в системе «всасывающий трубопровод — всасывающий клапан — цилиндр», рассмотрим физико-математическую модель последней, сделав ряд допущений, которые не меняют качественную сторону явлений, но позволяют несколько упростить решение задачи:

— теплообмен со стенками цилиндра при всасывании и нагнетании отсутствует;

— теплообмена между газом, протекающим в клапане, и стенками канала клапана нет;

— всасывающие клапаны открываются и закрываются в мёртвых точках;

— размеры цилиндра малы по сравнению с длинами волн в колебательном процессе; волна колебания давления без изменения формы и значения амплитуды пере-

даётся газу, поступающему в цилиндр в процессе всасывания;

— движение газа в трубе считаем одномерным, а сам газ — идеальным;

— форма колебания давления — синусоидальная, отвечающая зависимостям (4) и (5):

а) при резонансной длине всасывающего трубопровода, когда $L_{BC} = L_{PE3}$:

$$P = P_{BC} + A \sin(2\varphi + 90^\circ), \text{ Н/м}^2; \quad (4)$$

б) для трубопровода, лежащего в резонансной зоне $L_{BC} > L_{PE3}$ в связи со сдвигом фазы колебания на 90° :

$$P = P_{BC} + A \sin 2\varphi, \text{ Н/м}^2, \quad (5)$$

где P_{BC} — номинальное давление в С.Т.В, Н/м²; A — амплитуда колебания давления, Н/м²; φ — угол поворота коленчатого вала, град;

— колебания давления газа в трубопроводе отражают влияние только главной гармоники возмущающего импульса. Другие гармоники отсутствуют. В данном случае порядок главной гармоники $m = 2$. Она всегда проявляется при наличии цилиндра двухстороннего действия первой ступени [2, 7].

Следует отметить, что большинство воздушных и газовых поршневых компрессоров средней и большой производительности в первой ступени имеют цилиндры двухстороннего действия. Поэтому задачей исследования для таких машин является теоретическое и экспериментальное определение комплексного влияния на относительную величину потерь давления при всасывании как процесса дросселирования газа, так и колебательного процесса давления газа в резонансной области длин всасывающего трубопровода.

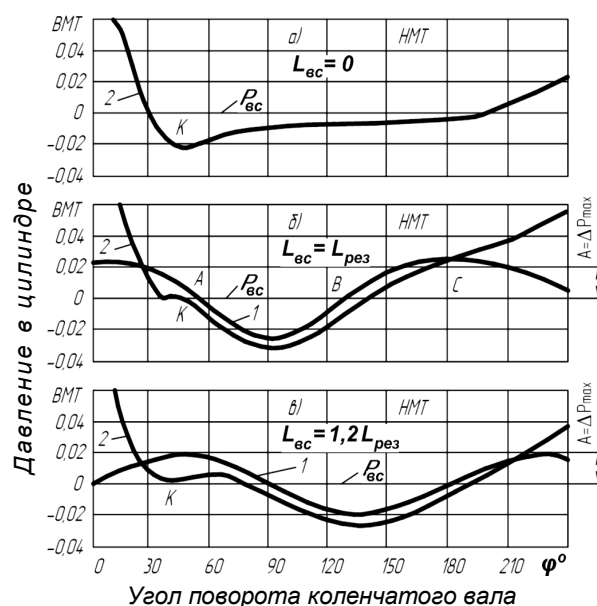
II Результаты исследования

При оговоренных выше допущениях давление в цилиндре при всасывании будет определяться влиянием только двух факторов: сопротивлением клапана и дав-

лением волны в колебательном процессе, распространяющемся из всасывающей полости в цилиндр без изменения.

На рисунке 2 показаны циклограммы резонансных колебаний давления воздуха во всасывающем патрубке и индикаторные диаграммы 1-й ступени компрессора ВП-50/8М. Процессы записывались пневмоэлектрическим стробоскопическим индикатором МАИ-2 на испытательном стенде Краснодарского завода-изготовителя компрессорных машин типа L (рис. 3).

Из рассмотрения кривых видно, что амплитуда колебания давления в резонансном режиме в 4–5 раз превосходит потери давления от сопротивления всасывающего клапана и является при резонансной интенсификации доминирующим фактором (рис. 2, б, в). При отключённом трубопроводе преобладающим фактором является гидравлическое сопротивление в клапанах (рис. 2, а).



а) $L_{BC} = 0$; б) $L_{BC} = L_{PE3}$;
в) $L_{BC} = 1,2 L_{PE3}$ (т. К — момент открытия всасывающего клапана)

Рисунок 2 Циклограммы резонансных колебаний давления воздуха во всасывающем патрубке и индикаторные диаграммы 1-й ступени компрессора ВП-50/8М, развёрнутые по углу φ поворота кривошипа

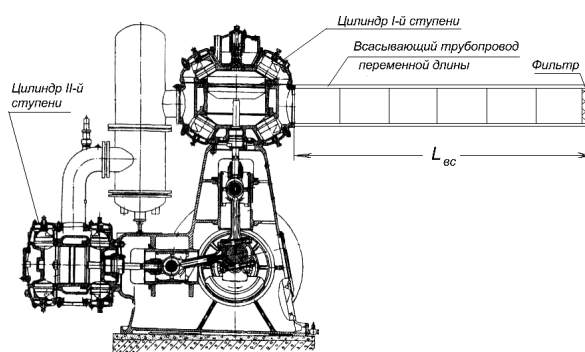


Рисунок 3 Угловой поршневой компрессор типа L

Заметим, что при наличии резонансных колебаний давления по второй гармонике ($m = 2$) давление в цилиндре при всасывании, несмотря на гидравлическое сопротивление клапана, может быть как ниже, так и выше номинального давления P_{BC} (на участках О–А и В–С оно выше, на участке А–В — ниже P_{BC}). Это обстоятельство диктует необходимость рассмотрения влияния каждого фактора в отдельности на изменение давления в цилиндре в процессе всасывания.

Введём относительные (безразмерные) величины, характеризующие изменение давления в цилиндре при всасывании. Следует иметь в виду, что при рассмотрении процесса дросселирования эти изменения давления будут являться относительными его потерями. При рассмотрении влияния колебаний давления эти изменения, как показано на рисунке 2, могут быть на определённых участках хода поршня как со знаком плюс, так и со знаком минус.

Относительное изменение давления в цилиндре при всасывании в результате дросселирования и колебательного процесса равно:

$$\delta_{BC} = \delta_{ДР} + \delta_{КОЛ}, \quad (6)$$

где $\delta_{ДР}$ — относительная потеря давления в результате дросселирования газа через всасывающий клапан, определяемая по формуле:

$$\delta_{DP} = \frac{P_{BC} - P}{P_{BC}}; \quad (7)$$

$\delta_{КОЛ}$ — относительное приращение давления в цилиндре в результате колебательного процесса, определяемое по формуле:

$$\delta_{КОЛ} = \frac{A \sin(2\varphi + 90^\circ)}{P_{BC}}. \quad (8)$$

Для получения уравнения относительных потерь давления за счёт дросселирования δ_{DP} воспользуемся первым законом термодинамики, устанавливающим связь между приращением внутренней энергии газа в цилиндре как разности энтальпии поступающего газа и работы, производимой газом на перемещение поршня [3]:

$$C_V d(mT) = C_P T_{BC} dm - p dV, \quad (9)$$

где C_V и C_P — удельные теплоёмкости газа при постоянных объёме и давлении, Дж/(кг·К); m — текущее значение массы газа в цилиндре, кг; T и T_{BC} — абсолютные температуры газа в цилиндре и перед всасывающим клапаном, К; V — текущий объём цилиндра, м³.

Принимая для идеального газа соотношение

$$mT = \frac{p \cdot V}{R},$$

где R — газовая постоянная, Дж/(кг·град), имеем

$$\frac{C_V}{R} (p dV + V dp) = C_P T_{BC} dm - p dV, \quad (10)$$

Дифференцируя (7) и производя подстановку, получим

$$dm = \frac{P_{BC}}{R \cdot T_{BC}} \left((1 - \delta_{DP}) dV - \frac{V d\delta_{DP}}{k} \right), \quad (11)$$

где $k = C_P/C_V$ — показатель адиабаты.

Величина dm , отнесённая ко времени dt , выражает мгновенный массовый расход газа M (кг/с), протекающий через клапан.

Поэтому

$$M = \frac{dm}{dt} = \frac{P_{BC}}{R \cdot T_{BC}} \times \left((1 - \delta_{DP}) \frac{dV}{dt} - \frac{V d\delta_{DP}}{k \cdot dt} \right). \quad (12)$$

Так как $\omega = d\varphi/dt$, переменный объём полости цилиндра

$$V = F_{II} \cdot r \cdot f(\varphi), \quad (13)$$

где F_{II} — рабочая площадь поршня, м²; r — радиус кривошипа, м; $f(\varphi)$ — безразмерная функция, представляющая переменный объём цилиндра, отнесённый к произведению радиуса кривошипа на площадь поршня и выраженный в зависимости от угла поворота кривошипа φ .

Заменяя V выражением (13), получим мгновенный расход:

$$M = \frac{P_{BC} \cdot F_{II} \cdot r \cdot f(\varphi)}{R \cdot T_{BC}} \times \left((1 - \delta_{DP}) f'(\varphi) - \frac{f(\varphi) d\delta_{DP}}{k \cdot d\varphi} \right). \quad (14)$$

В этом выражении безразмерная функция $f(\varphi)$ представлена формулой

$$f(\varphi) = 2a + 1 - \cos \varphi + \frac{\lambda}{4} (1 - \cos 2\varphi), \quad (15)$$

а производная:

$$f'(\varphi) = \sin \varphi + \frac{\lambda}{2} \sin 2\varphi, \quad (16)$$

где a — относительная величина вредного пространства; $\lambda = \frac{r}{L_{ш}}$ — отношение радиуса кривошипа к длине шатуна.

В то же время массовый расход газа через клапан M определяется известной формулой истечения газа через щель клапана:

$$M = \alpha_{ш} \varepsilon_p z_{кл} f_{ш} \sqrt{2p_1 (P_1 - P_2)}, \quad (17)$$

где $\alpha_{щ}$ — коэффициент расхода, отнесённый к щели клапана; ε_p — коэффициент расширения протекающего газа; $z_{кл}$ — число клапанов, действующих одновременно; $f_{щ}$ — площадь прохода в щели клапана, м²; p_1 — плотность газа перед клапаном, кг/м³; P_1 и P_2 — давление газа до и после клапана, Н/м².

Для всасывающего клапана $P_1 = P_{BC}$, $P_2 = P$ и $\rho_1 = \rho_{BC}$.

Для двухатомных газов ($k=1,4$) ε_p клапана определяется формулой [2]:

$$\varepsilon_p = 1 - 0,3 \frac{P_1 - P_2}{P_1}. \quad (18)$$

С учётом формул (18) и (7) уравнение (17) приобретает вид:

$$M = \alpha_{щ} (1 - 0,3 \delta_{DP}) \times z_{кл} f_{щ} \delta_{DP}^{0,5} \sqrt{2 \rho_{BC} P_{BC}}. \quad (19)$$

Так как выражения (17) и (19) определяют один и тот же расход газа, то из равенства правых частей этих выражений после упрощений получим:

$$\frac{d\delta_{DP}}{d\varphi} = - \frac{k(1 - 0,3\delta_{DP}) \delta_{DP}^{0,5} \alpha_{щ} z_{кл} f_{щ}}{F_{II} \cdot r \cdot \omega \cdot f(\varphi)} \times \sqrt{2RT_{BC}} + k(1 - \delta_{DP}) \frac{f'(\varphi)}{f(\varphi)}. \quad (20)$$

Используя критерий скорости M_{BC} как отношение средней (условной) скорости газа $C_{кл}$ в клапане к скорости звука $C_{зв}$, определяемой формулой (3), т. е.

$$M_{BC} = \frac{C_{кл}}{C_{зв}} = \frac{2F_{II}\omega r}{\pi \alpha_{щ} z_{кл} f_{щ} \sqrt{kRT}}, \quad (21)$$

и принимая, что для всасывающего клапана $T = T_{BC}$ и $M = M_{BC}$, из уравнения (20) получим уравнение с безразмерными величинами:

$$\frac{d\delta_{DP}}{d\varphi} = - \frac{2\sqrt{2k}(1 - 0,3\delta_{DP}) \delta_{DP}^{0,5}}{\pi M_{BC} f(\varphi)} + k(1 - \delta_{DP}) \frac{f'(\varphi)}{f(\varphi)}. \quad (22)$$

Уравнение (22) является дифференциальным уравнением относительных потерь давления во всасывающем клапане за счёт его гидравлического сопротивления и содержит одни безразмерные величины.

Следует заметить, что использованный здесь критерий скорости потока M_{BC} не равен критерию Маха. Значение M_{BC} в формуле (21) вычисляется по условной (средней) скорости газа $C_{кл}$, а в критерии Маха используется истинная скорость газа C [4].

Уравнение (22) в общем виде представляет собой функцию трёх независимых переменных в безразмерном выражении

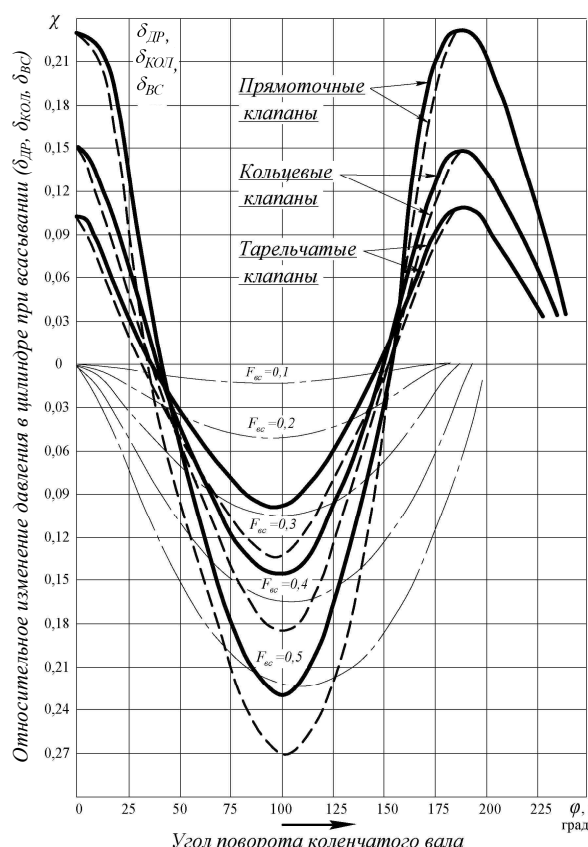
$$\frac{d\delta_{DP}}{\omega} = f(\varphi, \delta_{DP}, M_{BC}). \quad (23)$$

Характер влияния резонансных колебаний давления (при $m=2$) на изменение давления в цилиндре при всасывании можно установить, взяв за основу формулы (4), (5) и (23).

Тогда, с учётом допущений, сделанных выше, общим уравнением относительного изменения давления в цилиндре будет являться уравнение, содержащее четыре независимые безразмерные величины:

$$\frac{d\delta_{BC}}{d\varphi} = f(\varphi, \delta_{DP}, \delta_{КОЛ}, M_{BC}). \quad (24)$$

На рисунке 4 в качестве примера представлено решение уравнения (24) для различных значений M_{BC} . На этом же рисунке для сравнения приведены экспериментальные кривые относительного изменения давления в цилиндре при наличии во всасывающем трубопроводе резонансных колебаний давления по второй гармонике ($m=2$), являющейся главной.



1 — прямооточные клапаны; 2 — кольцевые клапаны; 3 — тарельчатые клапаны;
 — изменение относительной величины давления во всасывающем трубопроводе при резонансе ($m=2$);
 - - - изменение относительной величины потерь давления при дросселировании газа во всасывающих клапанах при различных числах относительной скорости $M_{вс}$ (0,1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5);
 — — — результирующее значение относительного изменения давления в цилиндре за счёт колебания давления и гидравлического сопротивления клапанов (дроссельных потерь давления)

Рисунок 4 Безразмерные характеристики изменения давления в цилиндре в режимах резонансной интенсификации поршневых компрессоров ВП-50/8М, ВП-20/8М и ЗИФ ШВКС-5 с различными всасывающими клапанами

Резонансы по другим гармоникам, как показали опытные измерения, практически не оказывают существенного влияния на наполнение цилиндра газом.

Сопоставляя теоретические результаты с опытными, видим, что при критериях

скорости $M_{вс} < 0,2$ доминирующим фактором изменения давления в цилиндре при всасывании является амплитуда и фаза колебания давления, превышающая относительные потери давления в процессе дросселирования более 4–6 раз.

Следует заметить, что наибольший размах колебания давления $2\Delta P_{max}$ имеет место при использовании прямооточных клапанов, которые обладают наименьшим гидравлическим сопротивлением по сравнению с кольцевыми и тарельчатыми клапанами. При резонансе по второй гармонике, как видно из рисунка 4, наблюдается повышение давления в цилиндре выше атмосферного по мере движения поршня к мёртвой точке (при углах $\varphi = 150 \dots 180^\circ$), что приводит к увеличению плотности газа в цилиндре, а следовательно, к увеличению производительности компрессора.

III Резонансные характеристики интенсификации работы поршневых компрессоров

На рисунках 5 и 6 представлены резонансные характеристики угловых воздушных поршневых компрессоров типа Л ВП-50/8М и ВП-20/8М, полученные экспериментальным путём. Методика их испытания состояла в том, что всасывающий трубопровод в начале отключался, а затем наращивался отрезками труб по 0,5 м для получения длины $L_{вс} \gg L_{PE3}$. При каждой фиксированной длине измерялись производительность, потребляемая мощность, температуры воздуха в С.Т.В. и С.Т.Н. Индикатором МАИ-2 записывались индикаторные диаграммы процессов всасывания и колебания давления во всасывающем трубопроводе в С.Т.В., в которой находился датчик давления. Индикаторные диаграммы записывались в функции угла поворота коленчатого вала φ , а затем перестраивались в функции хода поршня.

Из приведённых данных видно, что увеличение подачи компрессора ВП-50/8М с прямооточными клапанами в резонансном режиме при $L_{вс} = L_{PE3} = 4,1$ м по сравне-

нию с режимом, когда отключён трубопровод, составило 15,4 %, с кольцевыми — 12 %. Увеличение подачи вызвано проявлением двух факторов: заменой кольцевых клапанов прямооточными и установкой всасывающего трубопровода с длиной, равной резонансной.

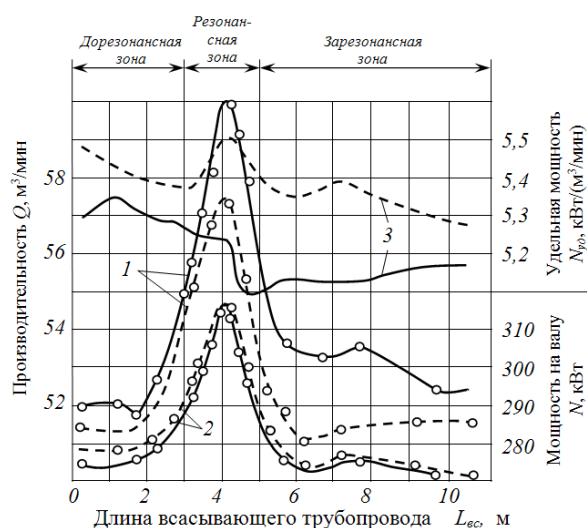


Рисунок 5 Зависимости производительности Q (1), мощности на валу N (2) и удельной мощности $N_{уд}$ (3) компрессора ВП-50/8М от длины всасывающего трубопровода $L_{вс}$. Сплошные кривые относятся к компрессору с прямооточными клапанами; пунктирные — к кольцевым клапанам

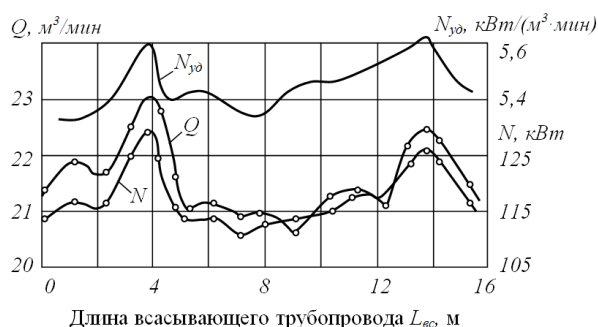


Рисунок 6 Зависимости производительности Q , мощности N и удельной мощности $N_{уд}$ компрессора ВП-20/8М от длины всасывающего трубопровода $L_{вс}$

Возвращаясь к рисунку 6, отметим, что работа компрессора с прямооточными клапанами, по сравнению с его работой с кольцевыми клапанами, характеризуется большей подачей и меньшей потребляемой мощностью во всём диапазоне изменения длин всасывающего трубопровода. При резонансе, когда $L_{BC} = L_{PE3}$, эта разница в значениях наиболее заметна. Необходимо обратить внимание на то, что в зарезонансной зоне ($L_{BC} > L_{PE3}$) отмечено наименьшее значение удельной мощности $N_{уд}$. Это зафиксировано при исследованиях всех компрессоров. В этой зоне, в связи со сдвигом фазы колебания давления, наполнение цилиндра газом происходит при обратном движении поршня. Потери мощности из-за этого при всасывании снижаются до минимальных. Эта зона длин всасывающего трубопровода — одна из оптимальных для поршневых компрессоров с цилиндрами двойного действия в первой ступени, которые, как уже отмечалось, наиболее распространены в промышленности [5–9].

Увеличение производительности компрессора ВП-20/8М при резонансной длине по сравнению с отключенным трубопроводом составило 8,5 %, мощности на валу — 13 %, удельная мощность возросла на 4,1 %. При повторном резонансе, наступившем при длине трубопровода, равной 14 м, возникает снижение эффективности резонансного режима, однако удельная мощность остается такой же, как и при первом резонансе.

Выводы и направление дальнейших исследований.

В данной работе представлена аналитическая и практическая комплексная оценка влияния двух независимых друг от друга факторов на наполнение цилиндра газом и на эффективность работы компрессора в целом. К этим факторам относятся гидравлическое сопротивление всасывающих клапанов, обусловленное их конструкцией, и колебания давления газового столба во всасывающем трубопроводе, обусловлен-

ные периодическими процессами всасывания и совпадениями частот собственных и вынуждающих колебаний (резонанс). При резонансе по главной гармонике для компрессоров с цилиндрами двухстороннего действия (а именно такие широко распространены в промышленности) возникают интенсивные режимы, сопровождающиеся значительным повышением производительности, потребляемой мощности, температуры сжатого воздуха и динамическими нагрузками в кривошипно-шатунном механизме первой ступени компрессора. Поэтому для реализации резонансной интенсификации необходим некоторый запас мощности двигателя.

Впервые в литературе введены понятия «резонансная интенсификация компрессора» и «резонансные эксплуатационные характеристики компрессоров». Полученные экспериментальным путём резонансные

характеристики компрессоров ВП-50/8М и ВП-20/8М дают возможность выбрать из всех возможных режимов наиболее оптимальные по эффективности исходя из конкретных условий эксплуатации: режим максимальной производительности при $L_{BC} = L_{PEZ}$ или режим с минимальной удельной мощностью. Выбор рациональных режимов должен определяться путём технико-экономического сравнения. Заметим, что внедрение резонансной интенсификации не требует капитальных затрат, и эффект достигается лишь модернизацией всасывающей системы.

Поэтому рекомендуется снятие резонансных характеристик для всех воздушных и газовых поршневых компрессоров с целью их использования при эксплуатации, проектировании и реконструкции пневматических установок промышленных предприятий [8, 9].

Библиографический список

1. Френкель, М. И. Поршневые компрессоры [Текст] / М. И. Френкель. — М. : Машиностроение, 1969. — 744 с.
2. Пластинин, П. И. Поршневые компрессоры. Том I. Теория и расчёт [Текст] / П. И. Пластинин. — М. : Колос, 2000. — 456 с.
3. Рутковский, Ю. А. Резонансные газодинамические процессы во всасывающих системах и их влияние на коэффициент подачи и производительность поршневых компрессоров [Текст] / Ю. А. Рутковский // Промышленная гидравлика и пневматика. — 2010. — № 3 (29). — С. 21–30.
4. Видякин, Ю. А. Колебания и вибрации в поршневых компрессорах [Текст] / Ю. А. Видякин [и др.]. — Л. : Машиностроение, 1972. — 224 с.
5. Гогин, Ю. Н. Оптимальные режимы работы поршневых компрессоров [Текст] / Ю. Н. Гогин, Ю. А. Рутковский, М. Г. Усачев // Вестник машиностроения. — 1967. — № 11. — С. 47–50.
6. Рутковский, Ю. А. Резонансные волновые процессы во всасывающих системах поршневых компрессоров [Текст] / Ю. А. Рутковский // Технические газы. — 2010. — № 2. — С. 23–32.
7. Рутковский, Ю. А. Газодинамические резонансные явления во всасывающей системе и их использование для повышения эффективности воздушных поршневых компрессоров. Резонансные характеристики компрессоров [Текст] / Ю. А. Рутковский, Г. К. Лавренченко // Технические газы. — 2012. — № 1. — С. 41–50.
8. Рутковский, Ю. А. Испытательный комплекс для исследования работы поршневых компрессоров в режиме резонансных колебаний давления газа во всасывающей системе [Текст] / Ю. А. Рутковский, А. В. Смирнов, В. В. Найчук // Компрессорное и энергетическое машиностроение. — 2011. — № 2 (24). — С. 32–36.
9. Рутковский, Ю. А. Резонансные эксплуатационные характеристики поршневых компрессоров [Текст] / Ю. А. Рутковский, А. Ю. Рутковский // Сборник научных трудов ДонГТУ. — Алчевск, 2017. — Вып. 7 (50). — С. 38–46.

© Рутковский Ю. А.

© Рутковский А. Ю.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. СГ ДонГТУ Литвинским Г. Г.,
нач. ЦЛАМ филиала № 12 ЗАО «Внешторгсервис» Мирошниченко А.*

Статья поступила в редакцию 16.03.18.

к.т.н. Рутковский Ю. О., к.т.н. Рутковский О. Ю. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР)

ВПЛИВ РЕЗОНАНСНИХ ГАЗОДИНАМІЧНИХ І ТЕРМОДИНАМІЧНИХ ЯВИЩ У ВСМОКТУВАЛЬНИХ СИСТЕМАХ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ ПОРШНЕВИХ МАШИН

Наведено результати теоретичного та експериментального досліджень впливу резонансних газодинамічних явищ у всмоктувальних системах поршневих компресорів з циліндрами двосторонньої дії на найважливіші показники їх роботи: продуктивність, споживану потужність, питому витрату енергії, температурні режими. Отримано резонансні експлуатаційні характеристики компресорів типу L, що поширені в різних галузях промисловості. Ці характеристики дозволяють вибрати оптимальні режими роботи з максимальною продуктивністю і мінімальними витратами енергії. Отримано диференціальні рівняння відносної зміни тиску в циліндрі при всмоктуванні з урахуванням дросельних втрат тиску у всмоктуючих клапанах і резонансних коливань тиску у всмоктувальній системі за другою гармонікою.

Ключові слова: поршневий компресор, резонанс, коливання тиску, безрозмірні показники, резонансні характеристики.

PhD Rutkovskiy Yu. A., PhD Rutkovskiy A. Yu. (DonSTU, Alchevsk, LPR)

INFLUENCE OF RESONANT GAS-DYNAMIC AND THERMODYNAMIC PHENOMENA IN SUCTION SYSTEMS ON CAPACITY OF PISTON MACHINES

The theoretical and experimental studies results of influencing the resonance gas-dynamic phenomena in suction systems on the most important performance indicators are presented for piston pumps with double-acting cylinders: productivity, power consumption, specific energy consumption, temperature regimes. The resonant performance characteristics of L-type pumps are widely used in various industries. These characteristics allow choosing optimal operating modes with maximum capacity and minimum energy consumption. Differential equations for the relative change in pressure in the cylinder during suction are obtained considering the throttle losses of pressure in the suction valves and the resonant pressure oscillations in the suction system over the second harmonic.

Key words: piston pump, resonance, pressure oscillations, dimensionless parameters, resonant characteristics.

УДК 621.926

Тумин А. Н.,
к.т.н. Левченко Э. П.,
д.т.н. Новохатский А. М.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР),
к.т.н. Жильцов А. П.
(ЛГТУ, г. Липецк, РФ)

РАЗРАБОТКА СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ДЛЯ РЕАЛИЗАЦИИ ВЫНУЖДЕННЫХ КОЛЕБАНИЙ РАБОЧЕЙ ГАРНИТУРЫ В ДИСКОВОЙ МЕЛЬНИЦЕ

Приведены результаты аналитических исследований возможностей создания качания рабочих органов дисковой мельницы для организации комбинированных усилий истирания и раздавливания на материал. Разработана математическая модель гидропривода, получены его частотные характеристики и определены параметры управления вынужденными периодическими колебаниями поршней, проведён анализ работы спроектированной системы.

Ключевые слова: аналитические исследования, дисковая мельница, истирание, раздавливание, качание дисков, гидросистема, математическая модель, частотные характеристики.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

Одним из приоритетных направлений повышения эффективности работы дисковых измельчителей, реализующих для диспергирования материалов принцип истирания, является создание дополнительных раздавливающих усилий за счёт наложения колебательных движений на рабочие органы [1].

В конструкции дисковой мельницы [2] движение качания нижнего диска реализовано с помощью электрогидравлических толкателей через блок управления, расположенных на внешней периферии диска с тыльной стороны от его рабочей поверхности, чем достигается повышение эффективности измельчения материалов за счёт комплексного воздействия истирающих и сдавливающих усилий между рабочими органами машины. Основным негативным влиянием в данной схеме осуществления качаний диска остаётся значительное число применяемых электроприводов, что существенным образом сказывается на повышении стоимости такого типа измельчителей и, кроме того, приводит к конструктивным усложнениям. При этом наблюдается возрастание инерционности отклика колебательной системы и элементов управления

ввиду интегральных задержек в отклике системно связанных управляющих элементов, обеспечивающих создание усилий сжатия.

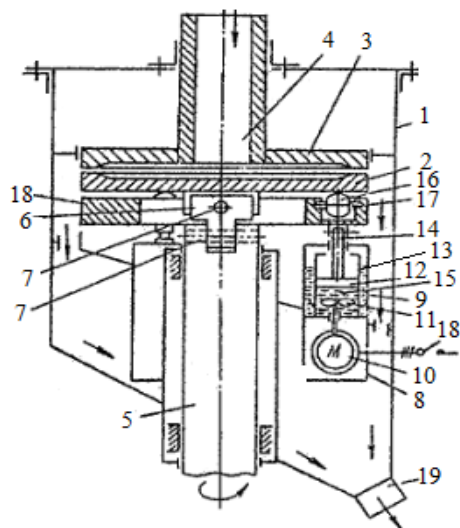
Чисто механический принцип обеспечения импульсного сжатия дисков [3] ещё больше снижает надёжность работы таких конструкций мельниц и, кроме того, приводит к нерациональным затратам энергии на преодоление вредных многочисленных сил трения в кинематических парах, следящих за процессом сжатия.

Постановка задачи. Задачей аналитических исследований является создание возможности организации способа наложения импульсных нагрузок на рабочие органы дисковой мельницы с помощью гидротолкателей, управляемых программируемым микропроцессором.

Изложение материала и его результаты. Сама конструкция такой машины для наглядности приведена на рисунке 1. В ней процесс сжатия дисков между собой осуществляется гидроприводом.

В зависимости от режимов работы, свойств и видов измельчаемых материалов подбирается оптимальное соотношение гидротолкателей и мощности гидропривода и всей установки в целом. При этом стоит отметить, что гидротолкатели в дис-

ковой мельнице могут быть установлены в любом количестве, необходимом для обеспечения эффективной работы машины по качеству готового продукта (фракционного состава) и требуемой производительности.



- 1 — корпус; 2 — нижний диск; 3 — верхний диск;
4 — загрузочный патрубок; 5 — вал;
6 — универсальный шарнир; 7 — ось;
8 — электрогидротолкатель; 9 — камера;
10 — электродвигатель; 11 — центробежный насос; 12 — гидроцилиндр; 13 — поршень;
14 — шток; 15 — внутренняя полость гидротолкателя; 16 — ролик; 17 — ось ролика;
18 — корпус; 19 — загрузочное отверстие

Рисунок 1 Дисктовая машина с гидроприводом качания диска

Для успешного решения поставленной задачи необходимы:

1. Расчёт гидравлической системы толкателей, времени срабатывания каждого цилиндра (плунжера), периодичность включения цилиндров (плунжеров), количество цилиндров (плунжеров).

2. Реализация системы управления распределителями на базе современных микропроцессорных средств.

Гидропривод толкателей режущей гарнитуры дискового измельчителя представлен на рисунке 2 [4].

Основными достоинствами предложенной схемы являются: синхронизация рабо-

ты всех 6 гидроцилиндров (ГЦ) вне зависимости от приложенной нагрузки на каждый из ГЦ; дешевизна конструкции; высокая надежность; простота исполнения системы без существенных изменений в конструкции дискового измельчителя; отсутствие дорогой аппаратуры, такой как электрогидравлические толкатели; высокое быстродействие системы вследствие низкой инерционности; простота исполнения системы управления гидроприводами.

Гидравлическая схема (рис. 2) состоит из шести ГЦ, насоса, фильтра тонкой очистки, 4-линейного 3-позиционного гидрораспределителя, предохранительного клапана, обратных клапанов, редукционного клапана, дросселя с обратным клапаном, гидробака и магистрального трубопровода.

Принцип синхронизации работы 6 ГЦ состоит в следующем: 6 гидроцилиндров с 2-сторонним штоком одинаковых размеров последовательно подключаются друг к другу. За счёт последовательного подключения они работают синхронно и повторяют движение первого ГЦ, на который подаётся давление насоса. Так как в рассматриваемой гидросистеме возможны утечки (внутренние и внешние), было решено запитать все ГЦ дополнительной гидромагистралью 1 — линией подпитки (рис. 1). Данная схема обеспечивает синхронизацию работы всех 6 ГЦ вне зависимости от приложенной нагрузки на каждый из них.

Поскольку выходное звено разрабатываемого гидропривода должно совершать вынужденные периодические движения определённой амплитуды и частоты, то в качестве задающего генератора будет использован генератор синусоидальных сигналов. Его выходной электрический сигнал поступает на вход электромеханического или электромагнитного преобразователя, где преобразуется в пропорциональное механическое перемещение регулирующего органа (золотника). В качестве гидравлического усилителя используется клапан пропорционального регулирования — золотник. Источником питания является гидравлический насос.

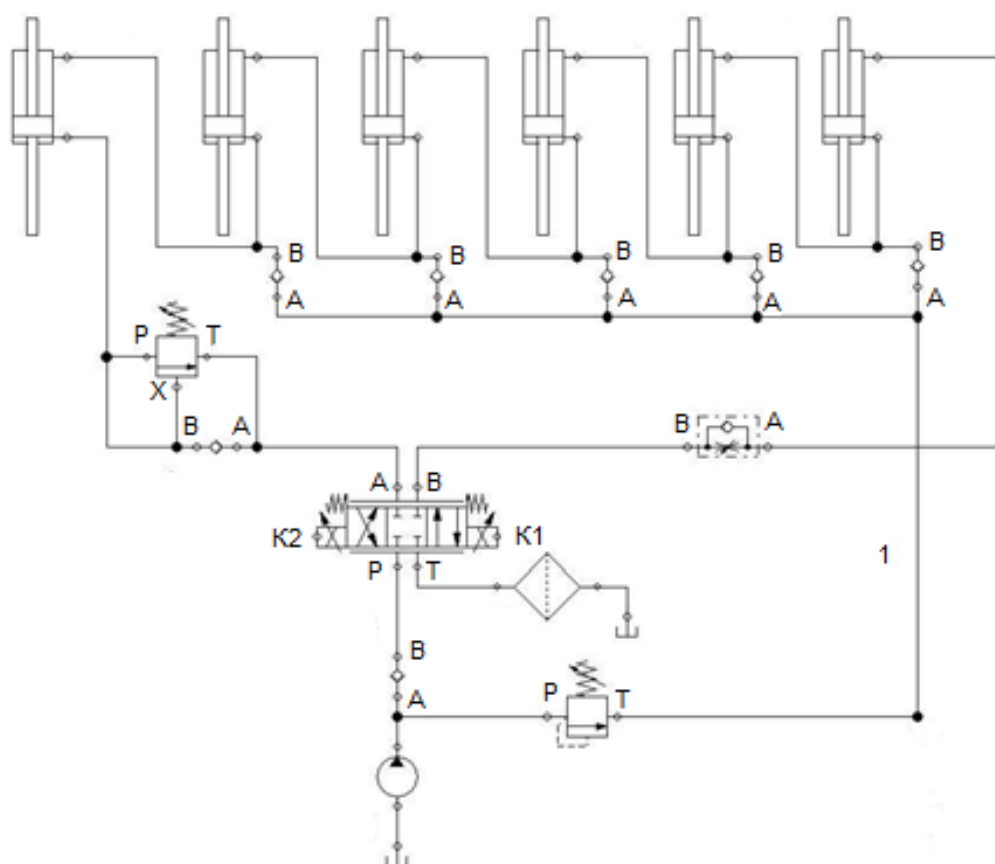


Рисунок 2 Гидравлическая схема толкателей режущей гарнитуры дискового измельчителя с обозначением основных гидромагистралей

На рисунке 2 показана электрическая цепь, состоящая из генератора синусоидальных сигналов, электронного усилителя и двух электромеханических преобразователей (K1 и K2) непрерывного пропорционального перемещения золотника.

Частота собственных колебаний подвижных элементов электромеханических преобразователей находится в области более высоких значений (120–300 Гц) [5], чем диапазон рабочих частот проектируемого гидропривода измельчителя. Тогда будем полагать, что в области низких частот данный преобразователь будет вести себя, как пропорциональное звено, и поэтому не будем учитывать его динамические и частотные характеристики при анализе работы гидропривода, полагая его передаточный коэффициент равным 1.

Для анализа работы механизма качения режущей гарнитуры в дисковом измельчи-

теле построим математическую модель разрабатываемого гидропривода с учётом принятых допущений и рассчитанных параметров гидропривода измельчителя:

$$\frac{dy}{dt} = k_v \sqrt{1 - \frac{c_n \cdot y}{p_0 \cdot F_n} \cdot \operatorname{sgn}(\sin(\omega \cdot t))} x^* \cdot \sin(\omega \cdot t), \quad (1)$$

где k_v — крутизна скоростной характеристики холостого хода гидравлического исполнительного механизма с идеальным золотником; c_n — жёсткость внешней нагрузки, приведённая к поршню; y — перемещение поршня; p_0 — постоянная сила, действующая на поршень; F_n — эффективная площадь поршня; ω — частота управляющего сигнала; t — время; x^* — амплитуда колебаний золотника.

На рисунке 3 приведена модель системы, построенная по уравнению (1).

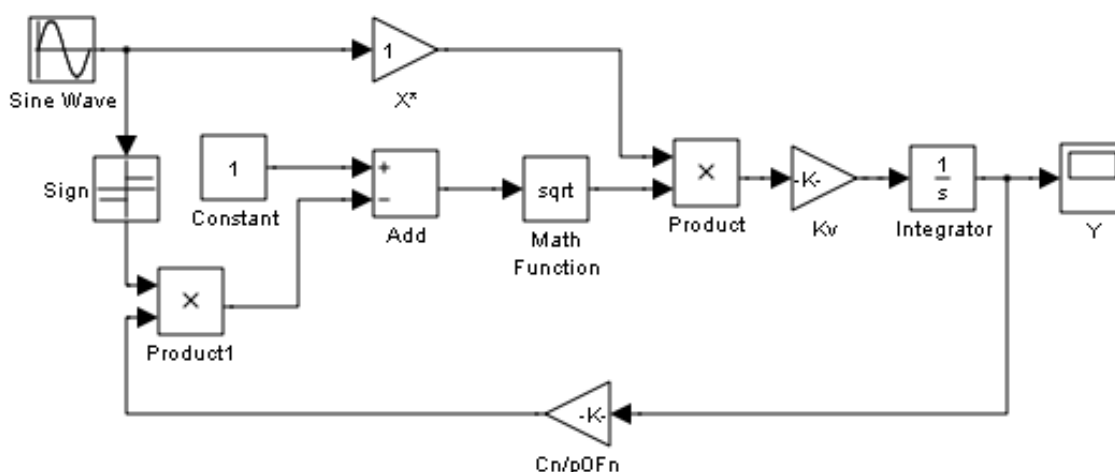


Рисунок 3 Имитационная модель разрабатываемой системы управления гидроприводом качания режущей гарнитуры в дисковом измельчителе

На рисунках 4–5 приведены графики вынужденных периодических колебаний поршней исполнительных гидроцилиндров, нагруженных позиционной нагрузкой при задающей частоте генератора $\omega=3,86$ рад/с.

Из графика, приведённого на рисунке 4, можно увидеть, что время выхода гидропривода на заданный режим установившихся колебаний (далее будем использовать термин «время переходного процесса») составляет $t_{mn}=27$ с, что является приемлемой величиной, поскольку никакими требованиями технологии измельчения не регламентирована. Частота вынужденных колебаний поршней исполнительных ГЦ соответствует заданной генератором, что можно увидеть на рисунке 5 посредством вычисления частоты через период колебаний $\omega=2\pi/T_k=6,28/1,65=3,86$ рад/с или линейное значение 0,6 Гц.

Управление амплитудой периодических колебаний поршней исполнительных ГЦ, можно осуществить несколькими способами: 1) изменением напряжения смещения выходного сигнала задающего генератора; 2) изменением амплитуды выходного сигнала задающего генератора; 3) изменением частоты задающего сигнала генератора. Графики вынужденных периодических колебаний поршней исполни-

тельных ГЦ с учётом описанных способов регулирования показаны на рисунках 6–9.

Так, изменением напряжения смещения выходного сигнала задающего генератора (рис. 6) можно регулировать зазоры между рабочими дисками измельчителя. Положительное значение напряжения смещения увеличивает зазор между дисками, тем самым повышая крупность дробимого материала, и наоборот, отрицательное — к уменьшению крупности помола.

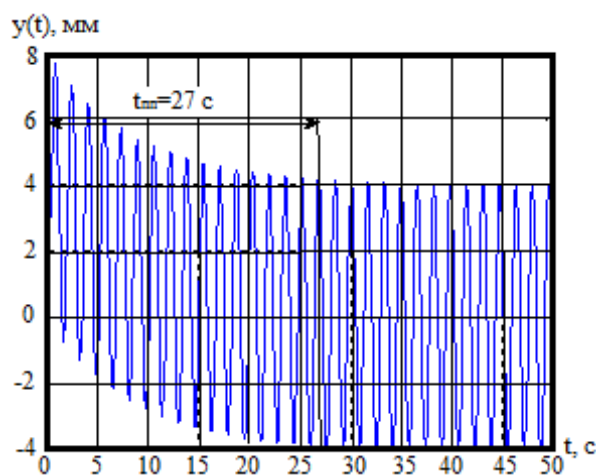


Рисунок 4 График вынужденных периодических колебаний поршней исполнительных ГЦ, нагруженных позиционной нагрузкой при задающей частоте генератора $\omega=3,86$ рад/с

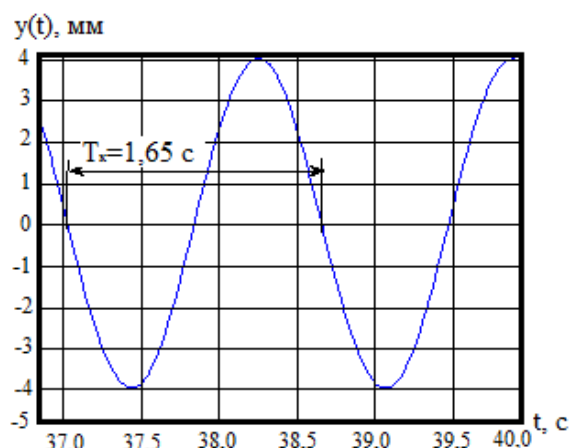


Рисунок 5 Определение частоты вынужденных периодических колебаний поршней исполнительных ГЦ, нагруженных позиционной нагрузкой при задающей частоте генератора $\omega=3,86$ рад/с

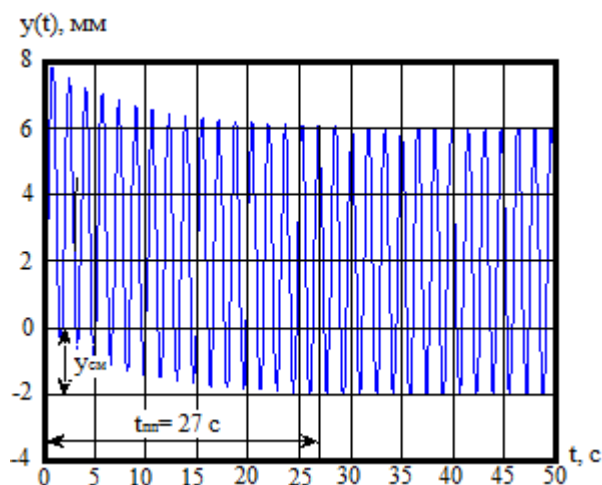


Рисунок 6 График вынужденных периодических колебаний поршней исполнительных ГЦ, нагруженных позиционной нагрузкой при задающей частоте генератора $\omega=3,86$ рад/с при смещении напряжения генератора относительно равновесного состояния

Время переходного процесса (выход на режим установившихся колебаний) при таком способе регулирования не изменяется и составляет $t_{ст}=27$ с.

Второй способ регулирования, например, при уменьшении амплитуды выходного сигнала задающего генератора в два раза, наоборот, увеличивает время переходного процесса также в два раза $t_{ст}=54$ с,

что показано на рисунке 7. При этом амплитуда колебания поршней исполнительных гидроцилиндров уменьшается пропорционально входному сигналу задающего генератора. Поэтому при отсутствии дополнительных требований технологии измельчения данный способ применим для реализации периодических колебаний, если требуется фиксированное значение частоты генератора.

Третий способ регулирования осуществляется посредством изменения частоты задающего генератора. Для его реализации необходимо знать амплитудно-частотную характеристику гидропривода. Так, на рисунке 8 показан пример увеличения частоты согласно АЧХ гидропривода, амплитуда при этом пропорционально уменьшается до 2 мм.

Отметим, что время переходного процесса при таком способе остается постоянным и составляет $t_{ст}=27$ с. Частота вынужденных колебаний поршней исполнительных ГЦ соответствует заданной генератором, что можно увидеть на рисунке 9 посредством вычисления частоты колебаний через их период $\omega=2\pi/T_k=6,28/0,83=7,72$ рад/с или линейное значение 1,2 Гц.

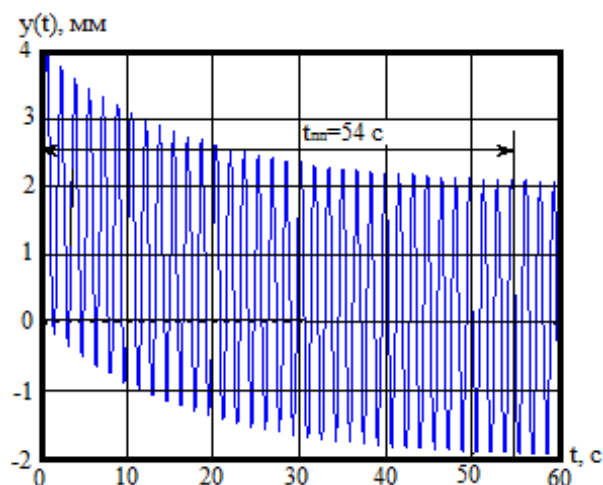


Рисунок 7 График вынужденных периодических колебаний поршней исполнительных ГЦ, нагруженных позиционной нагрузкой при задающей частоте генератора $\omega=3,86$ рад/с и уменьшенной в 2 раза амплитуде выходного сигнала генератора

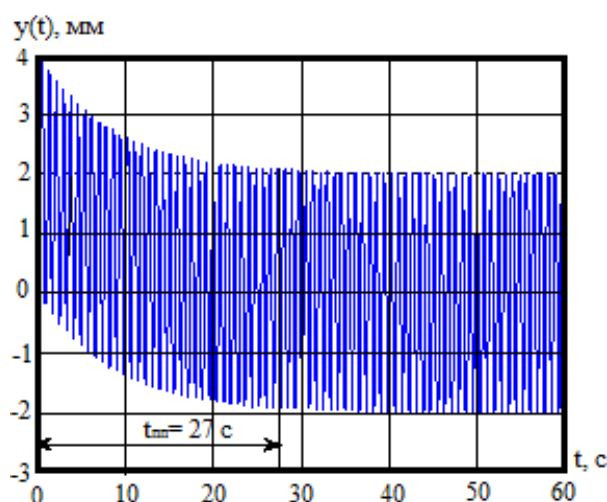


Рисунок 8 График вынужденных периодических колебаний поршней исполнительных ГЦ, нагруженных позиционной нагрузкой при задающей частоте генератора $\omega=7,72$ рад/с

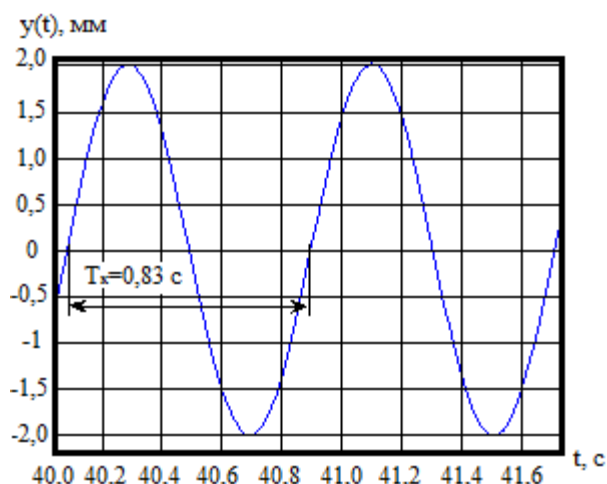


Рисунок 9 Определение частоты вынужденных периодических колебаний поршней исполнительных ГЦ, нагруженных позиционной нагрузкой при задающей частоте генератора $\omega=7,72$ рад/с

При таком способе также увеличивается и производительность измельчителя и качество помола, однако увеличиваются и энергозатраты.

Следует отметить тот факт, что полный ход поршней исполнительных ГЦ составляет удвоенное значение амплитуды, показанной на представленных графиках. Так, значение амплитуды 4 мм соответствует полному ходу поршней в 8 мм. Для регулирования можно применять одновременно несколько способов.

Таким образом, в результате проведенных исследований была предложена математическая модель гидропривода дискового измельчителя, построены его частотные характеристики и определены параметры управления вынужденными периодическими колебаниями поршней исполнительных ГЦ, проведен анализ работы спроектированной системы.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Время выхода гидропривода на заданный режим установившихся колебаний является приемлемой величиной.

Частота вынужденных колебаний поршней исполнительных гидроцилиндров соответствует заданной генератором.

Величины зазоров между рабочими дисками измельчителя можно регулировать изменением напряжения смещения выходного сигнала задающего генератора.

Частота вынужденных колебаний поршней исполнительных гидроцилиндров соответствует заданной генератором.

В зависимости от технологических условий возможно управление амплитудой периодических колебаний поршней исполнительных гидроцилиндров.

Библиографический список

1. Левченко, Э. П. Повышение эффективности дисковых измельчителей [Текст] / Э. П. Левченко, А. Н. Тумин, Н. Г. Алферов // Сборник научных трудов ДонГТУ. — Алчевск, 2017. — Вып. 48. — С. 92–96.
2. А. с. № 1747151 СССР, МКП В 02 С 7/08. Мельница / А. И. Свеженец, В. Н. Алтухов ; заявитель и патентообладатель Коммун. горн.-мет. ин-т. — № 4828110 ; заявл. 29.05.90 ; опубл. 15.07.92, Бюл. № 26. — 4 с. : ил.

3. А. с. № 1634315 СССР, МКП В 02 С 7/08, 7/10. Устройство для измельчения / В. Н. Ульяницкий, В. Н. Алтухов, Э. П. Левченко ; заявитель и патентообладатель Коммун. горн.-мет. ин-т. — № 4626173 ; заявл. 27.12.88 ; опубл. 15.03.91, Бюл. № 10. — 3 с. : ил.

4. Алферов, Н. Г. Гидравлическое управление сжимающими нагрузками в дисковой мельнице [Текст] / Н. Г. Алферов, Э. П. Левченко, А. Н. Тумин // Пути совершенствования технологических процессов и оборудования промышленного производства : материалы международной научно-технической конференции ДонГТУ. — Алчевск, 2016. — С. 26–27.

5. Хохлов, В. А. Электрогидравлические следящие системы [Текст] // В. А. Хохлов, В. Н. Прокофьев, Н. А. Борисова и др. — М. : Машиностроение, 1971. — 431 с.

© Тумин А. Н.

© Левченко Э. П.

© Новохатский А. М.

© Жильцов А. П.

Тумін О. М., к.т.н. Левченко Е. П., д.т.н. Новохатський О. М. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР), к.т.н. Жильцов О. П. (ЛДТУ, м. Липецьк, РФ)

РОЗРОБКА СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ДЛЯ РЕАЛІЗАЦІЇ ВИМУШЕНИХ КОЛИВАНЬ РОБОЧОЇ ГАРНІТУРИ У ДИСКОВОМУ МЛІНІ

Наведено результати аналітичних досліджень можливостей створення качання робочих органів дискового млина для організації комбінованих зусиль тертя та роздавлювання на матеріал. Розроблено математичну модель гідроприводу, отримано його частотні характеристики та визначено параметри управління вимушеними періодичними коливаннями поршнів, проведено аналіз роботи спроектованої системи.

Ключові слова: аналітичні дослідження, дисковий млин, стирання, роздавлювання, качання дисків, гідросистема, математична модель, частотні характеристики.

Tumin A. N., PhD Levchenko E. P., Doctor of Tech. Sc. Novokhatskiy A. M. (DonSTU, Alchevsk, LPR), Ph.D. Zhiltsov A. P. (LSTU, Lipetsk, the Russian Federation)

DEVELOPMENT OF THE CONTROL SYSTEM FOR THE IMPLEMENTATION OF THE FORCED VIBRATIONS OF THE WORKING TOOLS IN THE DISC MILL

The analytical studies results are presented for the swaying possibilities of the working organs of a disk mill for organizing combined abrasion and crushing forces on a material. The mathematical model of the hydraulic drive is developed, its frequency characteristics are obtained and the control parameters of the forced periodic oscillations of the pistons are determined, the work of the designed system has been analyzed.

Key words: analytical studies, disk mill, abrasion, crushing, swaying of disks, hydraulic system, mathematical model, frequency characteristics.

УДК 531.31.15+669

Мороз В. В.,
к.ф.-м.н. Рубежанский В. И.,
к.т.н. Левченко Э. П.
(ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР)

ОЦЕНКА И УТОЧНЕНИЕ УСЛОВИЙ ПОДАЧИ АГЛОСПЕКА В РАБОЧУЮ ЗОНУ ОДНОВАЛКОВОЙ ЗУБЧАТОЙ ДРОБИЛКИ

Приведены результаты аналитических исследований подачи агломерационного пирога в рабочее пространство одновалковой зубчатой дробилки горячего агломерата. Установлена зависимость перемещения аглоспека от времени его сползания по направляющей поверхности срезающего ножа.

Ключевые слова: аналитические исследования, одновалковая зубчатая дробилка, агломерационный пирог, перемещение, дифференциальные уравнения.

Проблема и её связь с научными и практическими задачами.

Важнейшим приоритетным направлением повышения эффективности работы одновалковой зубчатой дробилки горячего агломерата и качественного фракционного состава сырья для доменной плавки является усовершенствование механического оборудования агломерационных цехов на базе их типовых конструкций, что позволяет с наименьшими материальными и временными затратами проводить модернизацию в условиях непрерывно действующего металлургического производства.

Согласно методике И.Д. Костогрызова и В.В. Горностаева (Магнитогорский горно-металлургический институт) [1] агломерационный пирог после спекания на агломерационной машине конвейерного типа поступает в одновалковую дробилку под действие зубьев звёздочек ротора с таким условием, что сначала осуществляется его излом пополам по длине, а затем оставшиеся части продавливаются через горизонтально расположенную колосниковую решётку. Однако данная методика не уточняет, на основании чего создаются такие условия в рабочей камере дробилки, так как математическое обоснование этого вопроса выражено недостаточно полно [2].

В работах [3, 4] сделана попытка математического описания процесса подачи аглоспека

под действие рабочих органов дробилки, однако оно требует некоторой проверки и уточнения на основе более чётких представлений о типовом технологическом процессе производства агломерата в реальных условиях.

Постановка задачи. Задачей аналитических исследований является уточнение условий подачи аглоспека в рабочую зону одновалковой зубчатой дробилки на основе составления и решения дифференциальных уравнений движения куска пирога после соскальзывания со спекательной тележки с целью определения величины перемещения внутрь зоны дробления по горизонтальным колосникам.

Изложение материала и его результаты. Расчётная схема движения агломерата после его соскальзывания со спекательной тележки агломерационной машины представлена в виде поверхности O_1OO_2 с изломом (рис. 1).

Характеристики поступательного движения на участке O_1O являются начальными условиями при его переходе в дальнейшем в плоскопараллельное движение.

При движении на первом участке конечную скорость пирога определится как

$$S_0 = \sqrt{2gl_{cn}(\sin \alpha - f \cos \alpha) + V_0^2}, \quad (1)$$

где V_0 — скорость в начале перемещения, принимаемая равной скорости движе-

ния спекательной тележки; l_{cn} — длина сползания пирога; f — коэффициент трения материала аглоспека о поверхность направляющей; g — ускорение свободного падения, обычно принимаемое $9,81 \text{ м/с}^2$.

Пирог спечённого агломерата представляется в виде прямоугольного параллелепипеда, размеры которого в сечении равны: $AB = 2l$, $AE = 2h$.

Обозначим расстояние концов A и B до масс C через L : $AC = BC = L = \sqrt{l^2 + h^2}$. Пусть φ — угол плоскости AB пирога к направляющей, остальные углы очевидны; обозначим угол $CAO = \alpha + \varphi_0 - \varphi = \beta - \varphi$, где $\beta = \alpha + \varphi_0$.

Положение сечения ($ABKE$) пирога определяется положением центра масс координаты X_c , Y_c и углом поворота φ . Тогда дифференциальные уравнения плоского движения тела [5] запишутся в виде следующих выражений:

$$m \ddot{X}_C = N_B (\sin \alpha - f \cos \alpha) - f N_A, \quad (2)$$

$$m \ddot{Y}_C = N_B (\cos \alpha - f \sin \alpha) - N_A - mg, \quad (3)$$

$$J_C \ddot{\varphi} = N_A L [\cos(\beta - \varphi) - f \sin(\beta - \varphi)] -$$

$$- N_B L [\cos(\varphi + \varphi_0) + f \sin(\varphi + \varphi_0)], \quad (4)$$

где N_A , N_B — реакции плоскостей, здесь принято, что $F_{mp}^A = f N_A$, $F_{mp}^B = f N_B$; J_C — момент инерции тела относительно главной центральной оси Z , проходящей через центр масс C .

Тело ($ABKE$) имеет одну степень свободы, следовательно, три уравнения (2)–(4) могут быть сведены к одному уравнению. Примем за независимую переменную перемещение S точки A по колоснику: $OA = S = S(t)$.

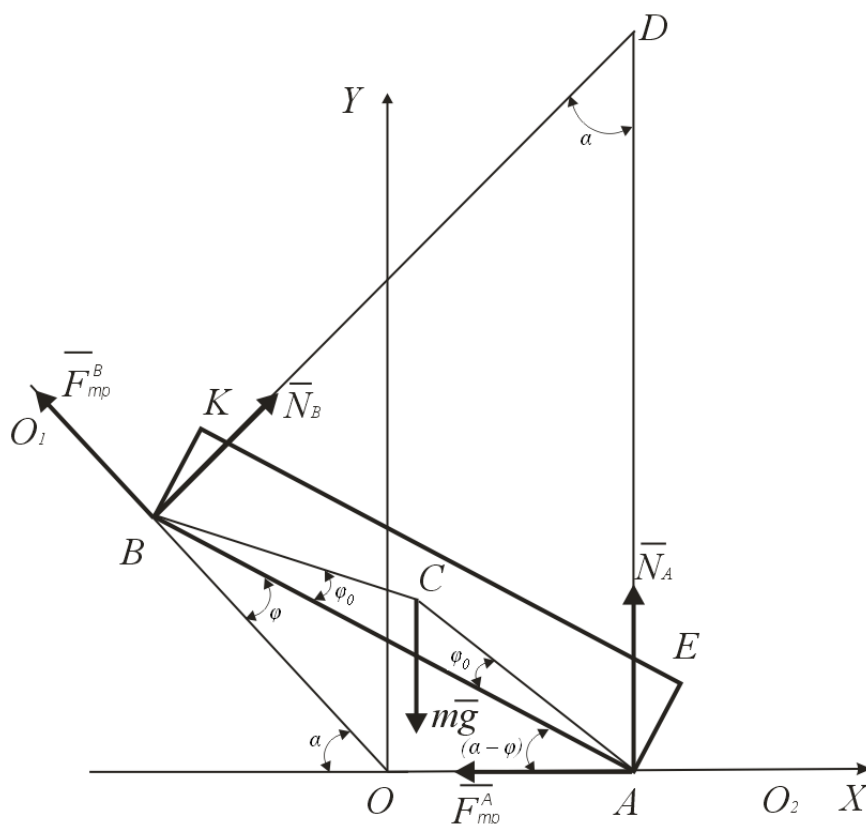


Рисунок 1 Расчётная схема движения аглопирога

Выражая координаты X_C , Y_C центра масс через угол φ , имеем:

$$X_C = S - L \cos(\beta - \varphi),$$

$$Y_C = S - L \sin(\beta - \varphi).$$

Найдём проекции ускорения центра масс на оси X , Y :

$$\ddot{X}_C = \ddot{S} - L \ddot{\varphi} \sin(\beta - \varphi) + L \dot{\varphi}^2 \cos(\beta - \varphi), \quad (5)$$

$$\ddot{Y}_C = -L \ddot{\varphi} \cos(\beta - \varphi) - L \dot{\varphi}^2 \sin(\beta - \varphi). \quad (6)$$

Определим угловую скорость поворота тела ($ABKE$) как функцию от скорости перемещения точки A , а именно

$$\omega = \dot{\varphi} = \frac{V_A}{AD}, \quad (7) \quad \text{где}$$

где точка D является мгновенным центром скоростей.

Используя теорему синусов, найдём $AD = \frac{2l \cos \varphi}{\sin \varphi}$, и дифференцирование по времени выражения (7) даёт

$$\ddot{\varphi} = \frac{\sin \alpha}{2l} \left[\frac{\ddot{S}}{\cos \varphi} + \frac{\dot{S} \dot{\varphi} \sin \varphi}{\cos^2 \varphi} \right], \quad (8)$$

в котором

$$\sin \varphi = \frac{\sin \alpha}{2l} \cdot S, \quad \cos \varphi = \sqrt{1 - \frac{\sin^2 \alpha}{4l^2} \cdot S^2}, \quad (9)$$

$$\dot{\varphi} = \frac{\sin \alpha}{2l} \sqrt{1 - \frac{\sin^2 \alpha}{4l^2} \cdot S^2}.$$

Подставляя $\dot{\varphi}$, $\sin \varphi$, $\cos \varphi$, записанные выше, в выражение (8), определим зависимость углового ускорения как второй производной от угла поворота $\ddot{\varphi}$ от независимой координаты S и её производных.

Для формирования окончательного уравнения движения заменим выражения реакций

N_A и N_B в выражении (4), определяемые из уравнений (2) и (3). Представим данное выражение его с учётом математических соотношений зависимостей (5), (6), (8) в виде

$$\begin{aligned} \frac{H^2}{BL} \ddot{\varphi} = & \left[A_1 \left(\ddot{Y}_C + g \right) - A_2 \ddot{X}_C \right] \times \\ & \times [\cos(\beta - \varphi) - f \sin(\beta - \varphi)] - \\ & - \left[f \cdot g + \ddot{X}_C + f \ddot{Y}_C \right] \times \\ & \times [\cos(\varphi + \varphi_0) + f \cdot \sin(\varphi + \varphi_0)], \end{aligned} \quad (10)$$

где момент инерции J_C [2] равен

$$J_C = m \frac{(2l)^2 + [2h]^2}{12} = mH^2,$$

$$H^2 = m \frac{(2l)^2 + [2h]^2}{12},$$

$$B = \frac{1}{(1 + f^2) \cdot \sin \alpha},$$

$$A_1 = \sin \alpha - f \cos \alpha,$$

$$A_2 = \cos \alpha + f \sin \alpha.$$

С математической точки зрения уравнение движения аглоспека в принятой постановке задачи является нелинейным дифференциальным уравнением второго порядка относительно перемещения S . Причём нелинейность относится к разряду сильных нелинейностей, и, следовательно, его решение в квадратурах невозможно.

Для решения уравнения (10) проведём его линеаризацию. Такая линеаризация обеспечивается конструктивными особенностями серийно выпускаемых одновалковых зубчатых дробилок.

Считаем угол φ малой величиной, т. е. полагаем $\varphi = \delta \cdot f_1(t)$, $\dot{\varphi} = \delta \cdot f_2(t)$, где δ — малая величина, а $f_1(t)$, $f_2(t)$ — некоторые функции от времени, ограниченные

вместе с их производными. Принимая $\sin \varphi = \varphi$, $\cos \varphi = 1$ и отбрасывая в уравнении (10) величины, имеющие порядок δ^2 и выше, получим окончательное уравнение движения пирога

$$a \ddot{S} - C \cdot \dot{S} = d, \quad (11)$$

где

$$a = \frac{H^2}{BL} \cdot \frac{\sin \alpha}{2l} + (b_2 \cdot d_1 - a_2 \cdot C_1),$$

$$C = \frac{\sin \alpha}{2l} + (a_1 \cdot C_2 - b_1 \cdot d_2), \quad (12)$$

$$d = a_1 \cdot C_1 - b_1 \cdot d_1;$$

$$a_1 = A_1 \cdot g,$$

$$a_2 = -A_1 L \frac{\cos \beta \cdot \sin \alpha}{2l} - \quad (13)$$

$$-A_2 \left(1 - \frac{L \sin \beta \cdot \sin \alpha}{2l} \right),$$

$$b_1 = f \cdot g,$$

$$b_2 = \left(1 - \frac{L \sin \beta \cdot \sin \alpha}{2l} \right) - f \cdot L \frac{\cos \beta \cdot \sin \alpha}{2l};$$

$$C_1 = \cos \beta - f \cdot \sin \beta,$$

$$C_2 = \sin \beta - f \cdot \cos \beta,$$

$$d_1 = \cos \varphi_0 - f \cdot \sin \varphi_0, \quad (14)$$

$$d_2 = \sin \varphi_0 - f \cdot \cos \varphi_0.$$

Учитывая сложный вид коэффициентов a и c в выражениях (12)–(14), оценку их значений (положительные или отрицательные) в общем виде зависимостей от α , φ_0 , l , f провести невозможно.

Рассмотрим решение, соответствующее варианту рассматриваемой задачи с характеристиками практически используемых одновалковых зубчатых дробилок в агломерационном цеху филиала № 12 ЗАО «Внешторгсервис».

Общее решение уравнения (11) имеет вид

$$S = C_1 \cdot e^{\lambda t} + C_2 \cdot e^{-\lambda t} - \frac{d}{C}.$$

Постоянные интегрирования C_1 и C_2 определяются при выполнении начальных усло-

вий: при $t=0$ правый торец тела ($ABKE$) находится в начале координат, т. е. $S=0$ и имеет скорость V_{AO} , зависящую от скорости движения V_I по наклонной направляющей $O_I O$.

Проблема определения V_{AO} представлена ниже.

Выполнение начальных условий ($t=0$, $S=0$, $\dot{S} = V_{AO}$) даёт закон движения конца аглоспёка в виде

$$S = \frac{1}{2} \left(\frac{d}{c} + \frac{V_{AO}}{\lambda} \right) \cdot e^{\lambda t} + \frac{1}{2} \left(\frac{d}{c} - \frac{V_{AO}}{\lambda} \right) \cdot e^{-\lambda t} - \frac{d}{c}. \quad (15)$$

Для определения начальной скорости в уравнении (15) будем считать, что на этапе перехода поступательного движения пирога агломерата на участке $O_I A$ к плоскопараллельному в дальнейшем не происходит потеря [2] кинетической энергии, т. е.

$$\frac{mV_1^2}{2} = \frac{mV_C^2}{2} + \frac{J_C \omega_1^2}{2}. \quad (16)$$

Из (16) следует, что в момент отрыва пирога от направляющей плоскости $O_I A$ скорость $V_C \neq V_I$ и, естественно, $V_{AO} \neq V_I$.

Уравнение (16) позволяет определить начальную скорость V_{AO} для уравнения (15)

$$V_{AO} = \frac{2l}{\sin \alpha} \cdot \frac{V_I}{\sqrt{DC^2 + H^2}}, \quad (17)$$

где в момент отрыва расстояние $(DC)^2$ определяется по теореме косинусов:

$$(DC)^2 = (BD)^2 + (BC)^2 - 2 \cdot BD \cdot BC \cdot \cos(90^\circ - \varphi_0), \quad (18)$$

где $BC = \alpha$, $BD = 2l \cdot \operatorname{ctg} \alpha$.

При численных параметрах, удовлетворяющих условиям производства агломерата $\alpha = 45^\circ$, $f = 0,5$, $l_{cn} = 2$ м, $V_0 = 0,0234$ м/с, $2l = 1$ м, $2h = 0,32$ м, дифференциальное уравнение движения аглоспёка примет вид

$$0,766 \ddot{S} - 2,146 \cdot \dot{S} = -5,373.$$

Решение данного уравнения при принятых начальных условиях будет выглядеть таким образом:

$$S = 0,289 \cdot e^{1,674t} - 2,789 \cdot e^{-1,674t} + 2,503. \quad (19)$$

График зависимости перемещения правого конца агломерата при подаче на колосниковую решётку внутрь рабочей зоны одновалковой зубчатой дробилки представлен на рисунке 2.

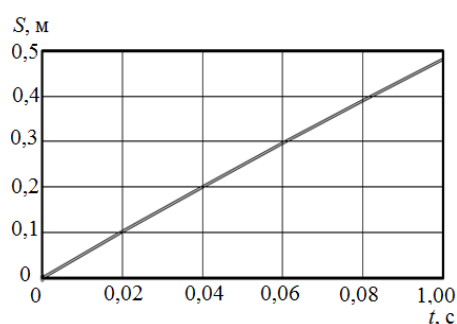


Рисунок 2 Зависимость перемещения пирога аглоспека

Таким образом, в результате аналитических исследований установлено, что величина перемещения агломерационного пирога внутрь рабочей камеры дробилки носит линейный характер.

Выводы и направление дальнейших исследований.

Количественные результаты решения (19) подтверждают принятую линеаризацию дифференциального уравнения (10). При этом теоретически подтверждается возможность проникновения аглопирога на половину своей длины (0,5 м) за время, примерно равное 1 с, под действие зубьев звёздочек ротора.

Полученные решения позволяют прогнозировать вариации геометрических и кинематических характеристик агломерационной машины при подаче аглоспека в рабочую камеру дробилки.

Найденные решения являются необходимыми при согласовании процесса подачи агломерационного пирога на дробление и его контактирования с зубьями звёздочек ротора.

Библиографический список

1. Жилкин, В. П. Производство агломерата, оборудование, автоматизация [Текст] / В. П. Жилкин, Д. Н. Доронин. — Екатеринбург : Уральский центр ПР и рекламы, 2004. — 292 с.
2. Мороз, В. В. Параметрический анализ одновалковой зубчатой дробилки [Текст] / В. В. Мороз, Э. П. Левченко, О. А. Левченко // Сборник научных трудов ДонГТУ. — Алчевск, 2016. — Вып. 46. — С. 161–168.
3. Левченко, О. О. Повышение эффективности дробления агломерата путём усовершенствования конструктивных параметров одновалковой зубчатой дробилки [Текст] : дис. ... канд. техн. наук : 05.05.08 / Левченко Оксана Александровна. — Донецк, 2009. — 176 с.
4. Развитие технического уровня одновалковых зубчатых дробилок горячего агломерата [Текст] : монография / О. А. Левченко и др. — Алчевск : ДонГТУ, 2016. — 190 с.
5. Тарг, С. М. Краткий курс теоретической механики [Текст] / С. М. Тарг. — М. : Наука, 1972. — 478 с.
6. Фаворин, М. В. Моменты инерции тел [Текст] / М. В. Фаворин. — М. : Машиностроение, 1970. — 312 с.
7. Батуев, Г. С. Инженерные методы исследований ударных процессов [Текст] / Г. С. Батуев, Ю. В. Голубков, А. К. Ефремов и др. — М. : Машиностроение, 1977. — 240 с.

© Мороз В. В.

© Рубежанский В. И.

© Левченко Э. П.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. ММК ДонГТУ Ульяницким В. Н.,
д.т.н., проф., зав. каф. МОЗЧМ ДонГТУ Еронько С. П.

Статья поступила в редакцию 12.03.18.

**Мороз В. В., к.ф.-м.н. Рубежанський В. І., к.т.н. Левченко Е. П. (ДонДТУ, м. Алчевськ, ЛНР)
ОЦІНКА ТА УТОЧНЕННЯ УМОВ ПОДАННЯ АГЛОСПЕКУ У РОБОЧУ ЗОНУ
ОДНОВАЛКОВОЇ ЗУБЧАСТОЇ ДРОБАРКИ**

Наведено результати аналітичних досліджень подання агломераційного пирога у робочий простір одновалкової зубчастої дробарки гарячого агломерату. Встановлено залежність переміщення аглоспеку від часу його сповзання по напрямній поверхні ножа, що зрізає.

Ключові слова: аналітичні дослідження, одновалкова зубчаста дробарка, агломераційний пиріг, переміщення, диференційні рівняння.

**Moroz V. V., PhD in Physics and Math Sciences Rubezhanskiy V. I., PhD Levchenko E. P.
(DonSTU, Alchevsk, LPR)**

**ASSESSMENT AND REFINEMENT OF CONDITIONS FOR FEEDING THE SINTER CAKE
INTO WORKING ZONE OF THE SINGLE-SPINDLE GEAR CRUSHER**

There have been given the analytical research results for feeding the agglomerated cake to working area of the single-spindle gear hot agglomerate crusher. The dependence has been determined for agglomerated cake moving from its sliding time along the guide surface of share blade.

Key words: analytical research, single-spindle gear crusher, agglomerated cake, moving, differential equations.

**ИНФОРМАЦИОННЫЕ
МАТЕРИАЛЫ**

**ІНФОРМАЦІЙНІ
МАТЕРІАЛИ**

**INFORMATION
MATERIALS**

УДК 331(092)

Белозерцев В. Н.
(к.т.н., доцент, и. о. декана факультета экономики и финансов,
ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР),
Ульяницкий В. Н.
(проф. кафедры машин металлургического комплекса,
ДонГТУ, г. Алчевск, ЛНР)

ПАМЯТИ УЧЁНОГО И ПЕДАГОГА



А. И. Акмаев (1953–2011 гг.),
 д.э.н., профессор,
 ректор ДонГТУ с 2005 по 2011 гг.

На протяжении шестидесяти лет наш университет готовит специалистов для различных отраслей народного хозяйства. За этот период он стал известным научным, интеллектуальным и духовно-культурным центром Донбасса, ведущим техническим вузом республики. Становлению университета способствовали его сотрудники, каждый из которых на своём рабочем месте вносил частичку своего таланта и души в развитие высшего учебного заведения. Хотелось бы вспомнить об од-

ном из ректоров университета, которого уже нет с нами, но добрые дела которого останутся в нашей памяти на долгие годы.

Акмаев Анатолий Исаевич появился на свет 26 марта 1953 г. на родине Стахановского движения в г. Кадиевке Луганской области. После окончания школы сын горняка в 1970 г. поступил в Кадиевский филиал института на специальность «Экономика и организация горной промышленности». Затем студенты этой специальности были переведены для продолжения обучения в Коммунарский горно-металлургический институт. В 1975 г. он с отличием окончил инженерно-экономический факультет, получив квалификацию горного инженера-экономиста и как лучший выпускник факультета был занесен на доску почёта института.

Вся трудовая, педагогическая и научная деятельность А. И. Акмаева связана с Донбасским государственным техническим университетом: с 1975 г. по 1978 г. — обучался в аспирантуре; 1978 г. — младший, а затем старший научный сотрудник научно-исследовательского сектора; 1980 г. — защитил диссертацию на соискание учёной степени кандидата экономических наук, а в 1992 г. — доктора экономических наук. В 1982–1991 гг. — ассистент и доцент кафедры экономики и управления, а с 1991 г. — её заведующий. В 1998 г. по инициативе и при активном участии Анатолия Исаевича вновь организован экономический факультет, деканом которого он и стал. Уже в 2003–2005 гг. А. И. Акмаев работал первым проректором ДонГТУ, а в 2005–2011 гг. возглавлял ВУЗ.

ИНФОРМАЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Какую бы должность ни занимал А. И. Акмаев, к выполнению своих обязанностей он подходил как творческая личность, умелый организатор и вдумчивый педагог. Став в 39 лет самым молодым доктором наук, он приложил много усилий, чтобы возглавляемая им кафедра, а затем и факультет занимали ведущие позиции в университете. Как руководитель кафедры и факультета в качестве одной из стратегических задач повышения эффективности работы при подготовке специалистов он наметил дальнейшее повышение уровня преподавателей путём подготовки и своевременной защиты кандидатских и докторских диссертаций и сам реализовывал эту задачу.

Круг научных интересов Анатолия Исаевича составляли вопросы повышения эффективности труда и совершенствования деятельности угледобывающих предприятий. Он создал и возглавлял научную школу, достижения которой концентрировались и расширялись в этих направлениях. А. И. Акмаев автор 160 научных работ, 7 монографий и учебных пособий.

Он подготовил 18 кандидатов экономических наук, в том числе одного иностранного гражданина и 1 доктора экономических наук, принимал участие в работе двух специализированных советов по защите кандидатских и докторских диссертаций.

Переход к рыночной экономике, реструктуризация отдельных отраслей промышленности предопределили необходимость проведения соответствующих радикальных изменений в работе института и его структур. Как инженер-экономист А. И. Акмаев хорошо понимал актуальность и острую потребность в квалифицированных экономистах, которые не только владели бы глубокими знаниями, но и были бы способны практически применять их в сложное время становления нового экономического строя, развития рыночных отношений. Он приложил много усилий для возрождения и быстрого становления на качественно новой основе факультета экономики и финансов (1998 г.). А спустя три

года его стараниями организован новый в университете факультет менеджмента. Необходимость создания такого факультета была обусловлена запросами на подготовку специалистов этого профиля для хозяйственных структур Донецкого региона.

Талант эффективного руководителя и хорошего организатора в полной мере проявился после того, как А. И. Акмаев возглавил в 2005 г. ДонГТУ. За период его работы в должности ректора была укреплена материально-техническая база университета. Заботами и настойчивостью Анатолия Исаевича был создан попечительский совет, в состав которого вошли влиятельные представители местной и региональной власти, руководители производственных объединений и предприятий горно-металлургического комплекса Донбасса. Будущее ВУЗа как учёный и руководитель он связывал с подготовкой высококвалифицированных научно-технических и педагогических кадров для национальной экономики. Университет, по его мнению, должен готовить самостоятельных специалистов, способных к самообразованию в дальнейшей жизни и решению сложных производственных задач.

Первоочередной задачей университета Анатолий Исаевич считал повышение качества образования на основе укрепления кадрового потенциала при помощи информатизации учебного процесса, развития материально-технической базы. Он считал, что университет должен не только являться образовательным центром, но и воспитывать высокодуховных специалистов, настоящих патриотов государства.

Приоритетным направлением в развитии университета для А. И. Акмаева было международное сотрудничество. При его непосредственном участии был реализован международный проект совместной с Дунайварошским университетом подготовки кадров для металлургической промышленности двух стран, налажены тесные контакты со многими зарубежными университетами, оживились процессы, связанные с обменом студентов разных стран.

ИНФОРМАЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Учитывая это, А. И. Акмаев считал актуальной задачей усиление языковой подготовки будущих специалистов.

Многолетняя творческая работа Анатолия Исаевича Акмаева по подготовке высококвалифицированных специалистов неоднократно отмечена поощрениями в университете, городе, области и государстве. Он является полным кавалером ордена «Шахтёрская слава», награждён орденом «За заслуги в образовании», знаком «Отличник образования Украины», юбилейной медалью «25 лет ГП «Ровенькиантрацит», почётной грамотой и нагрудным знаком Луганской областной администрации и Луганского областного совета и многими ведомственными почётными грамотами.

Анатолий Исаевич во всём старался успевать и был успешным. Он заслужил признание и уважение в среде ведущих науч-

ных и практических коллег-экономистов, руководства государственных структур и промышленных предприятий. Его благородные труды на ниве просвещения и науки высоко оценены общественностью и государством.

В 2001 году ему присвоено почётное звание «Заслуженный работник образования Украины». За комплексную разработку актуальной темы «Система управления финансами в области образования и науки» Анатолий Исаевич удостоен Государственной премии Украины в сфере науки и техники (2008 г.).

В этом году Анатолию Исаевичу Акмаеву исполнилось бы 65 лет, более 40 из которых он посвятил безграничному служению родному университету. И очень жаль, что реализацию ещё многих идей и замыслов ректора прервала его скоропостижная кончина.

ТРЕБОВАНИЯ
к рукописям научных статей в сборник научных трудов
ГОСУДАРСТВЕННОГО ОБРАЗОВАТЕЛЬНОГО УЧРЕЖДЕНИЯ
ВЫСШЕГО ПРОФЕССИОНАЛЬНОГО ОБРАЗОВАНИЯ
ЛУГАНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
«ДОНБАССКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»

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 (п. 4)) и базовым издательским стандартам по оформлению статей по ГОСТ 7.5-98 «Журналы, сборники, информационные издания».

Сборник научных трудов издаётся 1–4 раза в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТУ; тел./факс: (06442) 2-68-87, e-mail: info@dstu.education (тема: для редакции сборника научных трудов ГОУВПО ЛНР «ДонГТУ»); секретарь редакционной коллегии Скомская Светлана Анатольевна.

Сборник содержит следующие разделы: «Науки о земле», «Металлургия и материаловедение», «Машиностроение и машиноведение», «Строительство и архитектура».

Содержание статей должно отвечать новым достижениям науки и техники, их практическому значению, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В статье должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны предоставляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведённых в статье данных полностью несут авторы статьи.

Статья должна сопровождаться:

– внутренней и внешней рецензиями (на усмотрение автора, рекомендовано два вида рецензий: рецензия в произвольном изложении; международная форма рецензирования статьи);

– 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, украинский.

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 — 23 мм, правое — 25 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 (не ниже версии 6.0 и не старше версии 11(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».

Запрещается вставлять в рукопись сканированные рисунки (графики, диаграммы) и другие неизменяемые объекты (формулы).

Оформление статей

Статья подаётся отдельным файлом «Статья.doc».

УДК проставляется вверху, выравнивание по левому краю, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

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 публикации: размер шрифта — 11 пт, курсив.

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.

Через один интервал — учёная степень, фамилия, инициалы, полное название организации, название статьи, аннотации и ключевые слова на оставшемся языке из двух (русский, украинский), размером шрифта 11 пт.

Учёная степень, фамилия, инициалы оформляются полужирным шрифтом, без абзацного отступа, выравниванием по ширине. В круглых скобках курсивом через запятую — название организации, название города, страны, e-mail автора.

С новой строки, без абзацного отступа, выравниванием по ширине — название статьи заглавными буквами.

С новой строки — краткая аннотация курсивом.

С новой строки — ключевые слова курсивом. Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

Оформление аннотаций отдельным файлом

Аннотация и ключевые слова дополнительно подаются на двух языках (русский, украинский) 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 двух языках (русский, украинский) 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.» (на русском языке), «Мета.», «Методика.», «Результати.», «Наукова новизна.», «Практичне значення.» (на украинском языке), «Aim.», «Technique.», «Results.», «Scientific novelty.», «Practical significance.» (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.

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 11 пт, 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 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.

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 вверху или внизу). 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

Литвинский Г. Г.

ПИНЧ-ЭФФЕКТ ПРИ РАЗРУШЕНИИ ПОРОДЫ КЛИНОВЫМ ГОРНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ	5
--	---

Корнеев С. В., Доброногова В. Ю., Долгих В. П.

ОПЫТ МОДЕЛИРОВАНИЯ ЗАБОЙНЫХ УГЛЕПОТОКОВ	21
---	----

Аверин Г. А., Клишин Н. К., Смекалин Е. С., Корецкая Е. Г.

ВЛИЯНИЕ КРЕПКИХ ПОРОД НА МАКСИМАЛЬНЫЕ ОСЕДАНИЯ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ В УСЛОВИЯХ ШАХТЫ № 5 Ш/У «ВОРОШИЛОВСКОЕ»	29
--	----

Павлов В. И.

ОСОБЕННОСТИ ИЗВЛЕЧЕНИЯ ШАХТНОГО МЕТАНА В ЗОНАХ МЕЛКОАМПЛИТУДНОЙ СКЛАДЧАТОСТИ	36
--	----

Зотов В. А., Ноженко А. А.

СНИЖЕНИЕ НЕГАТИВНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ ПЫЛИ НА ОКРУЖАЮЩУЮ СРЕДУ ЗА СЧЁТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ АДАПТИВНОЙ ЭРГАТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССОМ СУШКИ УГОЛЬНОГО КОНЦЕНТРАТА	41
--	----

МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Новохатский А. М., Должиков В. В., Диментьев А. О., Падалка А. В.

ВЛИЯНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА И МЕТОДИК РАСЧЁТА НА ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕОРЕТИЧЕСКОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ ГОРЕНИЯ	49
--	----

Алимов В. И., Георгиаду М. В., Шевелев А. И., Зубенко В. В.

ТЕРМОВРЕМЕННАЯ ОБРАБОТКА ФАСОННЫХ ОТЛИВОК ИЗ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ С МЕДЬЮ ДЛЯ ХОЛОДИЛЬНОЙ ТЕХНИКИ	57
--	----

Куберский С. В.

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ГЛУБИНЫ ПОГРУЖЕНИЯ ДУГОВОГО РАЗРЯДА В РАСПЛАВ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ИЗВЛЕЧЕНИЯ МАРГАНЦА И КРЕМНИЯ ИЗ СИЛИКОМАРГАНЦЕВОГО ШЛАКА	65
---	----

Новохатский А. М., Блинов А. М., Бобров А. Ю.

ФИЗИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МАТЕРИАЛОВ В ГОРНЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ	75
--	----

Новохатский А. М., Филиппенко Д. Г., Иванюшкин Д. С.

ПРЯМОЕ ВОССТАНОВЛЕНИЕ ЖЕЛЕЗОРУДНОГО КОНЦЕНТРАТА АНТРАЦИТОМ	80
--	----

СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА

Емец Е. В., Коняшкина О. А., Никишина И. А.

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ПОДАТЛИВОСТИ ОСНОВАНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ МНОГОЭТАЖНЫХ РАМ	89
---	----

Савчук Н. О., Левченко Э. П., Тумин А. Н.

ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТЕЙ НОРМАЛИЗАЦИИ СОСТОЯНИЯ ВЕРХНЕГО ЛИМАНСКОГО ПРУДА Г. АЛЧЕВСКА ДЛЯ КУПАНИЯ НАСЕЛЕНИЯ	95
--	----

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

Ульяницкий В. Н., Новохатский А. М., Петров П. А.

АНАЛИЗ КОНСТРУКТИВНЫХ ОСОБЕННОСТЕЙ И ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ МЕЛЬНИЦ ДЛЯ ПРИГОТОВЛЕНИЯ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА ...	105
--	-----

Еронько С. П., Ошовская Е. В., Стародубцев Б. И.

РАСЧЁТ ПАРАМЕТРОВ КОМБИНИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ КАЧАНИЯ НАКЛОННОЙ ПРОДУВОЧНОЙ ФУРМЫ В ПОЛОСТИ КОНВЕРТЕРА	115
--	-----

<i>Бабанин А. Я., Белоусов В. В., Паламарчук Н. В., Петров П. А.</i> ПОВЫШЕНИЕ СРОКА СЛУЖБЫ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ НАСОСОВ ДЛЯ ВОДОСНАБЖЕНИЯ КРУПНЫХ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ	125
<i>Рутковский Ю. А., Рутковский А. Ю.</i> ВЛИЯНИЕ РЕЗОНАНСНЫХ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ И ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ ВО ВСАСЫВАЮЩИХ СИСТЕМАХ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПОРШНЕВЫХ МАШИН	132
<i>Тумин А. Н., Левченко Э. П., Новохатский А. М., Жильцов А. П.</i> РАЗРАБОТКА СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ДЛЯ РЕАЛИЗАЦИИ ВЫНУЖДЕННЫХ КОЛЕБАНИЙ РАБОЧЕЙ ГАРНИТУРЫ В ДИСКОВОЙ МЕЛЬНИЦЕ	142
<i>Мороз В. В., Рубежанский В. И., Левченко Э. П.</i> ОЦЕНКА И УТОЧНЕНИЕ УСЛОВИЙ ПОДАЧИ АГЛОСПЕКА В РАБОЧУЮ ЗОНУ ОДНОВАЛКОВОЙ ЗУБЧАТОЙ ДРОБИЛКИ	149
ИНФОРМАЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ	
<i>Белозерцев В. Н., Ульяницкий В. Н.</i> ПАМЯТИ УЧЁНОГО И ПЕДАГОГА	157

ЗМІСТ**НАУКИ ПРО ЗЕМЛЮ**

<i>Литвинський Г. Г.</i> ПІНЧ-ЕФЕКТ ПРИ РУЙНУВАННІ ПОРІД КЛИНОВИМ ГІРСЬКИМ ІНСТРУМЕНТОМ	5
<i>Корнєєв С. В., Доброногова В. Ю., Долгих В. П.</i> ДОСВІД МОДЕЛЮВАННЯ ЗАБІЙНИХ ВУГЛЕПОТОКІВ	2
<i>Аверін Г. О., Клішин М. К., Смекалін Є. С., Корецька О. Г.</i> ВПЛИВ МІЦНИХ ПОРІД НА МАКСИМАЛЬНІ ОСІДАННЯ ЗЕМНОЇ ПОВЕРХНІ В УМОВАХ ШАХТИ № 5 Ш/У «ВОРОШИЛОВСЬКЕ»	29
<i>Павлов В. І.</i> ОСОБЛИВОСТІ ВИТЯГАННЯ ШАХТНОГО МЕТАНУ В ЗОНАХ ДРІБНОАМПЛІТУДНОЇ СКЛАДЧАСТОСТІ	36
<i>Зотов В. О., Ноженко О. О.</i> ЗНИЖЕННЯ НЕГАТИВНОГО ВПЛИВУ ПИЛУ НА ДОВКІЛЛЯ ЗА РАХУНОК ВИКОРИСТАННЯ АДАПТИВНОЇ ЕРГАТИЧНОЇ СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ПРОЦЕСОМ СУШІННЯ ВУГІЛЬНОГО КОНЦЕНТРАТУ	41

МЕТАЛУРГІЯ ТА МАТЕРІАЛОЗНАВСТВО

<i>Новохатський О. М., Должиков В. В., Діментьєв О. О., Падалка О. В.</i> ВПЛИВ ХАРАКТЕРИСТИК ПИЛОВУГІЛЬНОГО ПАЛИВА І МЕТОДИК РОЗРАХУНКУ НА ВИЗНАЧЕННЯ ТЕОРЕТИЧНОЇ ТЕМПЕРАТУРИ ГОРІННЯ	49
<i>Алімов В. І., Георгіаду М. В., Шевелєв О. І., Зубенко В. В.</i> ТЕРМОЧАСОВА ОБРОБКА ФАСОННИХ ВИЛИВКІВ З АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ ДЛЯ ХОЛОДИЛЬНОЇ ТЕХНІКИ	57
<i>Куберський С. В.</i> АНАЛІЗ ВПЛИВУ ГЛИБИНИ ЗАНУРЕННЯ ДУГОВОГО РОЗРЯДУ В РОЗПЛАВ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ ВИЛУЧЕННЯ МАНГАНУ І КРЕМНІЮ З СІЛКОМАРГАНЦЕВОГО ШЛАКУ	65
<i>Новохатський О. М., Блинов О. М., Бобров О. Ю.</i> ФІЗИЧНІ ВЛАСТИВОСТІ МАТЕРІАЛІВ В ГОРНІ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ	75
<i>Новохатський О. М., Філіпенко Д. Г., Іванішкін Д. С.</i> ПРЯМЕ ВІДНОВЛЕННЯ ЗАЛІЗОРУДНОГО КОНЦЕНТРАТУ АНТРАЦИТОМ	80

БУДІВНИЦТВО ТА АРХІТЕКТУРА

<i>Ємець О. В., Коняшкіна О. А., Нікішина І. О.</i> АНАЛІЗ ВПЛИВУ ПОДАТЛИВОСТІ ОСНОВИ НА МІЦНІСТЬ ЕЛЕМЕНТІВ БАГАТОПОВЕРХОВИХ РАМ	89
<i>Савчук Н. О., Левченко Е. П., Тумін О. Н.</i> ОЦІНКА МОЖЛИВОСТЕЙ НОРМАЛІЗАЦІЇ СТАНУ ВЕРХНЬОГО ЛИМАНСЬКОГО СТАВКА М. АЛЧЕВСЬКА ДЛЯ КУПАННЯ НАСЕЛЕННЯ	95

МАШИНОБУДУВАННЯ ТА МАШИНОЗНАВСТВО

<i>Ульяницький В. Н., Новохатський О. М., Петров П. О.</i> АНАЛІЗ КОНСТРУКТИВНИХ ОСОБЛИВОСТЕЙ І ФУНКЦІОНАЛЬНИХ МОЖЛИВОСТЕЙ МЛИНІВ ДЛЯ ПІДГОТОВКИ ПИЛОВУГІЛЬНОГО ПАЛИВА	105
<i>Єронько С. П., Ошовська О. В., Стародубцев Б. І.</i> РОЗРАХУНОК ПАРАМЕТРІВ КОМБІНОВАНОЇ СИСТЕМИ ХИТАННЯ ПОХИЛОЇ ПРОДУВОЧНОЇ ФУРМИ У ПОРОЖНИНИ КОНВЕРТЕРА	115

<i>Бабанін А. Я., Білоусов В. В., Паламарчук М. В., Петров П. О.</i> ПІДВИЩЕННЯ ТЕРМІНУ ДІЇ ВІДЦЕНТРОВИХ НАСОСІВ ДЛЯ ВОДОПОСТАЧАННЯ ВЕЛИКИХ ПРОМИСЛОВИХ ПІДПРИЄМСТВ	125
<i>Рутковський Ю. О., Рутковський О. Ю.</i> ВПЛИВ РЕЗОНАНСНИХ ГАЗОДИНАМІЧНИХ І ТЕРМОДИНАМІЧНИХ ЯВИЩ У ВСМОКТУВАЛЬНИХ СИСТЕМАХ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ ПОРШНЕВИХ МАШИН	132
<i>Тумін О. М., Левченко Е. П., Новохатський О. М., Жильцов О. П.</i> РОЗРОБКА СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ДЛЯ РЕАЛІЗАЦІЇ ВИМУШЕНИХ КОЛИВАНЬ РОБОЧОЇ ГАРНІТУРИ У ДИСКОВОМУ МЛИНІ	142
<i>Мороз В. В., Рубежанський В. І., Левченко Е. П.</i> ОЦІНКА ТА УТОЧНЕННЯ УМОВ ПОДАВАННЯ АГЛОСПЕКУ У РОБОЧУ ЗОНУ ОДНОВАЛКОВОЇ ЗУБЧАСТОЇ ДРОБАРКИ	149
ІНФОРМАЦІЙНІ МАТЕРІАЛИ	
<i>Бєлозерцев В. Н., Ульяницький В. Н.</i> ПАМ'ЯТІ ВЧЕНОГО І ПЕДАГОГА	157

CONTENT**GEOSCIENCES**

<i>Litvinskiy G. G.</i> PINCH-EFFECT IN THE ROCK BREAKING BY THE WEDGE CUTTING TOOL	5
<i>Korneiev S. V., Dobronogova V. Yu., Dolgykh V. P.</i> MODELLING EXPERIENCE FOR THE FACE COALFLOW	21
<i>Averin G. A., Klischin N. K., Smekalin E. S., Koretskaia E. G.</i> HARD ROCKS INFLUENCE ON MAXIMUM EARTH CRUST SUBSIDENCE IN THE CONDITIONS OF MINE № 5 «VOROSHILOVSKOE»	29
<i>Pavlov V. I.</i> PECULIARITIES OF COALMINE METHANE EXTRACTION IN THE AREAS WITH SMALL-AMPLITUDE FOLDING	36
<i>Zotov V. A., Nozhenko A. A.</i> DECREASING THE NEGATIVE DUST AFFECTS ON THE ENVIRONMENT BY USING THE ADAPTIVE ERGATE CONTROL SYSTEM FOR THE COAL CONCENTRATE DRYING	41

METALLURGY AND MATERIAL SCIENCES

<i>Novohatskiy A. M., Dolzhikov V. V., Dimentiev A. O., Padalka A. V.</i> INFLUENCE OF CHARACTERISTICS OF THE PULVERIZED COAL AND THEIR DESIGN PROCEDURE ON DETERMINING THE THEORETICAL COMBUSTION TEMPERATURE	49
<i>Alimov V. I., Georgiadu M. V., Shevelev A. I., Zubenko V. V.</i> HEAT-TIME TREATMENT OF SHAPED ALUMINUM-COPPER ALLOY CASTINGS FOR REFRIGERATION	57
<i>Kuberskiy S. V.</i> IMPACT ANALYSIS OF THE IMMERSION DEPTH OF THE ARC CHARGE INTO MELT RELATIVE TO EFFICIENCY OF MANGANESE AND SILICON EXTRACTION FROM SILICOMANGANESE SLAG	65
<i>Novohatskiy A. M., Blinov A. M., Bobrov A. Yu.</i> PHYSICAL PROPERTIES OF MATERIALS IN THE BLAST-FURNACE HEARTH	75
<i>Novohatskiy A. M., Philippenko D. G., Ivanishkin D. S.</i> DIRECT REDUCTION OF IRON-ORE CONCENTRATE BY ANTHRACITE	80

CIVIL ENGINEERING AND ARCHITECTURE

<i>Yemets E. V., Koniashkina O. A., Nikishina I. A.</i> ANALYZING THE INFLUENCE OF BASEMENT PLIABILITY ON ENDURANCE OF MULTISTORY BENT ELEMENTS	89
<i>Savchuk N. O., Levchenko E. P., Tumin A. N.</i> ASSESSMENT OF POSSIBLE NORMALIZATION THE STATE OF THE UPPER LIMAN POND IN ALCHEVSK FOR PUBLIC BATHING	95

MECHANICAL ENGINEERING AND MACHINE SCIENCE

<i>Ulianitskiy V. N., Sc. Novohatskiy A. M., Petrov P. A.</i> ANALYZING THE DESIGN FEATURES AND FUNCTIONAL CAPABILITY OF MILLS FOR PULVERIZED COAL PREPARATION	105
<i>Eron'ko S. P., Oshovskaya Ye. V., Starodubtsev B. I.</i> CALCULATING THE PARAMETERS OF COMBINED SWAYING SYSTEM OF INCLINED BLOWING TUYERE IN A CONVERTER CAVITY	115

<i>Babanin A. Ya., Belousov V. V., Palamarchuk N. V., Petrov P. A.</i> INCREASING THE SERVICE LIFE OF CENTRIFUGAL PUMPS FOR WATER SUPPLYING AT LARGE INDUSTRIAL ENTERPRISES	125
<i>Rutkovskiy Yu. A., Rutkovskiy A. Yu.</i> INFLUENCE OF RESONANT GAS-DYNAMIC AND THERMODYNAMIC PHENOMENA IN SUCTION SYSTEMS ON CAPACITY OF PISTON MACHINES	132
<i>Tumin A. N., Levchenko E. P., Novokhatskiy A. M., Zhiltsov A. P.</i> DEVELOPMENT OF THE CONTROL SYSTEM FOR THE IMPLEMENTATION OF THE FORCED VIBRATIONS OF THE WORKING TOOLS IN THE DISC MILL	142
<i>Moroz V. V., Rubezhanskiy V. I., Levchenko E. P.</i> ASSESSMENT AND REFINEMENT OF CONDITIONS FOR FEEDING THE SINTER CAKE INTO WORKING ZONE OF THE SINGLE-SPINDLE GEAR CRUSHER	149
INFORMATION MATERIALS	
<i>Belozercev V. N., Ulianitskiy V. N.</i> IN MEMORY OF THE SCIENTIST AND TEACHER	157

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

**Збірник наукових праць
Донбаського державного
технічного університету**

Збірник

Випуск 9 (52) 2018

**Засновник:
Донбаський державний технічний
університет**

*Свідоцтво Міністерства інформації,
друку і масових комунікацій ЛНР
про державну реєстрацію засобу масової
інформації МІ-СГР ПІ 000003
від 05.02.2016*

*Наказом Міністерства освіти і науки Донецької
Народної Республіки від 2 травня 2017 р № 464
збірник наукових праць включений до Переліку
рецензованих наукових видань, в яких повинні
бути опубліковані основні наукові результати
дисертацій на здобуття наукового ступеня
кандидата наук, на здобуття наукового ступеня
доктора наук, затвердженого наказом
Міністерства освіти і науки Донецької Народної
Республіки від 1 листопада 2016 р № 1134, згідно
з додатком І.*

*Рекомендовано вченою радою
ДСУВПО ЛНР «ДонДТУ»
(Протокол № 7 від 30.03.2018)*

Включений до наукометричної бази даних РІНЦ

Формат 60×84¹/₈.
Ум. друк. арк. 10,6
Зам. № 136
Наклад 100 пр.

Видавництво не несе відповідальності за зміст
матеріалу, наданого автором до друку.

Адреса редакції, видавця
та виготовлювача:
ДСУ ВПО ЛНР
«Донбаський державний технічний університет»
пр. Леніна, 16, м. Алчевськ, ЛНР, 94204.
E-mail: info@dstu.education
Web-site: <http://www.dstu.education>

ВИДАВНИЧО-ПОЛІГРАФІЧНИЙ ЦЕНТР,
ауд. 2113, т./факс 2-58-59
Свідоцтво про державну реєстрацію видавця,
виготовлювача
і розповсюджувача засобу масової інформації
МІ-СГР ВД 000055 від 05.02.2016.

Головний редактор

Зінченко А. М. — к.е.н., в.о. ректора

Заступник головного редактора

Новохатський А. М. — д.т.н., проф.

Редакційна колегія:

Литвинський Г. Г. — д.т.н., проф.
Фінкельштейн З. Л. — д.т.н., проф.

Корнєєв С. В. — д.т.н., проф.

Леонов А. О. — к.т.н., доц.

Харламов Ю. А. — д.т.н., проф.

Ульяницький В. Н. — к.т.н., проф.

Зелінський А. М. — к.т.н., проф.

Куберський С. В. — к.т.н., проф.

Денищенко П. М. — к.т.н., доц.

Дрозд Г. Я. — д.т.н., проф.

Шолух М. В. — д. арх., проф.

Бондарчук В. В. — к.т.н., доц.

Псюк В. В. — к.т.н., доц.

Скомська С. А. — секретар редакційної
колегії.

Для наукових співробітників, аспірантів,
студентів вищих навчальних закладів

Мова видання:

російська, українська та англійська

Комп'ютерна верстка і коректура
Ісмаїлова Л. М.

© ДСУВПО ЛНР «ДонДТУ», 2018
© Чернишова Н. В., художнє
оформлення обкладинки, 2018

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

**Collection of scientific papers
of Donbass State Technical
University**

Collection

Issue 9 (52) 2018

**Establisher: Donbass
State Technical
University**

*Certificate of Ministry of Information,
Press and Mass Communication of LPR
for mass media registration
MI-SGR PI 000003
dated 05.02.2016*

*By order of the Department of Education and
Science of Donetsk People 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 Donetsk People
Republic of 1 November 2016 № 1134,
according to annex 1.*

*Recommended by academic council of DonSTU
(Record № 7 dated 30.03.2018)*

Added to scientometrical data base of RSCI

Format 60×84%.
Conventional printed sheet 10,6
Order № 136
Circulation 100 copies
Publishing office is not responsible for
material content giving by author for
publishing.

Address of editorial office, publishing and
establishing: Donbass State Technical
University
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

Zinchenko A. M. — PhD in Engineering,
acting rector

Deputy chief editor

Novohatskyi A. M. — Doctor of tech. sc., prof.

Editorial board:

Litvinskyi G. G. — Doctor of tech. sc., prof.
Finkelstein Z. L. — Doctor of tech. sc., prof.
Korneiev S. V. — Doctor of tech. sc., prof.
Leonov A. A. — PhD in Engineering
Kharlamov Yu. A. — Doctor of tech. sc., prof.
Uliianitskyi V. N. — PhD in Engineering, prof.
Zelinskyi A. N. — PhD in Engineering, prof.
Kuberskyi S. V. — PhD in Engineering, prof.
Denisschenko P. N. — PhD in Engineering
Drozd G. Ya. — Doctor of tech. sc., prof.
Sholukh N. V. — Doctor of arch., prof.
Bondarchuk V. V. — PhD in Engineering
Psjuk V. V. — PhD in Engineering
Skomskaia S. A. — Secretary to the editorial board.

For research scientists, PhD seekers, students of
higher educational institutions.

Issue language:

Russian, Ukrainian, English

Computer layout and proofreading
Ismailova L. M.