

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ  
И НАУКИ УКРАИНЫ**

# **СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

**Выпуск 32**

**ДОНБАССКОГО  
ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО  
УНИВЕРСИТЕТА**

**Алчевск 2010**



МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ  
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Выпуск 32

Алчевск  
2010

**УДК 622(06) + 669(06) + 69(06) + 621.3 + 621.37**

**ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54**

**С 41**

*Постановлением президиума ВАК Украины от 9 июня 1999г. № 1-05/7 сбор-  
ник научных трудов включен в перечень № 1 научных специализированных из-  
даний Украины в области технических наук*

*Свидетельство Госкомтелерадио Украины о регистрации*

*серия КВ, № 10307, от 27.12.2005*

*Рекомендовано ученым советом и редакционной коллегией ДонГТУ  
(Протокол № 8 от 26.11.2010 г.)*

**Главный редактор**

Заблодский Н.Н. – докт. техн. наук

**Редакционная коллегия:**

А.И. Акмаев – докт. экон. наук,

С.Н. Петрушов – докт. техн. наук,

Г.Г. Литвинский – докт. техн. наук,

Р.А. Фрумкин – докт. техн. наук,

Г.В. Бабиюк – докт. техн. наук,

Г.И. Гайко – докт. техн. наук,

Н.К. Клишин – докт. техн. наук,

А.Ф. Борzych – докт. техн. наук,

П.Н. Должиков – докт. техн. наук,

З.Л. Финкельштейн – докт. техн. наук,

В.А. Ульшин – докт. техн. наук,

А.И. Давиденко – докт. техн. наук,

Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,

В.А. Луценко – докт. техн. наук,

В.Н. Ульяницкий – канд. техн. наук,

Ю.Э. Пазранд – канд. техн. наук,

С.А. Скомская – секретарь редакционной коллегии

**Сборник научных трудов Донбасского государственного  
технического университета. Вып. 32 – Алчевск: ДонГТУ, 2010 – 476 с.**

**ISSN 2077-1738**

В сборнике помещены статьи, описывающие современные научные тен-  
денции в разработке полезных ископаемых, металлургии, строительстве, электротехнике  
и радиотехнике.

Для научных сотрудников, аспирантов, студентов высших учебных заведений.

УДК 622(06) + 669(06) + 69(06) + 621.3 + 621.37

ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54

**ISSN 2077-1738**

© ДонГТУ, 2010

© дизайн обложки, Н.В. Чернышова, 2009

Адрес электронной почты: [info@dmmti.edu.ua](mailto:info@dmmti.edu.ua)

**РАЗРАБОТКА  
ПОЛЕЗНЫХ  
ИСКОПАЕМЫХ**





*д.т.н. Литвинский Г.Г.  
(ДонДТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОСНОВОПОЛОЖНИК ОТЕЧЕСТВЕННОЙ НАУКИ О ГОРНОМ ДАВЛЕНИИ**

*(Памяти проф. М.М. Протодяконова посвящается)*

*Приведені початкові етапи розвитку науки про гірський тиск. Дані автори основних гіпотез склепінь природної рівноваги. Дано коротку біографію М.М. Протодяконова як засновника у вітчизняній науці вчення про гірський тиск. Оцінено його науковий внесок у розвиток гірничої геомеханіки.*

**Ключові слова:** *гірський тиск, етапи розвитку, склепіння природної рівноваги, автори гіпотез, проф. М.М. Протодяконов, науковий внесок, засновник, гірнича геомеханіка.*

*Показаны истоки и начальные этапы развития науки о горном давлении. Приведены авторы основных научных гипотез сводов естественного равновесия. Дана краткая биография основоположника учения о горном давлении в отечественной науке проф. М.М. Протодяконова. Оценен его научный вклад в развитие горной геомеханики.*

**Ключевые слова:** *горное давление, этапы развития, своды естественного равновесия, авторы гипотез, проф. М.М. Протодяконов, научный вклад, основоположник, горная геомеханика.*

### **1. Введение**

В 2010 г. мы отмечаем 100-летие выхода серии научных трудов проф. Михаила Михайловича Протодяконова о горном давлении на крепь выработок, 80-летие публикации его книги «Давление на крепь горных выработок» [1], и 80 лет со дня его преждевременной кончины. Естественно задать вопросы: кто был проф. М.М. Протодяконов, в чём научная значимость его исследований?

Ещё со времён промышленной революции (XVIII—XIX вв.), начало которой было связано с изобретением эффективного парового двигателя Дж. Уаттом в Англии во второй половине XVIII века, горная промышленность из-за резко возросшего объёма добычи полезных ископаемых столкнулась с проблемой обеспечения безопасности работ. В первую очередь это было связано с обрушениями пород в горные выработки, которые происходили в массовых масштабах и сопровождалась

гибелью горняков. Вот почему горные инженеры и учёные настойчиво пытались создать методы расчёта и прогноза поведения пород в горных выработках.

Опыт подземных работ и анализ обрушений пород показал, что в кровле выработки образуются сводообразные зоны разрушенных пород, которые оказывают давление на крепь горных выработок. Уже в середине XIX в. возобладала точка зрения, что после своего образования своды обрушения приобретают устойчивую форму, что дало основание называть их сводами естественного равновесия (далее СЕР). Различные учёные по-разному пытались предугадать размеры и вес сводов обрушения, чтобы определить возможную нагрузку на крепь со стороны разрушенных пород.

Научно обоснованные гипотезы о горном давлении в изобилии начинают появляться в разных странах с середины XIX в. Вначале, когда глубины были малыми, полагали, что на крепь выработки давит полный вес столба породы над ней. Шульц (1867) рассматривал пласт породы в кровле выработки как изгибающуюся балку. В. Риттер (1879) определял уравнение кривой свода оторвавшихся от массива пород, давящего на крепь под собственным весом. Греггер (1881) пытался определить давление на крепь по излому установленной крепи. Энгессер (1882) на основе лабораторного моделирования сводообразования в сыпучих телах определил условия образования сводов, считая их форму параболической; Фейоль (1885) провёл лабораторные опыты и шахтные наблюдения за изгибом и расслоением пластов на различном удалении от кровли. Биргбаумер (1892) предполагал, что на крепь выработки давит вес жёсткого столба пород над выработкой, который частично удерживается боковыми силами трения. Манцель (1894) показал наличие в породном массиве значительных напряжений, способных разрушить любую крепь. Янсен (1895) решил дифференциальное уравнение равновесия сыпучего в силосе с учётом боковых распорных напряжений. Коммерель (1912) считал, что своды имеют параболическую форму и их высоту следует определять по прогибу кровли выработки.

Здесь как нельзя более уместны слова М.М. Протоद्याконова «...Обозревая изложенные теории, приходится прежде всего удивляться их необычайному разнообразию: что ни автор – то новое представление о характере происходящих явлений. Одни рассматривают породы как сплошные упругие тела, другие – как тела, лишённые связи между частями, один строит свои рассуждения на предположении об образующемся естественном своде равновесия, другой – об опускающемся с трением столбе, третий – об отрывающемся от общей массы некотором объёме породы и т.п. И это не различные случаи задания, а различные представления об одном и том же...»



Проф. М.М. Протодяконов внес на заре XX в. неоценимый вклад в теорию и практику горного дела [1], предложив в своей докторской диссертации наиболее простую и удобную гипотезу образования свода естественного равновесия. Она настолько удачно обобщила накопленный к тому времени научный задел и производственный опыт ведения горных работ, что сумела не потерять своего значения до настоящего времени. Это факт является почти беспрецедентным в расчетной практике прикладных наук. Для своих молодых коллег я привожу здесь краткую историческую справку.

## **2. Вклад проф. М.М. Протодяконова в горную геомеханику**

Проф. М.М. Протодяконова по праву можно считать основателем отечественной школы механики горных пород (горной геомеханики).

Михаил Михайлович Протодяконов родился 22 сентября 1874 г. в Оренбурге в семье заведующего ремесленным училищем. В 1882 г. семья переехала на Нижне-Тагильский завод, где его отец начал работать инспектором народных училищ, а в 1889 г. — в Златоуст (рисунок 1) Южный Урал.



Рисунок 1 – Общий вид Златоустовского завода и собора во имя Трех Святителей

Среднее образование М. М. Протодяконов получил вначале в Екатеринбургской, а затем в Уфимской гимназиях. В 1893 г. он поступил на физико-математический факультет Петербургского университе-

та, а со второго курса перешёл в Петербургский горный институт (рисунок 2) и окончил его в 1899 г.

Через три дня после получения звания инженера он был арестован и привлечён к дознанию по делу «Союза борьбы за освобождение рабочего класса» до конца 1899 г., затем ряд лет оставался под надзором полиции. Поэтому возможность поступления на государственную службу была для него исключена.



Рисунок 2 – Горный институт Императрицы Екатерины, С.-Петербург (1900)

Практическая работа молодого горного инженера началась в качестве руководителя эксплуатацией на серебряно-свинцовых рудниках Терского горнопромышленного общества (Урал). Он также вёл строительство гидротехнических сооружений и начал публиковать первые свои работы.

После снятия политического надзора в 1904 г. М. М. Протодьяконов получил возможность перейти на педагогическую работу и приехал в Екатеринославль (ныне Днепропетровск), где начал работать в высшем горном училище (сейчас Национальный горный университет) ассистентом по горному искусству у проф. А. М. Терпигорева (рисунок 4). Через год он уехал в научную командировку за границу, а в 1908 г. защитил в Петербургском горном институте диссертацию «Давление горных пород на рудничную крепь», после чего был избран экстраординарным, а затем ординарным профессором Екатеринославского высшего горного училища (рисунок 3 и 4). Интересен исторический факт, что в основании ЕВГУ принял активное участие А.К. Алчевский (1835-

1901) и по его просьбе его зять, академик архитектуры А.Н. Бекетов, спроектировал главный корпус училища.



Рисунок 3 – Екатеринославский горный институт императора Петра I в 1912 г. (ныне – НГУ)



Рисунок 4 – Ассистент на кафедре проф. А.М. Терпигорева

1908 – 1914 гг. были периодом напряжённой педагогической и научной работы М. М. Протодяконова. Он принял участие в создании многотомного капитального труда «Описание Донецкого бассейна». Но славу учёного-горняка ему создали, прежде всего, работы о расчёте рудничной крепи и горном давлении, которые, начиная с 1906 г., непрерывно публикуются в «Записках Екатеринославского технического об-



щества», в «Известиях Екатеринославского высшего горного училища», в «Горнозаводском листке» и в «Горном журнале».

Творческая работа М. М. Протодяконова прервалась в 1914 г. в связи с тяжёлой болезнью: туберкулёзом позвоночника и полупараличом ног. На четыре года он полностью прекратил работу, находясь на лечении вначале в Крыму, а затем в Средней Азии.

В 1918 г., несколько поправив своё здоровье, он начал преподавать в Среднеазиатском университете, организатором которого он и являлся (1918). Здесь он опубликовал ряд важных работ по горному давлению, рудничному креплению, проветриванию, нормированию горных работ, а в 1925 г. был приглашён профессором в Московскую горную академию (рисунки 5 и 6). М. М. Протодяконов обладал способностью излагать самые сложные теоретические вопросы простым языком; его лекции увлекали слушателей, а в аудиториях, где он читал, часто не хватало мест для желающих его послушать.

Наряду с этим, М. М. Протодяконов принимал участие в работе государственных учреждений горной промышленности. С 1918 по 1923 г. он заведовал секцией и состоял консультантом Высшего совета народного хозяйства; с 1926 г. работал в Среднеазиатском отделении Геологического комитета, был членом президиума Среднеазиатского Госплана и консультантом треста «Средазуголь». В 1928 г. М. М. Протодяконов избран председателем Среднеазиатского бюро инженерно-технической секции Союза горнорабочих СССР.



Рисунок 5 – Московская горная академия (ныне МГТУ)



Рисунок 6 –М.М. Протодьяконов с женой Зоей Николаевной Холмской, дочерью Златой и сыном Мишей (1925 г.)

Михаил Михайлович постоянно был загружен работой, занимавшей у него 14—15 часов в сутки. Даже когда у него отнялись ноги, он, лёжа в постели, не прекращал работу. Но его здоровье прогрессивно ухудшалось, и 5 апреля 1930 г., в возрасте всего лишь 56 лет, М. М. Протодьяконов скончался. Умер М. М. Протодьяконов в Ташкенте в 1930 году, похоронен на Боткинском кладбище города (рисунок 7).

Главное место в исследованиях М. М. Протодьяконова занимают вопросы горного давления. В то время, были известны многие гипотезы горного давления, часто противоречащие не только друг другу, но и данным практики. Поэтому горным инженерам приходилось опытным путём подбирать необходимые виды и размеры крепления выработок.

Первой важной задачей перед каждым исследователем было остановиться на оценке прочности пород. Но как это сделать при отсутствии теоретических исследований и лабораторной базы? Большой заслугой М.М. Протодьяконова было предложить и обосновать единый прочностной параметр породы в виде так называемого «коэффициента крепости»  $f$ , который характеризует способность породы сопротивляться разрушению. Он делает важное научное обобщение: «Мы вправе приблизительно считать, что если какая-нибудь порода крепче другой в некоторое число раз в одном каком-нибудь отношении, например, при бурении, то во столько же раз она будет крепче и во всяком другом отношении, например, при взрывании, в отношении давления на крепь и т. д.».



Рисунок 7 – Храм Александра Невского на Боткинском кладбище в Ташкенте

собой задачу дать не качественную, а количественную гипотезу, получить «расчётные формулы, удобные для пользования и точные постольку, поскольку это требуется жизнью». Его гипотеза о давлении горных пород на крепь в виде параболического свода вошла в большинство учебников и теперь известна каждому горному инженеру.

Большое место в работах М. М. Протодьяконова занимала разработка вопросов проветривания горных выработок. Выход в свет в 1911 г. его труда «Проветривание рудников», который отличался ясным и простым изложением, был крупным событием в развитии горной науки и выдержал

Таким образом, М. М. Протодьяконов (рисунок 8) впервые дал универсальную базовую характеристику горных пород как основу для расчётов различных горных процессов. Это было для того времени важным и прогрессивным вкладом в развитие горной геомеханики. Коэффициент крепости, несмотря на свою условность, использовался более 100 лет в практике ведения горных работ!

Большим научным достижением М. М. Протодьяконова является разработка гипотезы о давлении горных пород, основанная на коэффициенте крепости горных пород. Он поставил перед

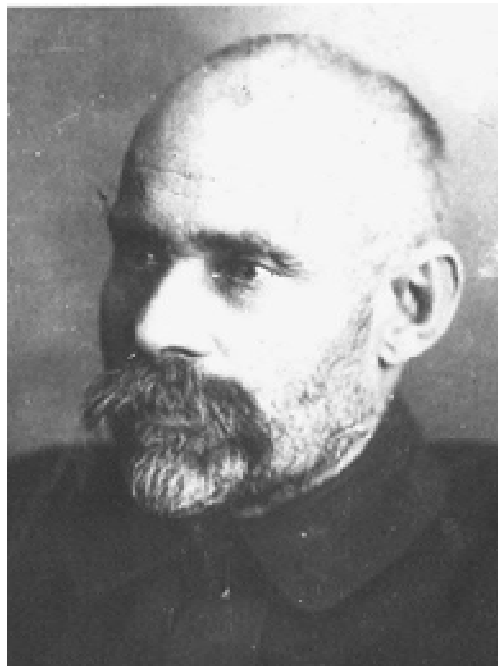


Рисунок 8 – Проф. М.М. Протодьяконов в 20-е годы XX в.



за короткий срок пять изданий. Своё слово было им сказано и в теории резания горных пород.

М. М. Протодяконов предостерегал против переоценки разработанных им приёмов, ясно отдавая себе отчёт в том, как сложны явления, возникающие в горном массиве при ведении горных работ. Он твёрдо верил, что горная наука по мере своего развития, проводя обширные комплексные исследования сложных проблем и задач промышленности, более полно и глубоко изучит законы поведения массивов и создаст новые теории их описания и расчёта.

*д.т.н. Литвинский Г.Г.  
(ДонДТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **КРИТЕРИИ ОЦЕНКИ ТЕХНИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБЪЕМНЫХ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ МАШИН**

*Розглянуті існуючі підходи до порівняльної оцінки і співставлення гідромашин різних конструкцій. Запропоновані критерії технічної ефективності об'ємних гідромашин. Приведено приклади їх вживання, рекомендовано узагальнений безрозмірний критерій технічної ефективності.*

***Ключові слова:** аналіз критеріїв; об'ємні гідромашини; критерії технічної ефективності; новий критерій ефективності.*

*Рассмотрены существующие подходы к сравнительной оценке и сопоставлению гидромашин различных конструкций. Предложены критерии технической эффективности объемных гидромашин. Даны примеры их применения, рекомендован обобщенный безразмерный критерий технической эффективности.*

***Ключевые слова:** анализ критериев; объемные гидромашини; критерии технической эффективности; новый критерий эффективности.*

Бурное развитие промышленной гидравлики и её возрастающая роль в промышленности, в том числе и горной, при обилии различных типов и конструкций гидромашин (ГМ) обуславливают необходимость проведения технико-экономического сравнения для принятия обоснованных решений по применению или определению наиболее перспективных направлений развития ГМ[1].

Поэтому, также как и в других областях техники, в настоящее время стоит вопрос объективного сравнения технического уровня различных типов ГМ. Этому препятствует отсутствие достаточно обоснованных критериев сравнения, что и делает задачу обоснования критериев достаточно актуальной.

### **Требования к критериям сравнения**

Когда принятие решений о приобретении или проектировании новой техники сопровождается повышенным риском, особенную актуальность приобретает объективная оценка ее технического уровня.

Для проведения сравнительной оценки технического уровня техники необходимо использовать комплекс показателей, позволяющих

сопоставить ее эффективность по различным характеристикам, которые можно разбить на несколько групп:

- показатели условий применения техники;
- геометрические параметры (в том числе габаритные размеры) машины и отдельных её элементов;
- энерго-механические параметры (тип энергии, мощность двигателя, крутящий момент, обороты, к.п.д. и др.);
- эксплуатационные показатели (обслуживание, ремонт, надежность, коэффициент готовности);
- требования безопасности, комфортности, охраны труда;
- технико-экономические данные (стоимость, окупаемость, ремонтпригодность, сложность изготовления и пр.).

Заметим, что не следует переоценивать достоверность приводимых различными фирмами данных, поскольку здесь может быть как их неосознанное искажение (например, когда машина еще не запущена в серию), так и вполне сознательная дезинформация, диктуемая требованиями рекламы, конкурентной борьбой за рынок и пр. Однако, несмотря на возможный разброс данных, можно полагать, что в своей совокупности эти неизбежные неточности при статистической обработке будут взаимно компенсированы и не помешают получить вполне реальное представление о тенденциях и закономерностях, которые проявляются в конструкции ГМ. Учитывая недостаточно достоверный характер, либо отсутствие некоторых исходных технических данных в доступной для анализа текущей информации, желательно выбрать такие их комбинации, чтобы они охватывали как можно более стабильные и распространенные показатели.

К техническим данным можно отнести (в скобках указаны обозначения размерности  $[l]$  – длина;  $[t]$  – время;  $[m]$  – масса;  $[F]$  – сила,  $[m \cdot l / t^2]$ ):

1. **Интенсивные** показатели ГМ

- $P$  – мощность (кВт),  $[F \cdot l / t] \sim [m l^2 / t^2]$ ;
- $M$  – крутящий момент  $[F \cdot l]$ ;
- $V_p$  – рабочий объем  $[l^3]$ .

2. **Экстенсивные** показатели ГМ

- $A$  – габаритные размеры (длина, диаметр, высота, м)  $[l]$ ;
- $V$  – общий объем машины  $[l^3]$ ;
- $m$  – общая масса машины, (т)  $[m] \sim \gamma \cdot [l^3]$ , где  $\gamma = \text{Const}$  – плотность материала;
- $p$  – давление рабочей жидкости  $[F / l^2]$ ;
- $\omega$  – угловая скорость (1/с),  $[1 / t]$ .

При указании размерности какого-либо показателя приведена оценка его пропорциональности геометрическим размерностям с целью

учета и дальнейшего исключения «масштабного» эффекта и получения безразмерной комбинации показателей техники. Поэтому одним из важнейших требований к результативным показателям при оценке технического уровня машины является их постоянство (инвариантность) при изменении масштаба (геометрических размеров) машины.

Целесообразно (а это всегда возможно) для единообразия и удобства использования так сформировать эти показатели, чтобы они при своем возрастании указывали на **повышение** технических качеств машины. Кроме того, как это отмечалось выше, изменение масштаба любого вида техники по возможности не должно приводить к существенному изменению значения показателя.

Независимо от способа формирования, набор показателей (критериев) в многокритериальной задаче должен удовлетворять определенным требованиям [2–4]:

- **Полнота**: использование любых дополнительных критериев не изменяет результатов решения задачи.
- **Декомпозируемость**: набор критериев обеспечивает возможность разбиения сложной задачи на отдельные, более простые части.
- **Неизбыточность**: показатели (критерии) не должны учитывать один и тот же аспект последствий.
- **Минимальность**: критерий должен содержать как можно меньшее количество показателей.
- **Измеримость**: критерий должен допускать возможность оценки интенсивности характеризуемого им свойства.
- **Безразмерность**: симплекс из параметров, входящих в критерий, должен быть безразмерным, что исключит ошибки, связанные с размерностью и позволит получить достаточно объективную оценку.

### Существующие критерии и их смысл

Набор критериев позволяет выделить те аспекты последствий, которые обычно принимают во внимание при сравнении различных вариантов техники [3].

Перечислим некоторые из этих критериев, в том или другом виде применяемых в настоящее время (см., например, [5]). При этом, учитывая правила мнемоники, обозначим их единообразно и с достаточной определенностью, так, соотношение производительности и массы через  $\lambda_{M/m} = M / t$ , где нижними индексами отражен смысл критерия:

1.  $\lambda_{M/m} = M / t$  – **критерий удельного момента**, т.е. крутящий момент, приходящийся на единицу массы, характеризует эффективность конструкторского решения с точки зрения материалоемкости и отражающий, какой момент дает каждая единица массы машины. Чем выше этот показатель, тем меньше удельная материалоемкость машины,

тем выше ее момент, приходящаяся на единицу массы, тем меньше следует ожидать затрат на материалы при изготовлении, тем ниже ее стоимость при прочих равных факторах.

2.  $\lambda_{P/m} = P/m$  – **критерий удельной мощности**, т.е. мощность гидромотора, приходящаяся на единицу массы. Показывает, насколько «активно» в конструкции использована каждая единица массы. Косвенно отражает использование новых прогрессивных и высокопрочных материалов в машине, ее силовую сбалансированность, экономию на вспомогательных деталях и узлах. Оценивает энерговооруженность единицы массы ГМ, косвенным образом позволяет оценить проблемы теплового баланса и т.д.

3.  $\lambda_{m/V} = m/V$  – **безразмерный критерий компактности**, обобщенный показатель плотности конструкции машины, характеризует эффективность использования пространства в конструкции машины. Чем выше этот показатель, тем меньше материалозатраты на единицу продукции машины, тем меньше габариты, тем легче монтировать и обслуживать машину. Критерий даёт оценку соотношения экстенсивных характеристик машины и позволяет судить об оптимальности конструкторских решений, особенно когда экстенсивные параметры ГМ выступают как лимитирующий фактор.

К этому перечню можно добавить и другие возможные критерии, которые в настоящее время применяют для оценки гидромашин в том или ином виде, такие, как скоростной показатель и др.

Однако множество критериев для одной и той же машины чрезвычайно затрудняют оценку её предпочтительности, поскольку могут быть противоречивыми, а поэтому не совсем удобны для суждения о конструкции ГМ. Кроме того, некоторые из них прямо зависят от давления рабочей жидкости или от числа оборотов, поэтому они не могут быть достаточно объективными инвариантами для оценки ГМ и будут давать значительный разброс при разных оборотах или рабочих давлениях даже для одной и той же конструкции. Это замечание следует в первую очередь отнести к критериям  $\lambda_{M/m}$  и  $\lambda_{P/m}$ . Первый из них прямо пропорционально зависит от рабочего давления, а второй – от числа оборотов, при этом всегда ГМ с большим рабочим давлением по критерию  $\lambda_{M/m}$  и с большим числом оборотов по критерию  $\lambda_{P/m}$  будут иметь преимущество над ГМ соответственно с низким давлением или низкооборотными.

### **Обобщённый критерий эффективности ГМ**

Исходя из выполненного анализа, можно попытаться получить обобщенный критерий качества машины, который позволял бы произвести «свертку» (объединение) основных технических данных, характеризующих ту или иную конкретную конструкцию. Это позволило бы



сравнивать различные ГМ одного и того же предназначения, даже не смотря на большие их конструктивные различия.

Таким **обобщенным безразмерным критерием технической эффективности**  $K_{TE}$  ГМ является комбинация основных технических параметров в виде следующих равнозначных симплексов, которым не присущи недостатки предыдущих критериев:

$$K_{TE} = \frac{M}{pV} = \frac{P}{\omega p V} = \frac{V_p}{2\pi V}.$$

Важно обратить внимание на то, что критерий  $K_{TE}$  является **безразмерным** и объединяет главные **интенсивные** параметры, – крутящий момент  $M$ , мощность  $P$  и рабочий объём  $V_p$ , и **экстенсивные** показатели ГМ – общий объём  $V$ , давление  $p$  и угловую скорость  $\omega$ , причём однозначно возрастание этого критерия свидетельствует об улучшении эффективности ГМ. В критерии  $K_{TE}$  устранено различие конструкций ГМ по давлению рабочей жидкости и угловой скорости, что важно для сопоставительного анализа и оценки ГМ.

Чем выше обобщенный безразмерный критерий технической эффективности  $K_{TE}$ , тем экономичнее машина, тем она компактнее, а ее конструкция более совершенна.

Обобщенный критерий эффективности  $K_{TE}$  дает научно обоснованную базу для объективного сравнения различных образцов ГМ, что важно на всех этапах их создания, проектирования и изготовления.

### **Сравнение объёмных гидромашин**

С целью продемонстрировать, как «работают» различные критерии оценки технической эффективности гидромашин, была произведена обработка технических данных большинства известных по разным источникам объёмных гидромашин. Для этого в таблице 1 приведено сравнение различных ГМ фирмы «Самм» [6].

Рабочий объём  $v$  этих гидромашин изменяется в пределах 0,006-0,161 дм<sup>3</sup>, рабочее давление  $p$  от 10 до 20 МПа при числе оборотов  $\omega$  = 750-1200 об/мин. Следует обратить внимание на то, что при этом самые распространённые критерии  $\lambda_{p/m}$  и  $\lambda_{M/m}$  меняются в довольно значительных пределах (в 5...10 раз). Только безразмерный критерий компактности  $\lambda_{m/pv}$  несколько лучше, т.к. он остаётся достаточно стабильным для этой марки гидромашин (в пределах 0,3-0,6) и показывает, что в ГМ этого типа присутствует большой незаполненный объём.

Таблица 1 – Сравнение гидромашин фирмы «Самм» по разным критериям

Тип ГМ	$v$ , дм <sup>3</sup>	$p$ , МПа	$M$ , кНм	$\omega$ , об/мин	$P_m$ , кВт	$V$ , дм <sup>3</sup>	$m$ , кг	$\lambda_{m/\rho V}$	$\lambda_{P/m}$ , кВт/кг	$\lambda_{M/m}$ , Нм/кг	$K_{TE2}$ *10 <sup>2</sup>
<b>MP10-6</b>	0,006	10,0	0,008	1200	0,66	1,02	4,5	0,57	0,12	0,178	8
<b>MP12-14</b>	0,014	12,5	0,02	800	3,25	1,72	3,7	0,28	1,10	0,519	11
<b>MP13-24</b>	0,025	10	0,03	750	2,50	1,89	4,8	0,33	0,69	0,625	16
<b>MP17-48</b>	0,048	10	0,06	750	4,60	4,88	11	0,29	0,56	0,545	12
<b>MP25-25</b>	0,025	20	0,07	750	5,00	3,06	9,5	0,40	0,70	0,342	11
<b>MP17-60</b>	0,059	10	0,07	750	5,80	4,88	11	0,29	0,70	0,673	15
<b>MP18-80</b>	0,081	10	0,10	750	8,50	6,35	13,8	0,28	0,82	0,710	15
<b>MP22-132</b>	0,132	10	0,15	750	11,9	8,02	19,5	0,31	0,81	0,744	18
<b>MP20-63</b>	0,063	20	0,18	750	14,7	7,03	22	0,40	0,89	0,405	13
<b>MP29-160</b>	0,161	20	0,29	750	26,5	18,40	59	0,41	0,60	0,242	8

В то же время обобщённый безразмерный критерий технической эффективности  $K_{TE}$  достаточно чётко характеризует эту марку ГМ, не подвергаясь большим изменениям при переходе от одного типоразмера к другому (размах изменений всего 8-18%). Тем самым такая оценка оказывается достаточно объективной и позволяет производить сравнение показателей не только однотипных ГМ, но и конструкций разных фирм. Однако отметим, что, тем не менее, обобщённый критерий  $K_{TE}$  не исключает применения остальных критериев, которые могут отражать некоторые специфические свойства ГМ, что может быть полезно при более детальном их анализе.

Опираясь на обобщённый критерий  $K_{TE}$  представляется возможным достаточно объективно оценивать качество не только уже существующей отдельной ГМ, но, что более важно, использовать критерий в процессе разработки её конструктивных параметров, а в дальнейшем разработать методологию оптимизации компоновки отдельных её деталей, что значительно облегчит задачи разработчика. В частности, можно при проектировании значительно сократить количество вариантов конструкций проектируемой ГМ, отбрасывая уже на предварительных стадиях инженерной проработки слабые решения и сосредотачивая усилия на наиболее эффективных вариантах.

Перспективным направлением использования обобщенного безразмерного критерия технической эффективности  $K_{TE}$  следует признать и возможность сравнения между собой различных классов однотипных ГМ существенно разных конструкций и принципов работы. Как видно из таблицы 1, для заданного класса ГМ фирмы «Самм» критерий колеблется в довольно ограниченном диапазоне ( $K_{TE} = 0,08 \dots 0,18$ ) и априори после сравнении с другим типом ГМ по данному критерию можно судить о целесообразности применения данной конструкции. Выполнение такого метаанализа различных типов конструкций ГМ и их обоснованное сопоставление является довольно актуальной задачей, представляющей не только теоретический, но и прямой практический интерес для специалистов в области промышленной гидравлики и пневматики.

### **Выводы**

1. Современное развитие промышленной гидравлики и пневматики, особенно в горной промышленности, требует разработки научно обоснованных критериев технической эффективности существующих и проектируемых гидромашин.

2. Проведён анализ интенсивных и экстенсивных технических показателей конструкций гидромашин и сформулированы требования, ко-

торым должны отвечать критерии технической эффективности. Рассмотрен физический смысл существующих критериев и выявлены при-  
сутствующие им недостатки.

3. Предложен новый критерий технической эффективности  $K_{TE}$  и показаны его преимущества, позволяющие оценивать различные типы ГМ и упростить выбор вариантов их конструктивных параметров при проектировании новых.

### **Библиографический список**

1. Аврунин Г.А. Экстремальные параметры современного гидропривода / Г.А. Аврунин, И.В. Грицай, И.В. Мороз // *Промислова гідравліка і пневматика*. – 2006. – №4. – С. 3–9.

2. Гафт М.Г. Принятие решений при многих критериях / М.Г. Гафт. – М.: Знание, 1979. – 64 с.

3. Литвинский Г.Г. О методах и критериях оценки технического уровня горной техники / Г.Г. Литвинский // *Технология и проектирование подземного строительства: вестник академии строительства*. – Донецк: Норд-Пресс. – 2003. – №3. – С. 62-77.

4. Keeney R.L., Raifla H. *Decisions with Multiple Objectives: Preference and Value Tradeoffs*. – New York: John Willey. – 1976.

5. Экспериментальные исследования потерь мощности в современных аксиально-поршневых гидромашинах для мобильной техники / Аврунин Г.А., Белый О.В., Кабаненко И.В. [и др.] // *Промислова гідравліка і пневматика*. – 2006. – №4. – С. 68–74.

6. Докукин А.В. Радиально-поршневые гидромоторы многократного действия: Конструкции, теория и расчет / Докукин А.В., Рогов А.Я., Фейфец Л.С. – М.: Машиностроение. – 1980. – 288 с.

*д.т.н. Фрумкин Р.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА ТРУДА И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПОДЗЕМНЫХ ГОРНЫХ РАБОТ**

*Запропоновано новий підхід щодо оцінки якості виконання технологічних процесів та робіт, який забезпечує контроль та управління ними.*

***Ключові слова:** процеси підземних гірничих робіт, якість праці, контроль, управління.*

*Предложен новый подход к оценке качества выполнения технологических процессов и работ, обеспечивающий контроль и управление ими.*

***Ключевые слова:** процессы подземных горных работ, качество труда, контроль, управление.*

**Актуальность проблемы и её связь с научными и практическими заданиями.** Основными причинами участвовавших за последние годы аварий с тяжёлыми, подчас катастрофическими последствиями, являются: нарушение технологической дисциплины, некомпетентность, бесхозяйственность, игнорирование требований Правил безопасности, законодательных актов и нормативных документов, банальное разгильдяйство. В ликвидацию их последствий включается вся страна, заделываются огромные материальные, финансовые и людские ресурсы, разрабатывается серия мер по предупреждению повторения аналогичных аварий. Такое ненормальное положение свидетельствует о необходимости разработки продуманной системы совершенствования результатов любой трудовой деятельности, надёжных методов контроля за качеством выполнения технологических процессов и исполнителей работ.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ публикаций, посвящённых рассматриваемой проблеме [1-5], показывает, что несмотря на значительный прогресс, достигнутый в этой области знаний, в угольной промышленности Украины и др. добывающих отраслях вопросы оценки качества выполняемых работ и технологических процессов изучены недостаточно, а применяемые методы их контроля не отвечают современным требованиям. Достаточно сказать, что наиболее надёжные статистические методы контроля здесь применяются крайне редко, что



объясняется рядом объективных причин: постоянной подвижностью рабочих мест, спецификой подземных условий труда, сложностью и высокой стоимостью метрологического обеспечения контроля и др.

**Постановка задачи.** Исходя из изложенного, основной целью настоящей публикации является разработка новой методики контроля за качеством выполняемых работ и технологических процессов, основанной на количественной оценке последствий ошибок, совершаемых в процессе трудовой деятельности, учитывающей специфику подземных горных работ и обладающей невысокой его стоимостью.

**Изложение материала и его результаты.** Качество выполнения любого процесса зависит от того, сопровождается ли он различными ошибками или выполняется исполнителями безошибочно.

Ошибки могут приводить к отрицательным результатам, влияющим на качество продукции или процесса, либо не иметь последствий. Кроме того, ошибки могут быть независимыми или взаимно исключаящими друг друга. Примером независимых ошибок является нарушение паспорта крепления лавы и подрубки кровли пласта исполнительным органом выемочной машины, а взаимоисключающих – переизмельчение угля и выход его из лавы с большой кусковатостью, превышающей установленные нормы и затрудняющей его транспортировку и обработку.

Возможность классификации ошибок и их последствий позволяет формализовать любой процесс добычи угля и осуществлять оперативный контроль, используя для этого ПЭВМ.

Трудность решения задачи заключается в определении характера ошибок.

Как правило, ни один процесс в течение более или менее продолжительного времени не выполняется безошибочно. Частота ошибок (отклонение от нормального хода производства) зависит от надёжности производственных систем. Кроме того, любая ошибка носит случайный вероятностный характер во времени и пространстве. Поэтому, оценивая качество выполняемого процесса или работы (качество исполнителей) в долях единицы или процентах, мы не можем принять в качестве высшего балла 1 (100%), так как в самой производственной системе уже заложена определённая доля вероятности ошибки. Следовательно, за базисный уровень отсчёта при оценке качества любого процесса или работы исполнителя можно принять некоторую заранее вычисленную вероятностную величину, полученную с учётом уровня надёжности производственной системы, качественных характеристик техники, технологии, достигнутого уровня организации производства и труда. При этом нужно иметь в виду, что такая базисная величина по мере развития контролируемой системы, как правило, изменяется в сторону её ужесточения.

Алгоритм определения базисного оценочного уровня контролируемой системы разработан М.И.Крулькевичем [6] и представлен им в следующем виде.

Пусть деятельность системы (бригады, звена, исполнителя и др.) в течение определённого времени (смены, недели, месяца и т.д.) включает  $m$  разных типов процессов с индексом  $j$  ( $j = 1, 2, \dots, n$ ). Обозначим через  $P_{ij}$  вероятность того, что при выполнении  $j$ -го процесса возникает ошибка  $i$ -го вида, а через  $S_{ij}$  – условную вероятность того, что появление  $i$ -го вида ошибки в ходе выполнения  $j$ -го процесса приведёт к каким-либо отрицательным последствиям. Следовательно, произведение  $P_{ij} \cdot S_{ij}$  определяет абсолютное значение вероятности отрицательных последствий в результате возникновения ошибки  $i$ -го вида при выполнении  $j$ -го процесса. Вероятность отсутствия ошибки и её отрицательного последствия  $P_j$  будет равна  $1 - P_{ij} \cdot S_{ij}$ .

Если полагать виды ошибок независимыми, то [6]:

$$P_j = \prod_{i=1}^{N_j} (1 - P_{ij} \cdot S_{ij}). \quad (1)$$

Если считать ошибки взаимно исключающими друг друга, то

$$P_j = 1 - \sum_{i=1}^{N_j} P_{ij} \cdot S_{ij}. \quad (2)$$

Вероятность отсутствия отрицательного последствия при выполнении любого  $j$ -го процесса равна:

$$Q_j = P_j^{n_j}. \quad (3)$$

Общая вероятность отрицательного последствия хотя бы одного процесса равна:

для случая, когда ошибки независимы:

$$Q_{общ} = 1 - \prod_{j=1}^m P_j = 1 - \prod_{j=1}^m \left[ \prod_{i=1}^{N_j} (1 - P_{ij} \cdot S_{ij}) \right]^{n_j}; \quad (4)$$

для случая, когда ошибки взаимно исключающие:

$$Q_{общ} = 1 - \prod_{j=1}^m P_j = 1 - \prod_{j=1}^m \left( 1 - \sum_{i=1}^{N_j} P_{ij} \cdot S_{ij} \right)^{n_j}. \quad (5)$$

Вероятностная величина  $Q_{общ}$  может служить базисным оценочным уровнем контролируемой системы (объекта) при оценке её качественной характеристики (качество продукции, процессов производства, исполнителей).

Чем меньше фактический показатель контролируемой системы, тем более высокий уровень качественной характеристики этой системы. Иначе говоря, при более низких значениях  $Q_{общ}$  контролируемая система (объект) обеспечивает и более низкую вероятность отрицательных последствий.

Методику определения базисного оценочного показателя покажем на конкретном примере оценки уровня качества работы бригады рабочих очистного забоя.

В основу оценки качества работы бригады положена оценка выполняемых в очистном забое процессов. Выемка угля в лаве осуществляется комбайном, а на концевых её участках – буровзрывным способом. Другие условия работы ясны из таблиц 1 и 2.

Определяем вероятность отсутствия ошибки и её отрицательного последствия для каждого процесса  $j$  для условий, когда допускаемые ошибки будут независимыми:

для первого процесса (выемка угля комбайном)

$$P_1 = (1 - 0,1 \cdot 0,6)(1 - 0,15 \cdot 0,3) = 0,90;$$

для второго процесса (нагнетание воды в пласт)

$$P_2 = (1 - 0,3 \cdot 0,9)(1 - 0,2 \cdot 0,9) = 0,60;$$

для третьего процесса (управление кровлей)

$$P_3 = (1 - 0,2 \cdot 0,4)(1 - 0,1 \cdot 0,3) = 0,89.$$

Определяем вероятность отсутствия отрицательных последствий:  
для первого процесса

$$Q_1 = P_1^2 = 0,90^2 = 0,81;$$

для второго процесса

$$Q_2 = P_2^2 = 0,6^2 = 0,36;$$

Таблица 1 – Исходные данные для определения уровня качества работы бригады, осуществляющей очистную выемку угля в лаве (ошибки в выполнении процессов независимые)

№ п/п	Процесс	Вид ошибки	Вероятность ошибки	Вид последствия ошибки	Вероятность последствия ошибки
1	2	3	4	5	6
1	Выемка угля комбайном $j = 1, n_j = 2$	Рабочая скорость комбайна не соответствует фактической крепости и строению пласта, $i = 1$	$P_{11} = 0,10$	Искривление линии забоя лавы	$S_{11} = 0,6$
		Подрубка кровли или почвы пласта исполнительным органом выемочной машины, $i = 1, N_1 = 2$	$P_{21} = 0,15$	Засорение угля породами кровли и почвы	$S_{21} = 0,3$
2	Нагнетание воды в пласт $j = 2, n_j = 2$	Отдельные участки пласта увлажняются недостаточно, $i = 1$	$P_{12} = 0,30$	Большая запылённость воздуха	$S_{12} = 0,9$
		Отдельные участки пласта остаются не пропитанными водой, $i = 1, N_2 = 2$	$P_{22} = 0,20$	Большая запылённость воздуха. Наличие крупногабаритных кусков угля	$S_{22} = 0,9$
3	Управление кровлей в лаве стой- ками ОКУм $j = 3, n_j = 2$	Одновременная посадка кровли на нескольких участках, $i = 1$	$P_{13} = 0,20$	Повышение опасности обрушения кровли. Возникновение помех для выполнения др. операций	$S_{13} = 0,4$
		Не соблюдается расстояние между стойками ОКУм по падению пласта, $i = 1, N_3 = 2$	$P_{23} = 0,10$	Повышение опасности обрушения кровли	$S_{23} = 0,3$

Таблица 2 – Исходные данные для определения уровня качества работы бригады, осуществляющей очистную выемку угля в лаве (ошибки в выполнении процессов взаимоисключающие)

№ п/п	Процесс	Вид ошибки	Вероятность ошибки	Вид последствия ошибки	Вероятность последствия ошибки
1	2	3	4	5	6
1	Крепление забоя, $j = 1, n_j = 2$	Установка комплектов крепи на расстоянии, превышающем установленную паспортную величину, $i = 1$	$P_{11} = 0,1$	Повышение опасности обрушения кровли. Засорение угля породами кровли	$S_{11} = 0,1$
		Установка комплектов крепи на расстоянии, менее установленной паспортной величины, $i = 1, N_1 = 2$	$P_{21} = 0,1$	Увеличение трудоёмкости работ	$S_{21} = 0,8$
2	Буровзрывные работы в нишах, $j = 2, n_j = 2$	Шпуры бурятся на расстоянии менее установленной паспортной величины, $i = 1$	$P_{12} = 0,1$	Переизмельчение угля после взрывания шпуров. Увеличение трудоёмкости работ	$S_{12} = 0,3$
		Шпуры бурятся на расстоянии более установленной паспортной величины, $i = 1, N_2 = 2$	$P_{22} = 0,1$	Наличие крупногабаритных кусков угля	$S_{22} = 0,6$
3	Управление кровлей с помощью посадочных стоек ОКУМ $j = 3, n_j = 2$	Возведение контрольных стоек более высокой плотности, чем предусмотрено паспортном, $i = 1$	$P_{13} = 0,2$	Увеличение трудоёмкости работ	$S_{13} = 0,6$
		Возведение контрольных стоек плотностью, менее предусмотренной паспортном, $i = 1, N_3 = 2$	$P_{23} = 0,2$	Повышение опасности обрушения кровли	$S_{23} = 0,5$



для третьего процесса

$$Q_3 = P_3^2 = 0,89^2 = 0,79.$$

Общая вероятность отрицательного последствия хотя бы одного процесса:

$$Q_{\text{общ}} = 1 - (1 - 0,81 \cdot 0,36 \cdot 0,79) = 0,23.$$

Для данных, когда ошибки взаимоисключающие (табл.2), вероятность отсутствия ошибки:

для первого процесса:

$$P_1 = 1 - (0,1 \cdot 0,1 + 0,1 \cdot 0,8) = 0,91;$$

для второго процесса:

$$P_2 = 1 - (0,1 \cdot 0,3 + 0,1 \cdot 0,6) = 0,91;$$

для третьего процесса:

$$P_3 = 1 - (0,2 \cdot 0,6 + 0,2 \cdot 0,5) = 0,78.$$

Вероятность отсутствия отрицательного последствия:  
для первого процесса

$$Q_1 = P_1^2 = 0,91^2 = 0,83;$$

для второго процесса

$$Q_2 = P_2^2 = 0,91^2 = 0,83;$$

для третьего процесса

$$Q_3 = P_3^2 = 0,78^2 = 0,61.$$

Общая вероятность отрицательного последствия хотя бы одного процесса:

$$Q_{2\text{общ}} = 1 - (1 - 0,83 \cdot 0,83 \cdot 0,61) = 0,42.$$

Приведенная методика весьма удобна для практического применения по малооперационным процессам и работам или фиксированным событиям.

Например, процессы "выемка угля с помощью угольного комбайна", "передвижка конвейера" и т.п. удобно принимать для учёта без разделения их на операции. В приведенных же примерах (табл.1 и 2) преднамеренно взяты многооперационные процессы с тем, чтобы показать возможность их анализа с разделением на операции. В самом деле, такой процесс как "производство БВР в лаве" состоит из многих операций, из которых даже укрупнённо можно выделить многие десятки на один технологический цикл выемки. Например, непосредственно операция "бурение шпуров" по длине лавы количественно выражается числом 100, 150 и т.д., тогда как в целом рабочий процесс "производство буровзрывных работ" может быть принят за единицу на один технологический цикл.

Как же в условиях многооперационных процессов определить вероятность ошибки? Исходные данные можно получить по результатам хронометражных наблюдений на анализируемых рабочих местах или на рабочих местах, находящихся в аналогичных производственных условиях. Например, по данным специальных замеров установлено, что вследствие неоднородности пласта, его трещиноватости из 100 пробуренных шпуров 10 оказалось непреднамеренно более длинными, чем предусмотрено паспортом. Следовательно, вероятность такой ошибки составляет 0,1 ( $10 : 100$ ) на один технологический цикл выемки. Аналогично, путём специальных наблюдений, определяется вероятность последствия ошибки. Например, из 10-и циклов в 6-и случаях при вероятности ошибки равной 0,1 забой лавы оказался искривлённым. Тогда вероятность последствия ошибки  $S$  составит  $6 : 10 = 0,6$ .

Поскольку любой процесс работы практически поддаётся формализации, то это даёт возможность широкого применения ПЭВМ для учёта и контроля качества её выполнения с заданной периодичностью (ежемесячно, подекадно, еженедельно и ежесменно).

Так как не все ошибки в выполнении работ могут приводить к каким-либо серьёзным последствиям, то для управления качеством труда и материальной заинтересованности коллективов (бригад) в результатах своей работы величины  $Q_{\text{общ}}$  следует нормировать и закрепить в стандартах предприятий. При фактической величине  $Q_{\text{общ}}^{\text{факт}}$  менее нормативной, коллектив (бригаду, звено) следует премировать с применением одной из существующих систем материального стимулирования, а если она оказывается более нормативной – снижать фонд оплаты труда или же полностью браковать выполненный объём работ с обязательным их исправлением.

### **Выводы:**

- предложена новая методика контроля за качеством выполнения работ и технологических процессов, учитывающая специфику подземных горных работ, сложность и высокую стоимость метрологического обеспечения контроля, осуществляемого известными статистическими методами;

- методика применима для решения обширного класса управленческих задач, связанных с повышением эффективности функционирования предприятий горнодобывающего комплекса и их технологических звеньев.

### **Библиографический список**

1. Рахутин Г.С. *Управление на угольных предприятиях качеством труда, процессов и продукции* / Г.С.Рахутин, С.Ц.Голод. – М.: Недра, 1983. – 240 с.

2. Авербух Б.А. *Оценка качества технологического процесса* / Б.А.Авербух // *Стандарты и качество*. – 1982. – № 10. – С. 30-31.

3. Коуден Д. *Статистические методы контроля качества* / Д.Коуден. – М.: Гос. изд-во физ.-матем. литературы, 1961. – 623 с.

4. Сакато Сиро. *Практическое руководство по управлению качеством* / Сакато Сиро. – М.: Машиностроение, 1980. – 215 с.

5. Харрингтон Дж. *Управление качеством в американских корпорациях* / Харрингтон Дж. – М.: Экономика, 1990. – 272 с.

6. Крулькевич М.И. *Оптимизация оперативного управления угольной шахтой* / М.И.Крулькевич, К.Ф.Сапицкий. – М.: Недра, 1978. – 231 с.

*д.т.н. Литвинский Г.Г.,  
Ковалёв Г.П.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## РАЗРАБОТКА АКСИАЛЬНЫХ ГИДРОМАШИН НОВОГО ТИПА

*Розглянуті питання розвитку аксіально-поршневих гідромашин. Запропонована конструкція нового типу гідромашини аксіальної з корончатим плунжером (ГМАК). Дано методiku розрахунку основних параметрів ГМАК. Приведені технічні характеристики ГМАК різних типорозмірів, зроблено порівняльний аналіз серійних гідромашин і ГМАК, показано переваги запропонованої конструкції.*

**Ключові слова:** аксіально-поршнева гідромашина, аксіальний тип, розрахунок параметрів, технічна характеристика, порівняльний аналіз.

*Рассмотрены вопросы развития аксиально-поршневых гидромашин. Предложена конструкция нового типа гидромашины аксиальной с корончатым плунжером (ГМАК). Дана методика расчёта основных параметров и технические характеристики ГМАК. Приведены технические характеристики ГМАК различных типоразмеров, дан сравнительный анализ серийных гидромашин и ГМАК.*

**Ключевые слова:** аксиально-поршневая гидромашинка, аксиальный тип, расчёт параметров, техническая характеристика, сравнительный анализ.

### Введение

В настоящее время наблюдается интенсивное развитие объемного гидропривода в соответствии с техническим прогрессом горного оборудования. Так, в промышленности вообще, а в горной – в частности, получили широкое распространение гидромашин [1] различных типов: аксиально- и радиально-поршневые; шестеренчатые – героторные и орбитальные, винтовые; пластинчатые и др.

Из всего многообразия объемных гидромашин следует выделить высокомоментные гидромоторы (ГМ), в первую очередь – радиально-поршневые нерегулируемые многократного действия, рабочий объем которых достигает сотен дм<sup>3</sup> и более.

К преимуществам этого типа гидромашин можно отнести высокий крутящий момент, низкие обороты, высокий общий КПД (более 90%), что позволило им занять лидирующее положение в безредукторных приводах. Однако эти гидромоторы сложны по конструкции, имеют

большие габариты и массу, имеют высокую стоимость. Большие габаритные размеры ограничивают их применение в мобильных и стационарных силовых установках.

Широкое применение для мобильной техники получили аксиальные ГМ в основном благодаря небольшим габаритам. Аксиальные ГМ относятся к классу машин однократного действия, что не позволяет их использовать в безредукторном приводе, т.к. они высокооборотные. Этим ГМ присущи низкий крутящий момент, малый рабочий объём. Как указывается в работе [1], отсутствуют аксиальные ГМ больших рабочих объёмов.

Поэтому перед конструкторами стоит важная задача обеспечить в одном ГМ преимущества радиальных и исключить недостатки аксиальных, т.е. добиться для аксиальных ГМ высокого крутящего момента при низких оборотах.

Эту задачу можно решить либо путём совершенствования существующих конструкций (минимизация массы, габаритов, повышение давления рабочей жидкости, выходной мощности и момента и др.), или поиском новых принципов работы и создания новых типов гидромашин с резко улучшенными удельными показателями.

Цель данной работы – разработка нового типа аксиальной гидромашин многократного действия. Эта цель достигается путём решения следующих задач:

- создать новый тип аксиальных гидромашин;
- разработать методику расчёта её параметров;
- произвести сравнительный анализ новой и существующих типов гидромашин.

#### **Разработка новой аксиальной гидромашин**

Как показал предварительный анализ существующих объёмных ГМ, общими их недостатками являются большие габаритные размеры, низкие соотношения мощности и момента к единице массы, сложность отдельных деталей и узлов, высокая их стоимость.

Укажем общие конструктивные недостатки поршневых ГМ:

- однократность действия аксиальных ГМ, что ведёт к высоким оборотам выходного вала;
- неравномерность вращения и пульсирующий крутящий момент на валу;
- не используется обратный ход поршня в рабочем цикле, что в разы снижает технические характеристики машин;
- поршни подвергаются изгибу, что значительно ограничивает их работоспособность.



Эти конструктивные недостатки влекли за собой низкий удельный крутящий момент, высокую угловую скорость выходного вала, большие габаритные размеры и массу, сложность и дороговизну изготовления и др.

Требования к новой гидромашине основаны на преодолении недостатков у существующих конструкций и состояли в следующем:

- простота конструкции деталей и узлов, их изготовлении и эксплуатации;

- высокие удельные технические показатели, в несколько раз превышающих достигнутый уровень для данного класса гидромашин, в первую очередь по удельному моменту и числу оборотов;

- возможность использования ГМ в условиях жёсткого ограничения габаритных размеров, в частности, в безредукторных гидрообъемных трансмиссиях;

- перекрытие всего диапазона требуемых в промышленности крутящих моментов и мощностей, расширение диапазона изменения оборотов в сторону низких оборотов выходного вала.

### **Описание конструкции и работы новой ГМ**

В основу разработки высокомоментного аксиального гидромотора многократного действия положено замена поршневой группы принципиально новым вытеснителем в виде корончатого плунжера, который преобразует своё возвратно-поступательное перемещение под действием рабочей жидкости во вращательное движение выходного вала по принципу работы двустороннего торцового зубчатого механизма и использование в рабочем цикле как прямого, так и обратного хода. Поэтому, сообразуясь с главной особенностью вытеснителя в виде корончатого плунжера, новый тип аксиальной гидромашины уместно назвать ГМАК – гидромашина аксиальная корончатая.

Конструкция предлагаемой ГМ представлена на рис. 1. Гидромашина аксиальная ГМАК состоит из корпуса 1, который выполнен в виде стакана с центральным отверстием, внутри которого размещено рабочее звено – ротор (блок вытеснителей) 2 с выходным валом 3, установленным на упорно-радиальных подшипниках 4. Ротор 2 выполнен как тело вращения цилиндрической формы, с одной стороны он переходит в выходной вал 3, а с другой – имеет центральную проточку для установки гидрораспределителя 5 высокого давления.

С обеих сторон ротора 2 выполнены аксиальные проточки со шлицами 6. В средней части ротора 2 расположены два ряда радиальных сквозных отверстий 7 для поочерёдной подачи в две кольцевые рабочие камеры 8 жидкости высокого давления. В цилиндрической стенке корпуса 1 размещены в шахматном порядке два ряда радиальных отверстий 9 для поочерёдного отвода из рабочей камеры 8 жидкости. Внутри корпуса 1 со стороны вала 3 жестко закреплено упорное кольцо 10.

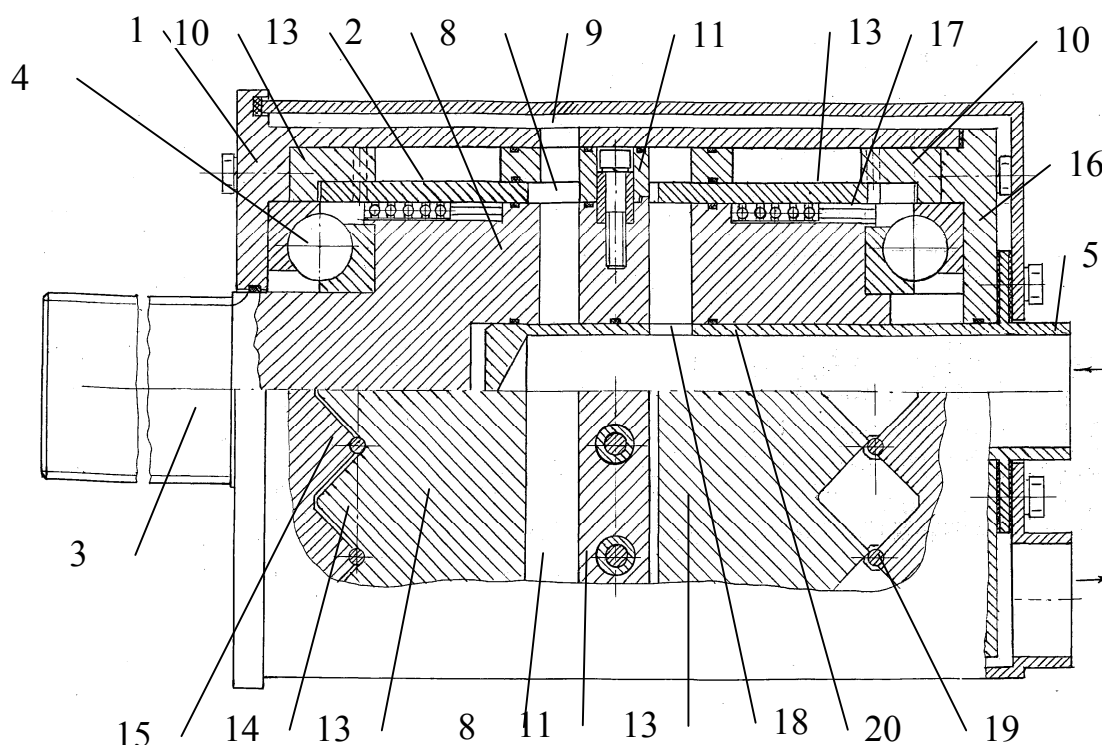


Рисунок 1 – Общий вид гидромашины АК

Распределитель низкого давления 11 жёстко установлен на внешней стороне ротора 2 и представляет собой втулку с двумя рядами радиальных отводных отверстий 12 и подающих отверстий 7.

Внутри ротора 2 установлены вытеснители в виде двух корончатых плунжеров 13. Они снабжены торцевыми зубьями 14 с возможностью постоянного взаимодействия с ответными торцевыми зубьями 15 двух корончатых упорных колец 10, которые жестко закреплены – один на несущем корпусе 1, а другой – на крышке 16.

Кроме того, на внутренней поверхности корончатых плунжеров 13 по всему периметру расположен ряд шлицов 17, находящихся в контакте через тела качения 18 с ротором 2. На концах зубьев 15 упорных колец 10 выполнены выступы, а в их опорных гнездах установлены ролики 19.

Распределитель высокого давления 5 представляет собой трубу 20 с двумя рядами расположенных в шахматном порядке радиальных сквозных отверстий 21 и с глухим со стороны вала 3 дном.

Труба 20 закреплена через фланец на крышке 16, которая представляет собой фланец, имеющий в центре цилиндрическое отверстие для прохода распределителя высокого давления 5. На внутренней боковой поверхности крышки 16 жестко закреплено упорное кольцо 10.

Гидромашина аксиальная ГМАК работает следующим образом.

При подаче жидкости через распределитель 5 высокого давления в одну из рабочих камер 8 ротора 2 корончатый плунжер 13 совершает поступательное перемещение (рабочий ход) в направлении упорного кольца 10, и своими зубьями 15 отталкивается от его неподвижных роликов 19, получая вращение. Тем самым возвратно-поступательное движение плунжеров 13 преобразуется во вращательное движение выходного вала 3. В это время другой корончатый плунжер 13 набегает своими зубьями 14 на ролики 19 упорного кольца 10 и совершает обратный ход, поступательно двигаясь от упорного кольца 10 к центру ротора 2. При этом объём рабочей камеры 8 уменьшается и жидкость вытесняется через сквозные отверстия 12 в сливную магистраль.

После окончания прямого хода корончатого плунжера 13 распределители высокого 5 и низкого 11 давления переключают движение рабочей жидкости на противоположное, т.е. высокое давление подается в рабочую камеру 8 уже другого корончатого плунжера 13 и полуцикл повторяется. Противостоящие корончатые плунжеры 13 работают в противофазе.

Как видно из конструктивных особенностей ГМАК, рабочий объём существенным образом зависит от количества зубьев корончатых плунжеров и, следовательно, чем меньше угловая скорость выходного вала, тем больше рабочий объём и число зубьев. С позиций классификации объёмных ГМ, ГМАК относится к машинам многократного действия, а именно –  $2z$ -кратного, где  $z$  – число зубьев корончатого плунжера.

### **Методика расчёта ГМАК**

В основу методики расчёта положена идея оптимизации параметров ГМАК в соответствии с исходными данными, для достижения максимальной эффективности (момент и мощность) при минимальных весе и объёме. Особенность расчёта ГМАК заключается в том, что за базу конструктивных размеров при проектировании положен диаметр выходного вала, соответствующий заданному крутящему моменту. Расчёт проводим без учёта объёмного и гидромеханического КПД, что следует учесть при реальном проектировании ГМ (мощность будет меньше на 5...7%).

В качестве исходных данных для расчета ГМАК приняты:

$M$  - крутящий момент на выходном валу, кНм;

$\omega$  – угловая скорость, рад/с,

$\nu$  – частота циклов,  $\nu = 50$  1/с.

Для расчёта необходимо последовательно определить:

1) момент сопротивления выходного вала,  $W$ , м<sup>3</sup>

$$W = M / \tau_R,$$

где  $\tau_R$  – предел выносливости материала вала, МПа; принимаем  $\tau_R = 92$  МПа;

2) наружный диаметр шлицевого вала,  $d_s$ , м

$$d_s = (16 * W / \pi)^{1/3} + b,$$

где  $b$  – высота шлицов, принять согласно стандарту, м;

3) расчетный внутренний диаметр упорно-радиального подшипника  $d_p$ , м, который следует округлить до 0 или 5 мм в большую сторону согласно каталогу подшипников

$$d_p = d_s + 0,007,$$

где 0,007 – минимальный размер буртика для ступицы детали, установленной на выходной вал, м;

4) наружный диаметр того же подшипника  $D_p$ , м

$$D_p = d_p + B,$$

где  $B$  – высота подшипника, взятая из каталога подшипников, м;

5) внутренний диаметр корончатого плунжера,  $d_k$ , м

$$d_k = D_p + 0.002,$$

где 0,002 – необходимый зазор между плунжером и валом;

6) длину плунжера  $b_p$ , определяем как корень кубического уравнения (в пакете Mathcad графически или методом подбора):

$$\pi p b_p (d_k + b_p)^2 = 200M ;$$

7) средний диаметр корончатого плунжера,  $d_h$ , м

$$d_h = d_k + b_p ;$$

8) число зубьев корончатого плунжера

$$z = 2\pi v / \omega ;$$

9) рабочая площадь корончатого плунжера,  $A_p$ , м<sup>2</sup>

$$A_p = \pi b_p d_h;$$

10) рабочий объем ГМАК,  $V_p$ ,

$$V_p = 2\pi M / p;$$

11) длина хода корончатого плунжера,  $l_x$ , м

$$l_x = V_p / (2A_p z);$$

12) наружный диаметр ГМАК,  $D_m$  м

$$D_m = 1.5d_h,$$

где 1,5– коэффициент, учитывающий соотношение диаметра ГМ и среднего диаметра плунжера;

13) длина корпуса ГМАК,  $L_m$ , м

$$L_m = 2(0.5d_k + l_x + 0.1),$$

где 0,1– размер, учитывающий толщину упорного кольца и стенки корпуса ГМ, м;

14) объем ГМАК,  $V_m$ , м

$$V_m = 0.785 D_m^2 L_m;$$

15) масса гидромашины,  $m$ , кг

$$m = \rho V_m K_k,$$

где:  $\rho$  – плотность материала, кг/м<sup>3</sup>

$K_k = m / V_m \rho$  - безразмерный критерий компактности, для ГМАК принято  $K_k = 0,7$ ;

16) теоретическая мощность  $P$ , кВт

$$P = \omega M.$$

Таким образом, методика расчёта ГМАК достаточно проста и может быть легко запрограммирована для вычислений в известных пакетах Mathlab и Mathcad, что даёт возможность проведения многовариантных расчётов с целью оптимизации параметров.

### Сравнительный анализ ГМ

Проведём оценку технических параметров разработанной гидромашины ГМАК и сравним её с серийными, чтобы судить об её перспективности. С этой целью были проведены расчёты (таблица 1) возможных типоразмеров ГМАК, при этом варьировались исходные данные в следующих диапазонах:

а) крутящий момент  $M = (1 - 1000)$  кНм;

б) число оборотов  $\omega = (5 - 50)$  рад/с.

Таблица 1 – Технические характеристики гидромашин типа ГМАК

$V_p$ , дм <sup>3</sup>	$p$ , МПа	$M$ , кНм	$\omega$ , рад/с	$P$ , кВт	$V_m$ , дм <sup>3</sup>	$m$ , кг	$K_{TE}$
0,2	32	1,00	20	20,0	4.9	29.4	0.6
1,0	32	5,0	10	50	8.9	49	1.8
2,0	32	10,0	10	100	9.2	51	2.4
2,0	32	10,0	20	200	15	82	2.3
3,9	32	20,0	10	200	19	106	3.2
3,9	32	20,0	20	400	20	111	3.1
9,8	32	50,0	10	500	34	182	4,7
9,8	32	50,0	20	$10^3$	35	194	4,4
20	32	100	10	$10^3$	55	304	5,7
20	32	100	20	$2 \cdot 10^3$	59	322	5.3
40	32	200	10	$2 \cdot 10^3$	87	479	7.2
40	32	200	20	$4 \cdot 10^3$	93	510	6,7
196	32	$10^3$	10	$10^4$	321	1761	9.8
196	32	$10^3$	20	$2 \cdot 10^4$	346	1898	9.1

Приступим к сравнению новой и серийных гидромашин, данные о которых взяты из доступных источников [1-3]. Для объективного сравнения различных конструкций гидромашин необходимо использовать критерии, которые удовлетворяют требованиям безразмерности, полноты, минимальности, избыточности и измеримости.

Для этого воспользуемся обобщённым безразмерным критерием технической эффективности гидромашин  $K_{TE}$  [4], который удовлетворяет вышеуказанным требованиям и вычисляется как ряд равноценных безразмерных силовых, составленных из наиболее важных параметров гидромашин:

$$K_{TE} = \frac{M}{pV} = \frac{P}{\omega pV} = \frac{V_p}{2\pi V}.$$

Наряду с этим обобщённым критерием  $K_{TE}$  применим для сопоставления и известные критерии, которые в том или ином виде используются в промышленной гидравлике:

$\lambda_{M/m} = M / m$  – **критерий удельного момента**, т.е. крутящий момент, приходящийся на единицу массы;

$\lambda_{P/m} = P / m$  – **критерий удельной мощности**, т.е. мощность гидромотора, приходящаяся на единицу массы.

Достоинства и недостатки существующих критериев достаточно подробно обсуждаются в работе [4].

Как следует из табл. 1, новый тип ГМ относится к классу высокомоментных низкооборотных машин, которые имеют широкий диапазон изменения мощности и характеризуются довольно высоким обобщённым безразмерным критерием технической эффективности  $K_{TE}$ , который изменяется в пределах от  $K_{TE} = 0,6$  для малого рабочего объёма ( $V_p = 0,2 \text{ дм}^3$ ) до  $K_{TE} = (7 \dots 8)$  для машин ГМАК с рабочим объёмом  $V_p = 100 \dots 200 \text{ дм}^3$ .

Проведём сопоставление гидромашин по традиционным критериям  $\lambda_{P/m} = P / m$  (рисунок 2)  $\lambda_{M/m} = M / m$  (рисунок 2).

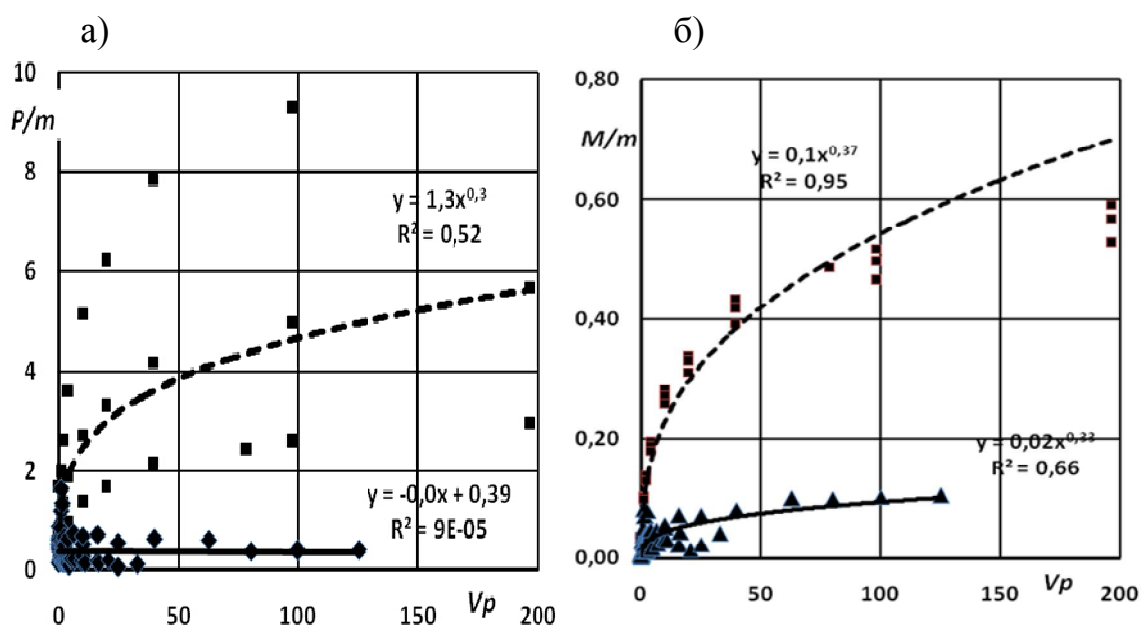


Рисунок 2 – Зависимость от рабочего объёма  $V_p, л$  для серийных (сплошная) и корончатых (штриховая линия) ГМ а) удельной мощности  $P / m$  и б) удельного момента  $M / m$

Здесь представлены существующие серийные (всего 74 радиально-поршневых и 12 аксиально-поршневых гидромашин различных конструкций) гидромашин и новые объёмные типа ГМАК. Из полученных массивов данных сформировать удовлетворительную линию тренда не пред-



ставляется возможным, поскольку критерии удельного момента  $M/m$  и удельной мощности  $P/m$  претерпевают существенный разброс.

Отсюда следует, что данные критерии, хотя и обладают простотой и наглядностью сопоставления, однако не могут выполнять функцию сравнения различных ГМ и нуждаются в замене. Это показывают и весьма низкие квадраты коэффициентов корреляции  $R^2$ , принимающие значения существенно ниже 1, особенно для критерия удельного момента, когда он оказался равным  $R^2 < 10^{-3}$ . Тем не менее, из сопоставления не только графиков, но и отдельных данных нетрудно заметить, что линия тренда новой ГМ типа ГМАК значительно (в 4-5 и более раз) превышает линию тренда серийных ГМ.

Для ГМАК разброс по критериям  $\lambda_{P/m}$  и  $\lambda_{M/m}$  особенно велик. Так, по удельной мощности высокооборотные машины имеют в несколько раз больший показатель. Такой же неоправданный разброс даёт критерий удельного момента для гидромашин с разным рабочим давлением. Но, тем не менее, даже по этим критериям предложенная гидромашин ГМАК всегда превосходит существующие гидромашин сопоставимых выходных параметров.

Поскольку упрощённые существующие критерии  $\lambda_{P/m}$  и  $\lambda_{M/m}$  оказались малосостоятельными, представляет особый интерес сравнить гидромашин по обобщённому безразмерному критерию технической эффективности  $K_{TE}$  [4] (рисунок 3).

Из сопоставления полученных линий тренда для серийных и нового типа гидромашин можно заключить, что достоверность и информативность нового критерия  $K_{TE}$  значительно выше. Так, для новой ГМ типа ГМАК показатель  $R^2 = 0,95$ , что позволяет считать линию тренда почти детерминированной зависимостью. Вполне достаточным является значение показателя  $R^2 = 0,65$  для серийных ГМ, хотя при малых рабочих объёмах этих ГМ наблюдается значительный его разброс.

Самым существенный вывод из сравнения гидромашин – то, что гидромашин ГМАК во всём диапазоне изменения рабочего объёма значительно (в 3...4 и более раз) превосходят серийные ГМ. Достаточно показательным является и сравнение серийных и новых ГМ по габаритам. Для этого построим графики изменения общего объёма серийных и новых ГМ от рабочего объёма  $V_p$ . (рисунок 3).

Анализ графиков показывает, что серийные ГМ значительно уступают по габаритам новой конструкции, причём различие достигает 4-5 и более раз. Отметим характерную особенность ГМ типа ГМАК, состоящую в том, что большинство его параметров изменяются по степенной зависимости для существующих и обобщённому  $K_{TE}$  критериев, возрастая по мере увеличения рабочего объёма.

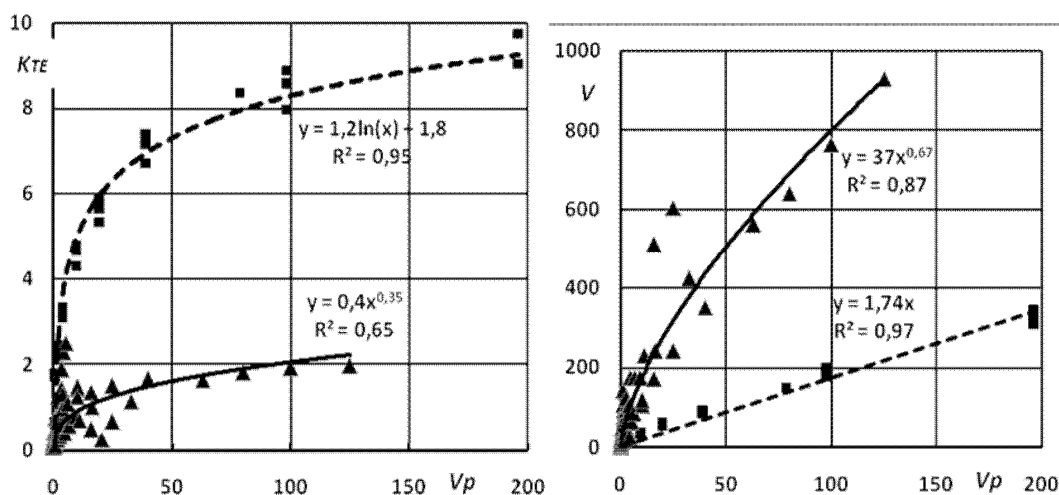


Рисунок 3 – Сравнение серийных (сплошная) ГМ и ГМАК (штриховая линия) по а) обобщенному критерию  $K_{TE}$  и б) общему  $V$ , л как функции от рабочего объема  $V_p$ , л

### Выводы

Проведенные исследования позволяют заключить:

1. Существующие конструкции объёмных ГМ в основном исчерпали возможности своего дальнейшего совершенствования, их интенсивные и экстенсивные параметры не вполне удовлетворяют возросшим требованиям промышленности.

2. Сформулированы главные требования, которым должны удовлетворять конструкции объёмных ГМ, на основании чего была разработана высокомоментная объёмная аксиальная ГМ нового типа – ГМАК (гидромашина аксиальная корончатая), главной отличительной особенностью которой является новая конструкция вытеснителя, выполненного в виде кольцевого плунжера.

3. Разработана методика расчёта ГМАК, позволяющая конструктору не только выполнить полный выбор конструктивных параметров гидромашин типа ГМАК, но и произвести оптимизацию её параметров.

4. Для объективного сравнения различного типа ГМ по всей совокупности их потребительских свойств была рассмотрена система критериев, среди которых наиболее представительным и достоверным следует считать предложенный обобщенный безразмерный критерий технической эффективности  $K_{TE}$ .

5. Используя критериальные оценки различных показателей ГМ, проведен их сравнительный метаанализ. Рассматривались серийные ГМ (всего 74 радиально-поршневых и 12 аксиально-поршневых машин) различных конструкций с новым типом ГМ – ГМАК. Построенные графики

сравнения показали, что аксиальные корончатые ГМ превосходят все существующие серийные ГМ в несколько раз, а именно: по обобщенному критерию  $K_{TE}$  до 5 раз, по удельной мощности от 2 до 10 и более раз, по удельному моменту до 7 раз и по габаритам (меньше серийных) в 4-5 раз. Это доказывает превосходство нового типа ГМ перед серийными.

6. К числу преимуществ разработанной гидромашины ГМАК следует отнести:

- высокие удельные показатели ГМАК, превышающие показатели серийных ГМ в 4...5 и более раз;
- равномерность работы, обратимость ГМАК, высокий крутящий момент и его постоянство без пульсаций, низкое число оборотов выходного вала вплоть до работы в режиме поворотного двигателя;
- большой диапазон изменения интенсивных параметров, – крутящего момента, мощности и числа оборотов, – при малых значениях экстенсивных параметров (габаритов и массы);
- широкая область промышленного применения от стационарных установок вплоть до транспортных машин с безредукторными приводами.

Это позволяет рекомендовать гидромашину ГМАК для широкого промышленного использования в различных отраслях промышленности, в первую очередь в горнодобывающей, тяжёлого и транспортного машиностроения, энергетике и т.д.

Авторы благодарят проф. Финкельштейна З.Л. за плодотворные дискуссии и проявленное внимание к работе.

Для научных и деловых контактов обращаться по электронной почте ligag@ya.ru.

### **Библиографический список**

1. *Объемные гидропривод и гидропневмоавтоматика* / [Аврунин Г.А., Грицай И.В., Кириченко И.Г. и др.] – Харьков: ХНАДУ, 2008. – 416 с.
2. Докукин А.В. *Радиально-поршневые гидромоторы многократного действия: Конструкции, теория и расчет* / Докукин А.В., Rogov А.Я., Фейфец Л.С. – М.: Машиностроение, 1980. – 288 с.
3. Пономаренко Ю.Ф. *Высокомоментные радиально-поршневые гидромоторы горных машин* / Ю.Ф. Пономаренко. – М.: Недра, 1972. – 376 с.
4. Литвинский Г.Г. *Критерии технической эффективности объемных гидравлических машин* / Г.Г. Шкурский // Сборник научных трудов ДонГТУ. Вып. 32. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. – С. 14-21.

*д.т.н. Мочалин Е.В.,  
Мочалина И.Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ЗАКРУЧЕННЫХ ПОТОКОВ, ХАРАКТЕРНЫХ ДЛЯ ВИХРЕВЫХ И ЦИКЛОННЫХ КАМЕР**

*Показано, що застосування осереднених за Рейнольдсом рівнянь Нав'є-Стокса із замиканням на основі диференціальних рівнянь переносу турбулентних напружень забезпечує адекватний розрахунок закручених внутрішніх потоків. Приведено результати, що підтверджують правильне відтворення основних особливостей течій у вихрових і циклонних камерах.*

**Ключові слова:** *вихрова камера, гідроциклон, закручений потік, модель турбулентності, чисельний аналіз.*

*Показано, что применение осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье-Стокса с замыканием на основе дифференциальных уравнений переноса турбулентных напряжений обеспечивает адекватный расчет закрученных внутренних потоков. Приведены результаты, подтверждающие правильное воспроизведение основных особенностей течений в вихревых и циклонных камерах.*

**Ключевые слова:** *вихревая камера, гидроциклон, закрученный поток, модель турбулентности, численный анализ.*

**Характеристика проблемы.** Закрученные внутренние течения жидкости встречаются во многих технических системах и технологических процессах. Особенно широкое применение получили вихревые и циклонные камеры различной конструкции. В частности, в горно-обогатительном комплексе широко используются гидроциклоны и центробежные пылеуловители. Вихревые топки и центробежные форсунки нашли применение в энергетике.

Применение этих устройств основано на использовании свойства закрученных потоков интенсифицировать процессы тепло- и массообмена. Однако наличие неоднородного поля центробежных сил проявляется в возникновении вторичных течений и крупномасштабных вихревых структур, которые существенным образом меняют характер движения жидкости. Трехмерный характер течений в вихревых и циклонных камерах не позволяет получить упрощенные аналитические решения

уравнений движения жидкости. А сильное взаимодействие полей давления, центробежных сил и турбулентных напряжений определяет сложность численного моделирования таких течений даже на основе современных достижений вычислительной гидромеханики.

Перечисленные обстоятельства способны объяснить тот факт, что проектирование и расчет гидроциклонов до настоящего времени выполняется на основе эмпирических соотношений и зависимостей [1,2], что ограничивает возможности совершенствования их конструкции и поиска новых технических решений. Большие перспективы в этом плане имеет численный анализ в достаточно подробной постановке, учитывающей все основные особенности закрученных течений в циклонных и вихревых камерах. Однако, многие расчетные модели и, в частности, модели турбулентности, успешно работающие в других случаях, не способны адекватно описывать течения рассматриваемого типа [3]. Это связано, в первую очередь, с анизотропией турбулентности, которая свойственна закрученным потокам. В то же время большинство популярных дифференциальных моделей турбулентности, используемых для замыкания уравнений Рейнольдса осредненного движения жидкости, основаны на гипотезе Буссинеска о турбулентной вязкости, которая считается изотропной [4].

Целью настоящей работы является обоснование модели турбулентности и основных подходов к численному анализу, обеспечивающих адекватный расчет закрученных внутренних течений, характерных для вихревых и циклонных камер.

**Основные результаты.** В качестве модельной задачи рассмотрим течение несжимаемой жидкости внутри вращающегося цилиндра с подачей жидкости через пронизываемую боковую поверхность. Такое течение представляет собой частный случай потока в вихревой камере с боковым подводом. Расчетная схема задачи представлена на рисунке 1.

В основу численного решения положены нестационарные уравнения Рейнольдса осредненного турбулентного движения, дополненные дифференциальными уравнениями переноса турбулентных (Рейнольдсовых) напряжений. Для сравнения рассматривались также варианты применения более экономных двухпараметрических моделей турбулентности, основанных на гипотезе Буссинеска о турбулентной вязкости. Главным недостатком последних в контексте рассматриваемой задачи, как уже отмечалось, является допущение об изотропности турбулентного обмена импульсом.

В качестве основной рассматривалась осесимметричная постановка задачи. Однако для обоснования достоверности выполнялись более затратные сравнительные просчеты в трехмерной постановке. Граничные

условия для уравнений переноса компонент импульса и уравнения неразрывности имеют следующий вид (обозначения границ на рисунке 1):

$$\Gamma_1: V_r = -\frac{Q}{2\pi R l}, V_\phi = \Omega R, V_z = 0;$$

$$\Gamma_2: V_r = 0, V_\phi = 0, V_z = 0;$$

$$\Gamma_3: V_r = 0, V_\phi = \Omega r, V_z = 0;$$

$$\Gamma_4: p = p_a;$$

где  $V_r, V_\phi, V_z$  – радиальная, окружная и осевая составляющие вектора скорости жидкости;  $r$  – радиальная координата;  $p$  – статическое давление;  $p_a$  – постоянное значение давления в выходном сечении.

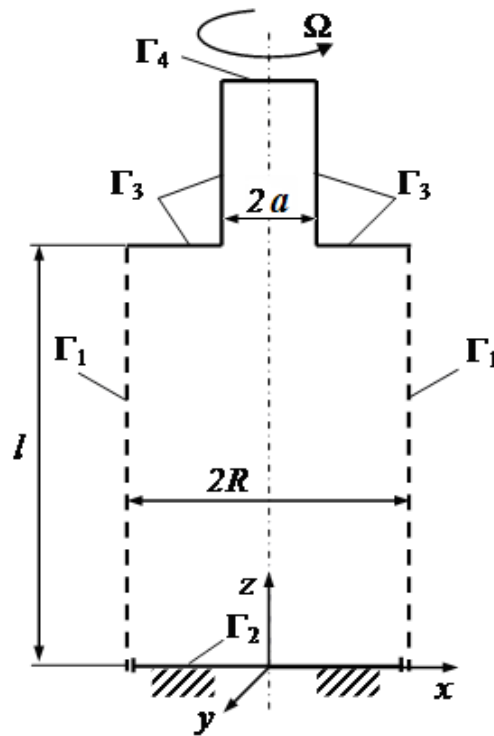


Рисунок 1 – Расчетная схема области течения внутри вращающегося проницаемого цилиндра

Граничные условия для уравнений переноса характеристик турбулентности зависят от выбора модели турбулентности и обсуждаются, в частности, в работах [4,5]. Расчеты выполнялись для размеров  $R = 0.0385$  м,  $l = 0.125$  м,  $a = 0.01$  м.

Подробности численного решения, положенного в основу расчетного моделирования изложены в монографии [5]. Отметим здесь только основные особенности использованного подхода, основанного на конечно-объемной технологии:

- использование аппроксимационных схем 2-го, 3-го порядков с подавлением нефизических осцилляций расчетных величин;
- неявная схема 2-го порядка для дискретизации по времени;
- применение схемы SIMPLEC для расчета поля давления;
- использование техники нижней релаксации для контроля сходимости;
- применение алгебраического многосеточного ускорителя (метод AMG) для решения систем линейных уравнений.

Отдельно рассматривался вопрос о моделировании пристеночной турбулентности. В этом смысле сопоставлялись результаты, полученные с подробным разрешением ламинарного подслоя и с применением пристеночных функций на более грубой (высокорейногльдсовой) сетке. По результатам моделирования можно сказать, что этот фактор не оказывает существенного влияния на результаты расчета.

На рисунке 2 представлены расчетные линии тока в продольном сечении вращающегося цилиндра, построенные по результатам расчетов, выполненных с применением модели переноса Рейнольдсовых напряжений (модель RSM) и RNG  $k-\varepsilon$  модели. Последняя представляет двухпараметрические градиентные дифференциальные модели турбулентности и, в отличие от стандартной  $k-\varepsilon$  модели, способна в определенной степени учитывать кривизну линий тока. Сразу отметим, что рассматривались и другие дифференциальные модели, в частности, стандартная  $k-\omega$  модель и SST  $k-\omega$  модель Ментера. Результаты их применения в данном случае слабо отличаются от результатов, полученных на основе RNG  $k-\varepsilon$  модели.

Обе модели отражают наличие вторичных, в том числе и рециркуляционных течений в осевом направлении и тот факт, что почти весь поступающий через боковую поверхность поток проходит через торцевые пограничные слои. В то же время модель RSM дает более выраженный сдвиговый слой у границы приосевой области (центральной части вихря) и демонстрирует факт существования этой зоны, заполненной рециркуляционными токами, вдоль всей оси цилиндра. RNG  $k-\varepsilon$  модель демонстрирует более резкий сдвиговый слой у внутренней поверхности цилиндра и ограничивает приосевую рециркуляционную зону выходным патрубком. Первый результат лучше согласуется с известными данными, полученными для вихревых камер.

Как и для вихревых камер [6], распределения окружной скорости и статического давления в различных поперечных сечениях очень близ-

ки друг к другу (за исключением приторцевых областей). В безразмерном виде характерные расчетные профили скорости и давления представлены на рисунке 3.

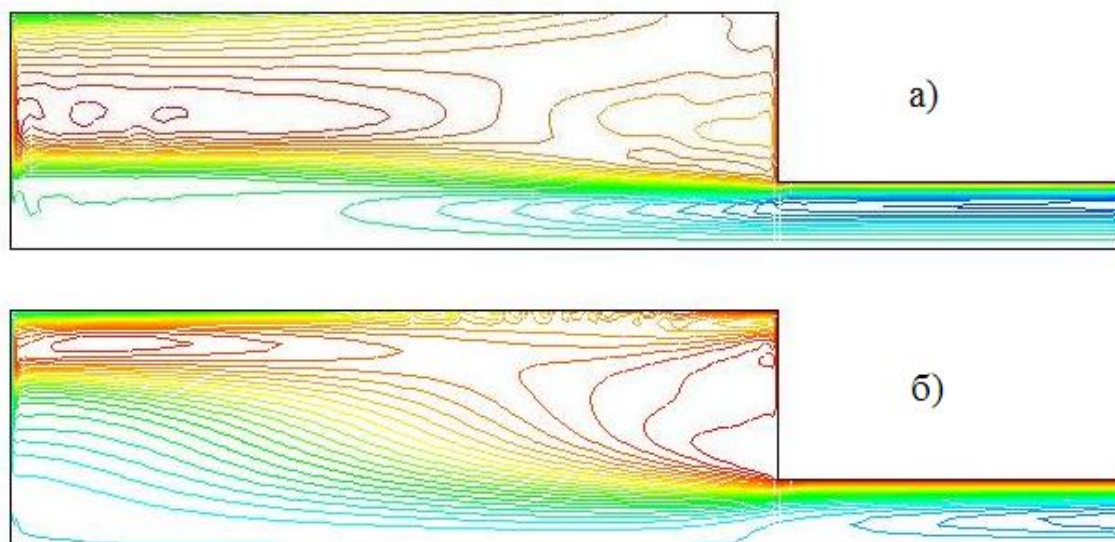


Рисунок 2 – Линии тока относительного течения внутри вращающегося пронцаемого цилиндра, рассчитанные с применением моделей турбулентности RSM (а) и RNG  $k-\varepsilon$  (б)

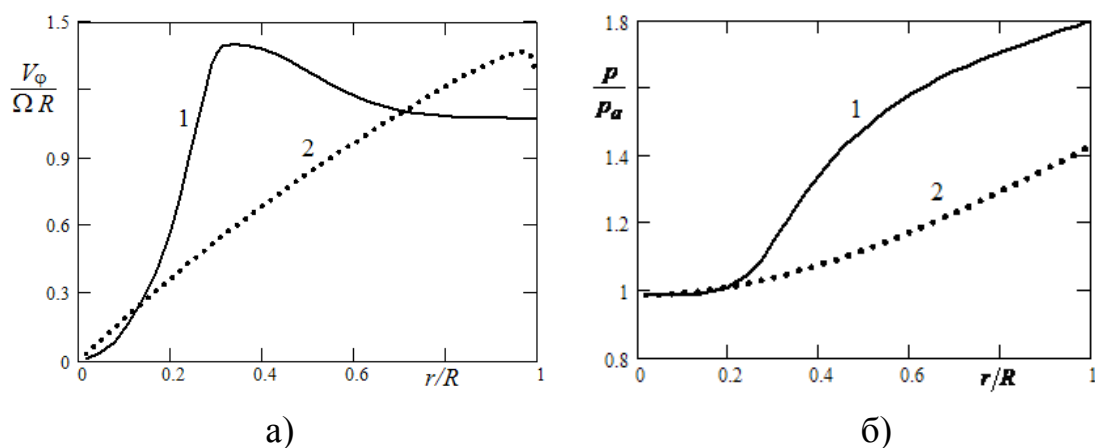


Рисунок 3 – Расчетные профили окружной скорости (а) и давления (б) в поперечном сечении вращающегося пронцаемого цилиндра: 1– модель RSM; 2– RNG  $k-\varepsilon$  модель

Распределение окружной скорости, полученное с применением модели RSM, качественно согласуется с профилем, характерным для



вихревых камер. RNG  $k-\varepsilon$  модель дает совершенно отличный профиль. Соответственно, и распределения давлений сильно отличаются. При этом, рассчитанный на основе модели RSM максимальный перепад давлений хорошо согласуется с экспериментальными значениями, полученными на физической модели. А модели, основанные на использовании турбулентной вязкости, занижают перепад давлений почти вдвое.

**Выводы.** Выполненными исследованиями показано, при численном моделировании закрученного течения, характерного для вихревых и циклонных камер, применение осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье-Стокса дает удовлетворительные результаты только при замыкании на основе дифференциальных уравнений переноса турбулентных напряжений (модель RSM). При этом адекватно отражается наличие приосевой зоны с интенсивным рециркуляционным движением жидкости и разрежением относительно давления в области истечения. Воспроизводится также выраженный сдвиговый слой вдоль границы приосевой зоны, а также характерный профиль окружной скорости, имеющий сходство с вихрем Рэнкина.

Тем самым определен подход к численному моделированию, на основе которого возможен прогресс в совершенствовании технических характеристик вихревых и циклонных камер.

В дальнейших исследованиях представляет интерес развитие полученных результатов в плане моделирования течения различных многокомпонентных сред в вихревых и циклонных камерах.

#### **Библиографический список.**

1. Поваров А.И. Гидроциклоны на обогатительных фабриках / А.И. Поваров. – М.: Недра, 1978. – 232 с.
2. Акопов М.Г. Основы обогащения углей в гидроциклонах / М.Г. Акопов. – М.: Недра, 1967.
3. Matvienko O.V. Analysis of turbulence models and investigation of the structure of the flow in a hydrocyclone / O.V. Matvienko // *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. – 2004. – V. 77, №. 2. – P. 316 – 323.
4. Белов И.А. Моделирование турбулентных течений: Учебное пособие / И.А. Белов, С.А. Исаев. – СПб.: Балт. гос. тех. университет, 2001. – 108 с.
5. Мочалин Е.В. Теплообмен и гидродинамика в полях центробежных массовых сил / Е.В. Мочалин, А.А. Халатов. – Киев: ИТТФ НАН Украины, 2010. – Т.8: Гидродинамика закрученного потока в ротационных фильтрах. – 428 с.
6. Гольдиштик М.А. Вихревые потоки / М.А. Гольдиштик. – Новосибирск: Наука, 1981. – 366 с.

*д.т.н. Гайко Г.И.,  
Заев В.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **РАЗРАБОТКА СПОСОБОВ УТИЛИЗАЦИИ ТЕПЛОВОЙ ЭНЕРГИИ ПРИ ПОДЗЕМНОЙ ГАЗИФИКАЦИИ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ**

*Розроблено способи відбору теплової енергії із зони горіння вугільного пласта й оточуючих гірських порід під час підземної газифікації вугілля. Нова технологія дозволяє отримувати крім генераторного газу додаткову електроенергію за рахунок використання рідинного теплоносія.*

**Ключові слова:** *підземна газифікація вугілля, підземний газогенератор, тепла енергія, свердловина, трубний колектор, генераторний газ, рідинний теплоносій.*

*Разработаны способы извлечения тепловой энергии из зоны горения угольного пласта и вмещающих горных пород во время подземной газификации угля. Новая технология позволяет получать кроме генераторного газа дополнительную электроэнергию за счет использования жидкого теплоносителя.*

**Ключевые слова:** *подземная газификация угля, подземный газогенератор, тепловая энергия, скважина, трубный коллектор, генераторный газ, жидкий теплоноситель.*

Мировые тенденции развития энергетики свидетельствуют о расширении сферы подземной газификации углей и активных поисках способов повышения эффективности этих технологий. В настоящее время в мире действует около 20 крупных станций подземной газификации угля, и ежегодно вводится 1 – 2 новые станции. Лидером в использовании данной технологии является Китай (в 2007 г. в стране работали 6 станций и строились еще 4) [1], по 1 – 2 станции функционируют в Австралии, Канаде, США, ЮАР, Узбекистане (на Ангренском бурoughольном месторождении – с 1963 г.). Заинтересованность во внедрении технологий подземной термохимической переработки углей проявляют такие страны как Беларусь, Болгария, Великобритания, Индия, Казахстан, Польша и Украина, где проведены оценки угольных месторождений с позиций перспектив их газификации, обоснованы проекты строительства новых станций.

Примечательно, что Украина в прошлом столетии была пионером освоения технологий подземной газификации угольных пластов, в Лисичанске и Горловке на протяжении десятилетий успешно эксплуатировались станции «Подземгаз». В 80-х годах XX ст. были проведены специальные геологические изыскания и разработаны проекты газификации углей Днепровского бурого угольного бассейна, а так же дана комплексная оценка пригодности к подземной газификации месторождений Донбасса [2]. Значительный вклад в развитие новых технологий внесли научные школы Российской Федерации (В.В. Ржевский, В.Ж. Арнс, Ю.Д. Дядькин, А.Д. Рубан и др.), однако использование богатых месторождений собственного природного газа ослабило практический интерес к строительству станций подземной газификации угля на территории РФ.

Не смотря на очевидные достоинства подземной термохимической переработки углей (безлюдная эксплуатация месторождений, вовлечение в разработку забалансовых запасов, решение ряда экологических проблем), мировой опыт эксплуатации станций «Подземгаз» выявил ряд нерешенных проблем, которые сдерживают широкое применение данных технологий. К недостаткам следует отнести: относительно низкую теплоту сгорания получаемого генераторного газа; трудности управления процессами газификации; значительные (до 30 – 50%) потери тепловой энергии в недрах [3]. Последний фактор обуславливает недостаточную эффективность применяемых технологий и одновременно свидетельствует о значительных возможностях ее повышения.

Одним из направлений утилизации тепловой энергии при термохимической переработке угольного пласта является использование газообразного теплоносителя (водяного пара), которым заполняют выработанное пространство после (или во время) проведения газификации (разработки СПГИ). Нестабильные характеристики такого теплоносителя обусловили использование его только в теплообменниках, а сложность извлечения и отделения пара от генераторного газа сдерживают широкое применение данного способа.

Оригинальный способ извлечения тепла из зоны горения угольного забоя предложен в КузГТУ (г. Кемерово) [4]. Способ основывается на формировании угольных блоков и их сжигании с одновременным отбором тепла горения пласта парогенераторами, которые должны перемещаться по уклонам вслед за огневой фронтом. Область применения данного способа предполагает шахтный способ сжигания угольных пластов, однако обеспечить движение парогенераторов по уклонам весьма затруднительно в связи с неопределенностью линии огневого забоя и сложностью поддержания уклонов, непосредственно примыкающих к зоне горения.

В ДонГТУ разработана концепция шахты-электростанции, предполагающая подземное сжигание (газификацию) угольных пластов с использованием жидкого теплоносителя, циркулирующего в трубном коллекторе в почве угольного пласта [5]. Последние достижения в области геотермальных энергетических технологий открывают принципиально новые возможности для генерации электроэнергии при использовании жидкого теплоносителя, приближая КПД гидропаровых турбин и высокотемпературных паровых агрегатов электростанций. Современные модульные геотермальные станции используют в качестве рабочего теплоносителя перегретую воду ( $T=110-250^{\circ}\text{C}$ ), имеют компактные размеры (для «Тумана-2» –  $10,5 \times 3 \times 3,5$  м) и потребляют объем теплоносителя от 10 до  $40 \text{ м}^3$  в час. Способ ДонГТУ впервые объединил принцип циркуляции перегретой воды в герметичном трубном коллекторе, размещенном в почве сжигаемого угольного пласта, с применением гидропаровых турбин для генерации электроэнергии на модульных станциях. Разработанная концепция может оказаться весьма перспективной для шахтной термохимической переработки угольных пластов или их отдельных частей (целики, участки в сложных ГГУ и т.п.).

Поскольку наибольшую распространенность и экономическую эффективность демонстрируют скважинные способы подземной газификации угольных пластов, авторами была поставлена задача адаптации технических идей, заложенных в концепции [5], для скважинной технологии. С этой целью были разработаны способы утилизации тепловой энергии для горизонтальных (пологих) [6] и крутонаклонных [7] угольных пластов.

На пологих пластах способ осуществляют следующим образом (рисунки 1, 2). В соответствии с принятым способом газификации (или сжигания) угольного пласта с поверхности пробуривают систему воздухоподающих и газоотводящих скважин 1, которые достигают угольного пласта 2. Дополнительно пробуривают проникающие скважины 3 с перепускными полостями 4, причем скважины проходят в почве угольного пласта и выходят на поверхность. В проникающие скважины 3 протягивают герметичные трубопроводы 5, которые формируют путем соединения (например, с помощью сварки) жестких отрезков трубопровода 6 с гибкими промежуточными элементами 7, выполненными в виде гофрированных рукавов. Длину прямолинейных жестких отрезков труб 6 определяют с учетом кривизны проникающей скважины 3 и размеров перепускной полости 4, в которой осуществляется переход трубопровода в плоскость почвы угольного пласта.

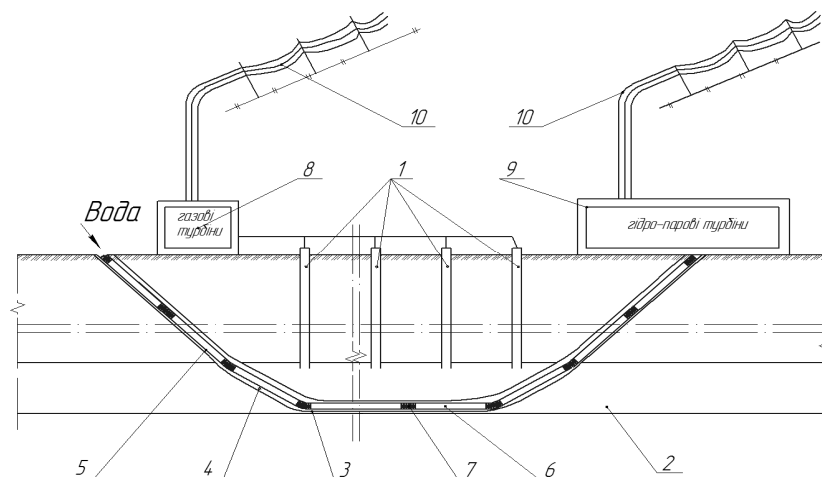


Рисунок 1 – Схема способа утилизации тепловой энергии

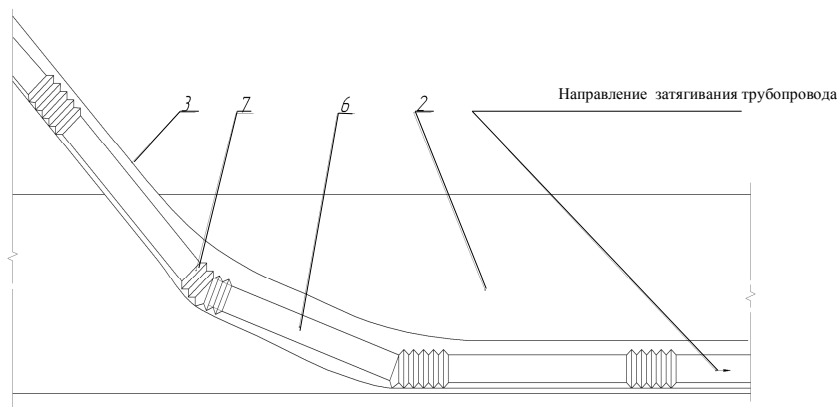


Рисунок 2 – Фрагмент сопряжения проникающей скважины с пластом

После монтажа трубопровода осуществляют процесс газификации угольного пласта, отводя полученный генераторный газ на газовые турбины 8. Одновременно на вход трубопровода 5 подают жидкий теплоноситель (воду), регулируя насосом скорость движения теплоносителя, температура которого на выходе должна составлять  $150 - 200^{\circ}\text{C}$  (оптимальные параметры для гидропаровых турбин 9). Полученная на газовых и гидропаровых турбинах электроэнергия подается линиями электропередач 10 потребителям.

Для крутонаклонных пластов разработан способ получения электроэнергии (рисунки 3, 4), сущность которого заключается в следующем. С поверхности в угольный пласт 3 бурят воздухоподающие 1, газоотводящие 2 и теплоотдающие 4 скважины. Последние бурят в почве

пласта 3 и оснащают герметичным трубным ставом 5 с замкнутым концом. В ставе 5 размещают подающий рукав 6, формируя систему «труба в трубе». При помощи подающего рукава 6 жидкий теплоноситель (воду) подают в донную часть трубного става и направляют по нему через зону горения пласта 7, в которой теплоноситель нагревается до температуры 250 – 300<sup>0</sup>С и транспортируется к устью скважины, откуда подается на гидропаровые турбины с электрогенераторами 8.

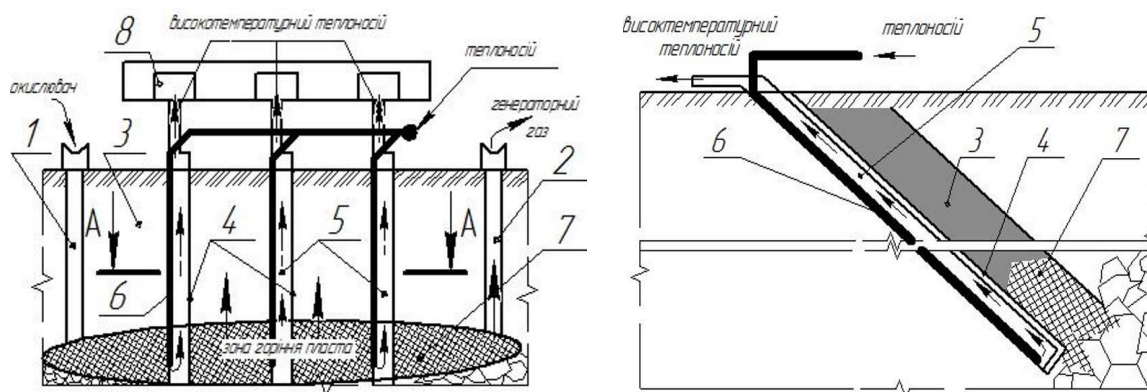


Рисунок 3 – Общая схема осуществления способа

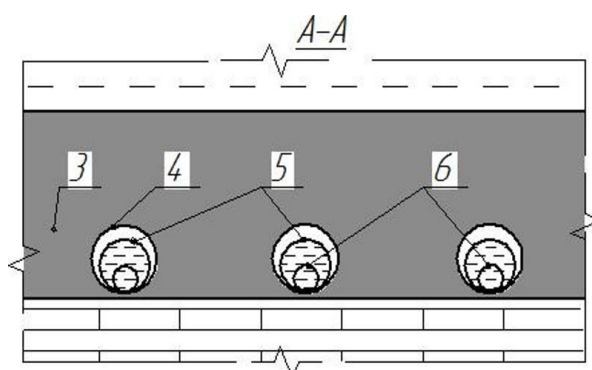


Рисунок 4 – Поперечное сечение угольного пласта с теплоотдающими скважинами, трубным ставом и подающим рукавом

Таким образом, дополнительно к полученному генераторному газу подземной газификации угля, разработанные способы позволяют извлечь из зоны горения пласта значительную часть тепловой энергии, которая с помощью жидкого теплоносителя транспортируется по герметичным трубным ставам к гидропаровым турбинам. Это позволяет существенно повысить общую эффективность производства электроэнергии и открывает новые перспективы для внедрения скважинных технологий на станциях «Подземгаз».

### **Библиографический список**

1. Кондырев Б.И. Развитие технологии подземной газификации угля. Перспективы освоения угольных месторождений Дальнего Востока / Кондырев Б.И., Белов А.В., Маннанголов Д.Ш. // Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал). Mining informational and analytical bulletin (scientific and technical journal). - 2007. - № 1. - С. 297 - 300.
2. Колоколов О.В. Теория и практика термохимической технологии добычи и переработки угля / О.В. Колоколов. – Днепрпетровск: НГА Украины, - 2000. - 281 с.
3. Глузберг Е.И. Оценка тепловых потерь из огневой выработки в окружающий массив / Глузберг Е.И., Серов В.А.//Изв. вузов. Горный журнал - 1985. - № 11. - С. 59-64.
4. Пат. 2278254 Российской Федерации, МПК E21B 43/295 (2006.01). Способ получения электроэнергии при подземном углесжигании / С.А. Прокопенко; заявитель и патентообладатель Кузбас. госуд. техн. ун-т. - №20040137386/03; заявл. 21.12.2004; опубл. 20.06.2006. Бюл. - № 17. – 10 с.
5. Гайко Г.И. Концепция шахты-электростанции, предполагающей подземное сжигание угольных пластов / Гайко Г.И., Касьянов В.А., Семикин С.М // Уголь Украины. - 2006. - № 7. – С. 3 – 5.
6. Гайко Г.І. Новий спосіб отримання електроенергії при підземній газифікації (спаленні) вугільних пластів / Гайко Г.І., Заєв В.В. // Донецький вісник Наукового товариства ім. Шевченка. Т. 29: Точні науки, техніка, гірництво. – Донецьк: Східний видавничий дім, 2010. – С. 64 – 67.
7. Пат. України: МПК9 E21B 43/00. Спосіб отримання електроенергії при безшахтному спаленні вугільних пластів похилого залягання / Г.І. Гайко, В.В. Заєв. - №54138; заяв. 07.05.2010, опубл. 25.10.2010 – Бюл. № 20. – 4 с.

*д.т.н. Должиков П.Н.,  
Корсаков Д.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **О ПРОЯВЛЕНИИ ТЕХНОГЕННЫХ ЗЕМЛЕТРЯСЕНИЙ НА ПОДРАБОТАННЫХ ТЕРРИТОРИЯХ**

*Встановлені та розглянуті нові геодинамічні процеси на полях шахт Должанно-Ровенецького геолого-промислового району, зроблено аналіз причин їх виникнення.*

**Ключові слова:** *гірський масив, підтоплення, напруження, землетрус.*

*Выявлены и рассмотрены новые геодинамические процессы на полях шахт Должанно-Ровенецкого геолого-промышленного района, произведен анализ причин их возникновения.*

**Ключевые слова:** *горный массив, подтопление, напряжение, землетрясение.*

Известно, что к моменту закрытия шахт многократно подработанный горный массив имеет зоны расслоений, зависаний, не полностью уплотненных обрушенных пород, участки с техногенными разрывами. Согласно основным положениям геомеханики, в выработанном пространстве и его кровле формируются: зона обрушения, зона вторичной трещиноватости и зона прогиба [1].

В процессе ликвидации шахт с полным затоплением выработанного пространства, прочностные свойства пород (особенно глинистых) уменьшаются, что может привести к потере установившегося равновесия толщи горных пород и к активизации процессов сдвижения, в результате чего могут возникнуть дополнительные процессы и явления в горном массиве, влияние которых непосредственно сказывается на строящихся и эксплуатируемых объектах.

В результате исследований и обобщения фактического материала установлено, что в породной толще развиваются [2]:

- эффект блочной перестройки массива;
- эффект гидродинамического напряженного состояния массива в зоне прогиба;
- локальные горные удары (эффект горного землетрясения).



Подтверждением выше сказанному являются многочисленные данные гидрогеологических наблюдений и фильтрационных работ, выполненные в скважинах на полях действующих и закрытых шахт Должанско-Ровенецкого геолого-промышленного района, а также данные МЧС по проявлениям горных ударов.

**Цель работы** – оценка проявлений горных землетрясений на подработанных территориях.

Для оценки фильтрационных свойств и получения основных гидродинамических параметров (коэффициентов фильтрации, водопроницаемости и пьезопроводности) водоносных горизонтов в скважинах выполнялся комплекс опытно-фильтрационных работ, который включает опытные нагнетания, расходомерию [3].

Так, обработка данных о поглощениях промывочной жидкости, позволила проследить изменение частоты, а, следовательно, и изменение трещиноватости и водоносности пород с глубиной на поле шахты «Центросоюз», что свидетельствует о блочной перестройке горного массива при гидродинамическом воздействии.

Наиболее ярким и характерным примером доказательства проявления эффекта блочной перестройки и эффекта гидродинамического напряженного состояния горного массива, также являются данные, полученные при проведении фильтрационных работ в скважинах на других полях шахт (таблица 1).

Объективно-региональное развитие гидрогеомеханических напряжений и объемное распределение гидродинамических явлений в горном массиве при затоплении выработок могут быть причиной проявления локальных горных ударов (эффект горного землетрясения). Причем следует отметить, что это явление в большинстве своих случаев развивается по зонам тектонических нарушений, что имеет сильное развитие в Должанско-Ровенецком углепромышленном районе.

Подтверждением этому являются данные МЧС в Луганской области, где были зафиксированы проявления локальных горных ударов. Обработка данных произведена в отделе сейсмологии института геофизики НАН Украины в соответствии с действующей макросейсмической шкалой MSK-64. Горные землетрясения привели к деформациям поверхности и зданий, формированию провалов над выработками.

Периодичность проявления эффекта горного землетрясения хорошо прослеживается на построенном графике (рисунок 1).

Таблица 1 - Результаты проведения опытно-фильтрационных работ

№ скважины	Интервал исследования от - до, м	Индекс исследуемого горизонта	Пластовое давление, 10 <sup>5</sup> Па		Статический уровень воды, м		Коэффициент фильтрации, $\frac{м}{сут}$	
			2006	2007	2006	2007	2006	2007
поле шахты «Харьковская»								
1433	1026-1063	h <sub>10</sub> Sh <sub>11</sub>	30,0	32,1	70,0	68,8	2,7×10 <sup>-2</sup>	2,0×10 <sup>-2</sup>
1474	255- 274	K <sub>4</sub> - K <sub>5</sub>	15,5	20,3	102,5	100,5	3,3×10 <sup>-4</sup>	2,6×10 <sup>-4</sup>
1509	953-969	I <sub>1</sub> SI <sub>2</sub>	54,3	57,9	130,5	124,6	3,1×10 <sup>-4</sup>	2,9×10 <sup>-4</sup>
поле шахты «Центросоюз»								
3950	180-300	I <sub>3</sub> SI <sub>4</sub> <sup>3</sup>	8,4	9,1	20	21,0	2,8×10 <sup>-3</sup>	10,0×10 <sup>-3</sup>
2750	0-70	K <sub>8</sub> SK <sub>9</sub>	3,0	4,2	16	14,2	17,2×10 <sup>-2</sup>	27,8×10 <sup>-3</sup>
3590	870-907	H <sub>5</sub> Sh <sub>9</sub>	17,0	19,0	100	95,7	11,3×10 <sup>-2</sup>	1,3×10 <sup>-2</sup>
3004	85-120	H <sub>5</sub> <sup>1</sup> Sh <sub>9</sub>	12,5	13,0	25	20,3	5,6×10 <sup>-2</sup>	7,9×10 <sup>-2</sup>
поле шахты им. Космонавтов								
3466	512-652	I <sub>1</sub> SI <sub>2</sub>	53,2	54,0	483	462	8,4×10 <sup>-2</sup>	4,4×10 <sup>-2</sup>
3698	476-509	I <sub>3</sub> SI <sub>4</sub>	27	27,5	358,2	347,7	14,4×10 <sup>-2</sup>	20,7×10 <sup>-2</sup>
3746	416-437	h <sub>10</sub> Sh <sub>11</sub>	9	11,1	360	350,0	7,1×10 <sup>-2</sup>	15,1×10 <sup>-3</sup>

Таким образом, исходя из выше изложенного и имеющихся фактических данных проявления техногенного землетрясения, а также учитывая его периодичность – через каждые два года (2004, 2006, 2008 г.г.), можно предположить, что данное явление на территории Должанов-Ровенецкого геолого-промышленного района будет повторяться через 2 – 2,5 года. Причем интенсивность сотрясений будет составлять не менее 6 баллов.

В связи с этим необходимо своевременное проектирование и реализация мероприятий по постановке демпфирующих подушек, по разгрузке породного массива на основе результатов скважинных исследований, что позволит сохранить в безопасном состоянии поверхность и наземные объекты, избежать человеческих жертв.

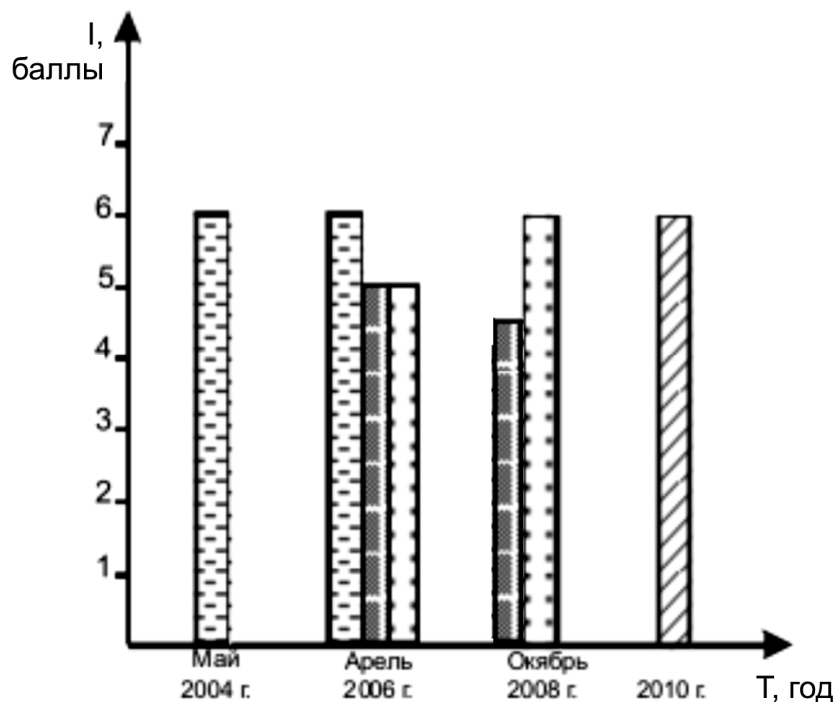


Рисунок 1 – Время и интенсивность проявления локальных горных ударов по населенным пунктам



### Библиографический список

1. Заборин М.С. Геодинамика и ее влияние на восстановление гидрогеологических условий в пределах закрытых шахт / М.С. Заборин, Л.Д. Богун, Б.И. Воеводова. - Уголь Украины, – 2007. – №2. – С. 28-32.
2. Должиков П.Н. Новые геомеханические процессы и их нейтрализация на подработанных территориях Донбасса / П.Н. Должиков // Вестник МАНЭБ. – С-П.: - 2008. – Т. 13. - №4. – С. 105-108.
3. Шубин А.А. Исследования параметров влияния гидроактивизации породных массивов / А.А. Шубин // Наукові праці ДонНТУ. Серія «Гірничо-геологічна», – 2008 р. – №7. – С. 40-42.
4. Сляднев В.А. Шахтные воды как фактор техногенного риска изменения состояния геологической среды / В.А. Сляднев, Е.А. Яковлев, Н.А. Юркова // Уголь Украины, - 2007. – №3. – С. 43-46.

*д.т.н. Корнєєв С.В.,  
Доброногова В.Ю.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **ЗАКОНИ АВТОМАТИЧНОГО КЕРУВАННЯ НАТЯГОМ ТЯГОВОГО ОРГАНУ ПІДЗЕМНИХ СТРІЧКОВИХ КОНВЕЙЕРІВ**

*Наведені закони керування натягом тягового органу стрічкових конвеєрів з автоматичним натяжним пристроєм і їх аналіз.*

**Ключові слова:** *стрічковий конвеєр, тяговий орган, керування натягом, закон керування.*

*Приведены законы управления натяжением тягового органа ленточных конвейеров с автоматическим натяжным устройством и их анализ.*

**Ключевые слова:** *ленточный конвейер, тяговый орган, управление натяжением, закон управления.*

Функціонування сучасних підземних стрічкових конвеєрів з синтетичними стрічками і жорсткими натяжними пристроями (НП) залишається украй незадовільним. Це проявляється в пробуксовках стрічки на приводних барабанах, в її сходженні з роликоопор і барабанів, в надмірному провисанні між роликоопорами і поривах. Перераховані негативні явища, що так або інакше пов'язані з невідповідністю рівня натягу стрічки поточним значенням тягового зусилля на приводних барабанах і умовам експлуатації, призводять до зниження довговічності стрічки і при зносі бортів – приймальної здатності ТО, до виникнення при пробуксовці пожежонебезпечних ситуацій, до підвищення опорів руху ТО по конвеєрному поставу і т.ін.

Застосування для керування натягом ТО при сталому режимі роботи конвеєра автоматичних натяжних пристроїв (АНП) [1], здатних працювати в стабілізуючому, слідкувальному або комбінованому режимі, стримується недостатнім розвитком електронної і інформаційної компонент конвеєра. В даний час з'явилася елементна і інформаційна база для створення адаптивної системи керування, за наявності якої можуть установлюватися параметри регулятора натягнення, адекватні реальним умовам навантаження приводу і технічному стану конвеєра (рівню навантажень в приводі, натягам і витягненню стрічки, коефіцієнту зчеплення стрічки з барабаном і ін.). Таким чином, з'явилася можливість

реалізації за участю АНП ідеї створення сучасних конвеєрів як адаптивних систем мехатронного класу.

У роботах [2, 3] запропоновані закони регулювання натягу ТО за допомогою АНП і критерії їх оцінки, а саме, абсолютні і відносні значення зниження середнього рівня натягів, визначуваних при відомому спектрі навантажень, тобто за заданих умов експлуатації, порівняно до натягів, що виникають в разі правильно налагодженого жорсткого натяжного пристрою. Таким чином, створені передумови до побудови адаптивної САУ. В той же час, в алгоритмі побудови системи регулювання натягу відсутні ознаки режиму роботи конвеєра (гальмівного або рухового) і можливості його змінення, а також інформація про число натяжних кареток (одну або дві) і їх розташування відносно приводу (на нижній гілці ТО, верхній або на обох гілках).

Метою даної роботи є уточнення відомих законів і алгоритму керування натягом тягового органу підземних стрічкових конвеєрів з врахуванням, структури АНП, типу і режимів роботи конвеєра для створення адаптивної системи керування АНП.

При сталому русі конвеєра для визначення натягу ТО в будь-якій точці тягового контуру достатньо знати натяг хоча би в одній з цих точок і встановлюване з тягового розрахунку тягове зусилля приводу  $W$ . Рівень натягів, окрім іншого, визначається в разі застосування жорсткого НП попереднім натягом, який налаштовується в режимі холостого ходу конвеєра, а в разі застосування АНП – режимом роботи конвеєра і відповідним йому заданим законом керування.

Режим роботи конвеєра відображає знак величини  $W$ , а тенденції до його змінення – перша похідна від  $W$  по  $\rho$  ( $\rho$  – лінійна маса вантажу на ТО)

$$\Pi = \frac{dW}{d\rho} = Lg(w\cos\beta + \sin\beta) ,$$

де  $L$  – довжина конвеєра;

$g$  – прискорення вільного падіння;

$\beta$  – середнє значення кута установки конвеєра, якщо транспортування відбувається угору, то  $\beta > 0$ , якщо донизу, то  $\beta < 0$ .

Якщо  $\Pi > 0$ , то завжди  $W \geq W_{xx} > 0$ , де  $W_{xx}$  – тягове зусилля у режимі холостого ходу, і конвеєри при будь-якому завантаженні працюють лише в руховому режимі. Для них найбільш важкою є робота в номінальному режимі, тобто при  $W = W_{\max}$ , де  $W_{\max}$  – тягове зусилля при максимальному завантаженні поставу. При цьому в разі розташування приводу в голові конвеєра завжди виконуються умови  $W = S_4 - S_1 > 0$  і

$S_4 > S_1$ , де  $S_4$  і  $S_1$  – натяги, відповідно, набігаючих на привід і збігаючих з нього гілок ТО (в точках 1 і 4 тягового контуру конвеєра).

Бремсбергові конвеєри, ознакою яких є виконання умови  $\Pi < 0$ , у режимі холостого ходу працюють у руховому режимі. В міру збільшення їх завантаження опір руху  $W$  зростає. Якщо при деякому завантаженні трапляється  $W < 0$ , то вони переходять в гальмівний режим роботи.

Якщо для бремсбергових конвеєрів  $W_{x.x} > |W_{\max}|$ , то найбільш важким і таким, що визначає вибір попереднього натягу, є режим холостого ходу.

Якщо ж  $W_{x.x} < |W_{\max}|$ , то найбільш важким виявляється гальмівний режим роботи конвеєра.

*Жорсткий АНП.* При  $\Pi > 0$ , щоб уникнути пробуксовування стрічки на приводному барабані у найбільш важкому режимі, попередній натяг повинен здійснюватися з деяким запасом так, щоб виконувалася умова  $S_1 e^{\mu \alpha} / S_4 = \kappa_{3n} > 1$ , де  $\kappa_{3n}$  – коефіцієнт запасу натягу.

При  $\Pi < 0$  і  $W < 0$  (гальмівний режим) для виключення пробуксовування природно вимагати виконання умови  $S_4 e^{\mu \alpha} / S_1 = \kappa_{3n} > 1$ .

*Комбінований АНП.* Найменші натяги ТО забезпечуються в разі роботи АНП в комбінованому режимі, що поєднує режими слідкування і стабілізації, в яких закони регулювання призначаються залежно від режиму роботи конвеєра (гальмівного або рухового), тобто від знаку величини  $W$ . Для цих цілей бремсбергові конвеєри, як правило, обладнаються двома натяжними каретками, а інші (горизонтальні, ухилові) – однією, встановленою на збіжній гілці. У слідкувальному режимі забезпечується умова відсутності пробуксовування при поточних значеннях  $W$ . У стабілізуючому режимі при  $0 > W > W_{\min}^T$  підтримується постійне значення  $W_{\min}^T$ , яке відповідає умові  $S_4 = S_{4 \min}^{\text{пров}}$ . При  $W_{\min}^D > W > 0$  підтримується постійне значення  $W_{\min}^D$ , яке відповідає умові  $S_1 = S_{1 \min}^{\text{пров}}$ . Тут  $S_{1 \min}^{\text{пров}}$  і  $S_{4 \min}^{\text{пров}}$  – мінімально допустимі натяги ТО в точках 1 і 4, визначувані за умовою допустимого провисання стрічки між ролюпопорами.

*Слідкувальні АНП.* Особливість слідкувальних АНП полягає в тому, що для спрощення САУ в комбінованих АНП виключається режим стабілізації.

*Стабілізуювальні АНП.* У випадку  $\Pi > 0$ , а також при  $\Pi < 0$  і  $W_{\max} > 0$  застосовується одна натяжна каретка, встановлена на збіжній гілці. За-

кони регулювання натягу бремсбергових конвеєрів ( $\Pi < 0$ ), що поперемінно працюють в руховому або гальмівному режимі ( $W_{\max} < 0$ ), щонайкраще реалізуються за допомогою АНП з двома натяжними каретками, кожна з яких працює в зоні мінімальних натягів ТО. В принципі, регулювання може здійснюватися і однією натяжною кареткою, встановленою на будь-якій гілці, проте в одному з режимів роботи конвеєра їй доведеться працювати в області максимальних натягів.

АНП, що працює в стабілізуючому режимі, підтримує постійний рівень натягу, що забезпечує відсутність пробуксування в найбільш важких режимах роботи конвеєра, для бремсбергових конвеєрів – окремо на двох рівнях в руховому і гальмівному режимах роботи конвеєра (дворівневе регулювання) або на одному рівні, що задовольняє як руховому, так і гальмівному режимам (однорівневе регулювання). При всіх значеннях  $W$ , окрім  $W_{\max}$  або  $W_{x.x}$ , особливо бремсбергових конвеєрів при однорівневому регулюванні з однією натяжною кареткою, тяговий орган надмірно натягнутий.

В табл. 1 приведені раціональні значення параметрів налаштування жорстких НП з контрольованим натягом ТО  $S_{1H}$  в режимі холостого ходу, а також закони керування АНП, для ідентифікації яких прийняті позначення: К – комбінований, СЛ – слідкувальний, СТ – стабілізуючий з двома натяжними каретками, СТЗ – стабілізуючий з однією кареткою на збіжній гілці, СТН – стабілізуючий з однією кареткою на набіжній гілці.

Таблиця 1 – Закони регулювання натягу ТО стрічкових конвеєрів

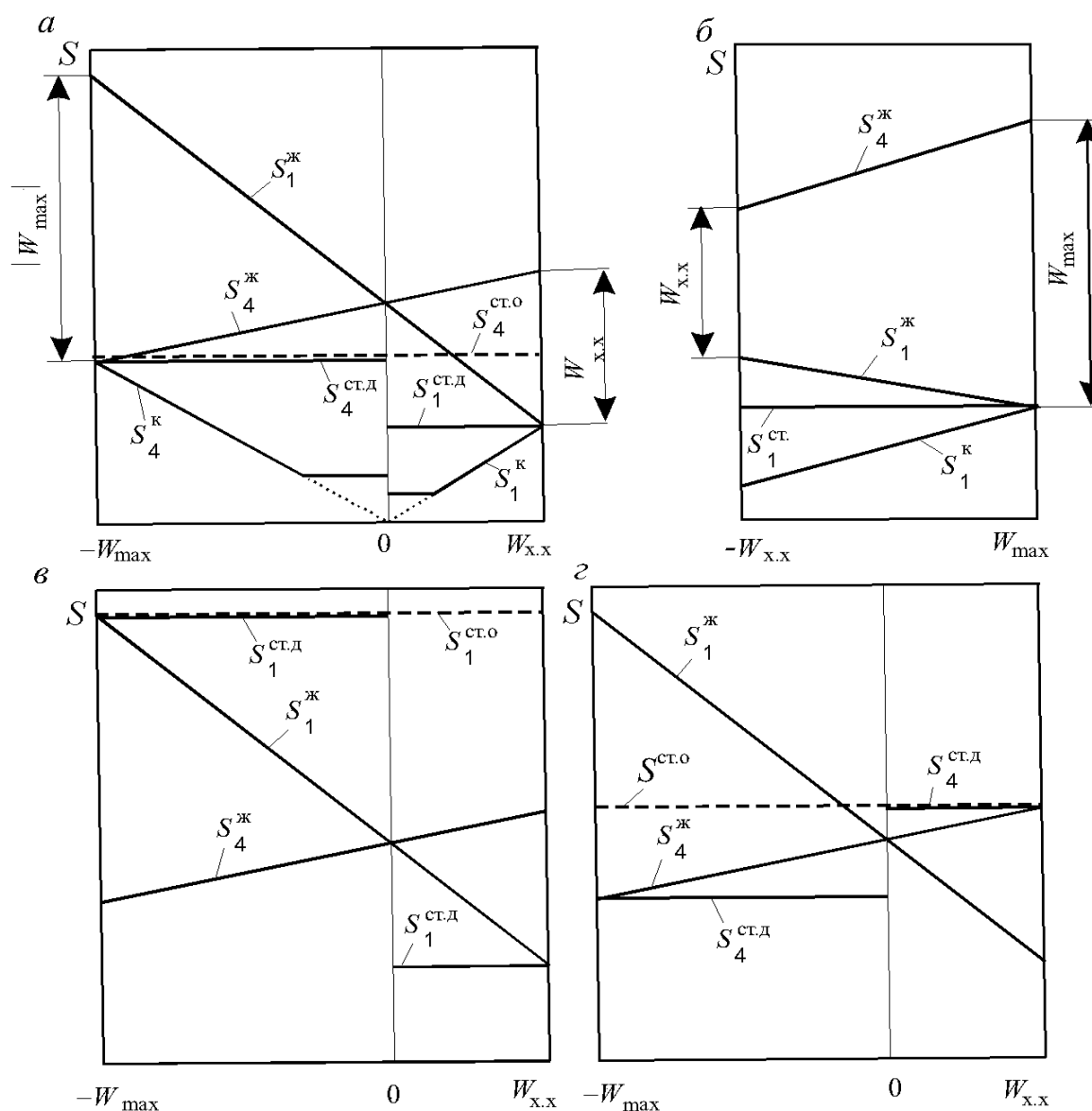
Режим роботи АНП	Параметри налаштування жорсткого НП і закони керування АНП	Умови застосування закону регулювання
Жорсткий НП	$S_{1H} = \kappa_{3H} W_{\max} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H}) + 0,25(W_{\max} - W_{x.x})$	$\Pi > 0$
	$S_{1H} =  W_{\max}  e^{\mu\alpha} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H}) + 0,25(W_{\max} - W_{x.x})$	$\Pi < 0,  W_{\max}  > W_{xx}$
	$S_{1H} = \kappa_{3H} W_{xx} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$\Pi < 0,  W_{\max}  < W_{xx}$
К	$S_1^K = \kappa_{3H} W / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$W > 0, W > W_{\min}^D$
	$S_1^K = \kappa_{3H} W_{\min}^D / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$W > 0, W < W_{\min}^D$
	$S_4^K = \kappa_{3H}  W_{\min}^T  / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$W < 0, W > W_{\min}^T$

Продовження таблиці 1

Режим роботи АНП	Параметри налаштування жорсткого НП і закони керування АНП	Умови застосування закону регулювання
	$S_4^k = \kappa_{3H}  W  / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$W < 0, W < W_{\min}^T$
СЛ	$S_1^{cl} = \kappa_{3H} W / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P > 0, W > 0, W_{xx} > W_{\min}^d$
	$S_1^{cl} = \kappa_{3H} (W + W_{\min}^d) / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W > 0$
	$S_4^{cl} = \kappa_{3H} ( W  +  W_{\min}^T ) / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W < 0$
СТ	два рівні регулювання	
	$S_1^{ct.d} = \kappa_{3H} W_{x.x} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W > 0$
	$S_4^{ct} = \kappa_{3H}  W_{\max}  / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W < 0$
	один рівень регулювання	
	$S^{ct} = \max \{ \kappa_{3H} W_{x.x} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H}); \kappa_{3H}  W_{\max}  / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H}) \}$	$P < 0, W_{\max} < 0$
	$S_1^{ct} = \kappa_{3H} W_{x.x} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W_{\max} > 0$
СТЗ	два рівні регулювання	
	$S_1^{ct.d} = \kappa_{3H} W_{x.x} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W > 0$
	$S_1^{ct.d} =  W_{\max}  e^{\mu\alpha} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W < 0$
	один рівень регулювання	
	$S_1^{ct.o} = \max \{ \kappa_{3H} W_{x.x} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H});  W_{\max}  e^{\mu\alpha} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H}) \}$	$P < 0, W_{\max} < 0$
	$S_1^{ct.o} = \kappa_{3H} W_{x.x} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W_{\max} > 0,$
	$S_1^{ct.o} = \kappa_{3H} W_{\max} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P > 0$
СТН	два рівні регулювання	
	$S_4^{ct.d} = W_{x.x} e^{\mu\alpha} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W > 0$
	$S_4^{ct.d} = \kappa_{3H}  W_{\max}  / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W < 0$
	один рівень регулювання	
	$S_4^{ct.o} = \max \{ W_{x.x} e^{\mu\alpha} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H}); \kappa_{3H}  W_{\max}  / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H}) \}$	$P < 0, W_{\max} < 0$
	$S_4^{ct.o} = e^{\mu\alpha} W_{x.x} / (e^{\mu\alpha} - \kappa_{3H})$	$P < 0, W_{\max} > 0$

Характер змінення сил натягу ТО конвеєрів (для бремсбергового, як приклад, для типового випадку, коли  $W_{\max} < 0$  і  $|W_{\max}| > W_{x.x}$ ), обладнаних жорстким НП або АНП, залежно від  $W$  відображений на рис. 1.





— — один рівень регулювання натягу,

- - - — два рівня регулювання натягу,

*a* — дві натяжні каретки,

*a, в* — одна натяжна каретка на збіжній гілці ТО,

*г* — одна натяжна каретка на набіжній гілці ТО,

*б* —  $P > 0$  (ухилові конвеєри),

*в* —  $P < 0$  (бремсбергові конвеєри)

Рисунок 1 – Залежності натягів тягового органу стрічкових конвеєрів з АНП від тягового зусилля

Для всіх режимів роботи АНП характерне те, що налаштовувані і регульовані сили натягу при максимальних навантаженнях, тобто при  $W_{x.x}$  або  $W_{max}$ , збігаються. Графіки залежностей  $S_1(W)$  і  $S_4(W)$  перетинаються при  $W=0$ .

З аналізу наведених залежностей виходить, що на бремсбергових конвеєрах при  $W_{max}<0$  доцільно застосовувати дві натяжні каретки. На конвеєрах з однією натяжною кареткою її необхідно встановлювати: у випадку  $|W_{max}|>W_{xx}$  на набіжній гілці ТО, у випадку ж  $|W_{max}|<W_{xx}$  – на збіжній гілці.

Таким чином, проведено уточнення законів керування натягом тягового органу стрічкових конвеєрів з врахуванням режиму роботи конвеєра, числа і розташування натяжних кареток. Отримані результати, необхідні при розробці адаптивної САУ автоматичними натяжними пристроями конвеєра.

### **Бібліографічний список**

1. Василенко В.И. Классификация автоматических натяжных устройств ленточных конвейеров // Василенко В.И., Котов М.А., Сб. Автоматизация и вычислительная техники в угольной промышленности. – 1970. – Вып. 10. – С. 261-269.

2. Сигалов Л.Н. Методика оценки эффективности действия натяжных устройств ленточных конвейеров / Сигалов Л.Н., Корнеев С.В. – Сб. Шахтный и карьерный транспорт. Вып. 7 – М: Недра, 1981. – С. 79-87.

3. Сигалов Л.Н. О рациональном способе регулирования первоначального натяжения тягового органа ленточных конвейеров / Сигалов Л.Н., Корнеев С.В., Припотень В.К. – Изв. Вузов. Горный журн. – 1978. – №12. – С. 56-61.

*д.т.н. Корнеев С.В.,  
Белоусов В.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПРИНЦИПЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ СИСТЕМ ПОДЗЕМНОГО ТРАНСПОРТА**

*Розроблено принципи моделювання підземного транспорту вугільних шахт як єдиної системи, що містить функціонально-структурні елементи транспорту, підйом, виймальні і прохідницькі машини, що дозволяє враховувати вплив транспорту на формування вибійних вантажопотоків і оцінювати його ефективність.*

**Ключові слова:** *підземний транспорт, моделювання, система, функціонально-структурні елементи, вантажопотоки.*

*Разработаны принципы моделирования подземного транспорта угольных шахт как единой системы, включающей функционально-структурные элементы транспорта, подъем, выемочные и проходческие машины, что позволяет учитывать влияние транспорта на формирование забойных грузопотоков и оценивать его эффективность.*

**Ключевые слова:** *подземный транспорт, моделирование, система, функционально-структурные элементы, грузопотоки.*

Одной из центральных проблем, решаемых на всех этапах жизненного цикла угольной шахты, является обеспечение бесперебойного транспортирования полезного ископаемого и повышение нагрузки на очистные забои. Проблема, как система определенных процедур, относится к плохо структурированным, что поясняется неполнотой исходной информации, неопределенностью условий эксплуатации, случайностью грузопотоков, недостаточной разработанностью приемов исследования, динамичностью системы транспорта и многовариантностью решений.

Концепция, методология и математическое обеспечение расчетов и проектирования систем подземного транспорта приводятся в работах [1, 2], там же приведены основные положения автоматизированного проектирования систем подземного транспорта.

В работе [1] предложен метод синтеза технологической системы шахтного транспорта (ТСШТ) на основе типовых методик расчета ее отдельных элементов, который не учитывает логику функционирования

системы транспорта, и, следовательно, не позволяет решать задачи управления системой и оптимизации ее параметров.

Метод моделирования системы подземного конвейерного транспорта, представленный в работе [2], позволяет имитировать ход технологического процесса с учетом случайного характера формирования грузопотоков и отказов функционально-структурных элементов (ФСЭ), а также функций САУ конвейерной линией. В данной модели при имитировании простоев в работе лавы не делается различий между простоями вследствие остановки оборудования лавы и «по вине транспорта», как это рекомендуется, например, в работе [3], что при повторном учете влияния потока отказов транспортного оборудования приводит к искажению картины формирования грузопотоков.

Теория моделирования электровозного транспорта, которая приведена в работе [3], не имела дальнейшего развития и практического применения.

Обе модели [2, 3] построены в отрыве от смежных звеньев транспорта и практически пригодны лишь для моделирования звеньев транспорта, которые заканчиваются (для конвейерной системы) вместительным бункером, разрывающим транспортные связи в общей системе подземного транспорта, или начинаются от него (для электровозного транспорта).

Целью настоящей работы является разработка принципов моделирования единой системы, включающей функционально-структурные элементы подземного шахтного транспорта, а также смежные звенья подъема и забоев, что позволило бы учитывать влияние транспорта на формирование забойных грузопотоков и оценивать его эффективность.

При взаимодействии ФСЭ между ними возникают технологические и информационные связи, существование или прекращение которых возможно при выполнении ряда условий. Технологическая связь характеризуется направленным процессом передачи груза с одного ФСЭ на другой и существует лишь при их одновременном функционировании. Информационная связь отражает способность ФСЭ выполнять свои функции и характеризуется функцией готовности  $Y(t)$ . Если ФСЭ способен выполнять свои функции, то  $Y(t)=1$ , в противном случае  $Y(t)=0$ .

В физическом плане ФСЭ могут находиться в одном из рабочих состояний или в нерабочем состоянии. Переход из одного состояния в другое рассматривается как определенное событие. Например, для конвейера такими событиями являются: 1) включение в работу; 2) остановки по внешним причинам, к которым относятся остановки других машин; 3) остановки по внутренним причинам (при работе в режиме холостого хода, при отказах, при технологических отключениях, необходимых для планового технического обслуживания); 4) начало или прекращение загрузки (разгрузки); 5) восстановление работоспособности.

Моделирование ТСШТ выполняется в соответствии с расчетной схемой, составляемой по методу «деревьев». Пример подобной схемы представлен на рисунке 1, где приняты обозначения: СК и ЛК – скребковые и ленточные конвейеры; ТБ, УБ, АБ, МБ – технологические, усредняющие, аккумулирующие, механизированные бункеры; ЛО – локомотивная откатка; ВМ и ПМ – выемочные и проходческие машины; П – скиповый подъем.

При моделировании ТСШТ принимаются следующие положения.

1. Функционирование каждого ФСЭ определяется его состоянием и состояниями соседних ФСЭ, которые находятся с ним в непосредственной связи. Технологические связи ФСЭ определяются  $\Delta t$ -грузопотоками на его входе  $q_{вх}$  и на выходе  $q_{вых}$ . Информационная связь каждого  $j, i$ -го ФСЭ определяется значением сигнала  $Y_{j,i+1}(t)$  от следующего по ходу грузопотока  $j, i+1$ -го элемента. Если  $i = n_j$ , где  $n_j$  – номер последнего в данной ветви элемента, – то определяется значением сигнала от элемента, к которому присоединяется данная ветвь.

2. Элементы системы при остановке следующих по ходу грузопотока ФСЭ могут работать лишь в том случае, если им свойственна функция накопления, которую они в состоянии выполнять (конвейеры до момента схода с них грузопотока, а бункеры и составы вагонеток до их полного заполнения). Остановка любого ФСЭ ТСШТ приводит к остановке всех остальных элементов, расположенных последовательно против хода грузопотока: сразу в случае жестких связей и по истечении некоторого времени – в случае логических связей.

3. Бункер не работает (не может выполнять накопительную функцию), если он полон, а подбункерный ФСЭ не в состоянии принимать грузопоток из бункера.

4. При остановке ВМ или ПМ, а также любого ФСЭ в добункерной подсистеме ТСШТ послебункерная система может работать до полной разгрузки бункера.

5. В начальный момент времени все ФСЭ находятся в рабочем состоянии. При выборе порядка запуска конвейерных линий учитывается наличие груза на смежных ФСЭ.

6. Режим холостого хода машин и их работа без загрузки исключаются из рассмотрения.

В дальнейшем последовательно рассмотрим принципы построения моделей типовых ФСЭ при условии их функционирования в составе ТСШТ. Ниже приводятся модели типовых ФСЭ.

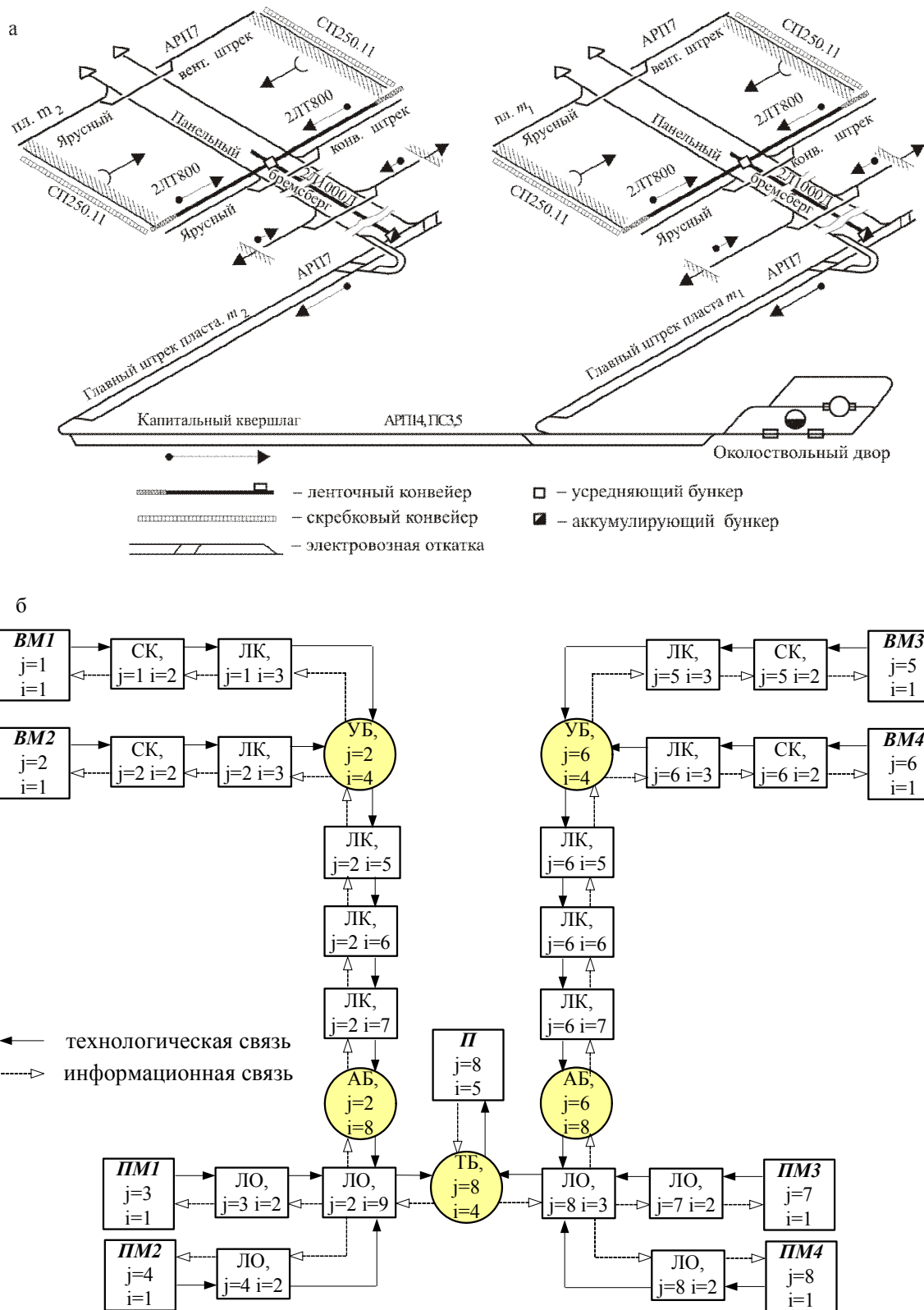


Рисунок 1 - Схемы подземного транспорта бремсберговой части шахтного поля: а) – технологическая схема; б) – расчетная схема

*Моделирование работы бункеров.* Задача моделирования ТСШТ с бункерами заключается в определении их оптимальных параметров, которые обеспечивают максимальную нагрузку на очистной забой, либо оптимальный эффект, зависящий от капитальных затрат на сооружение бункеров и от повышения нагрузки на очистные забои. В исследовательских целях могут определяться законы распределения количества груза в бункере и вероятности его состояний.

Типовая модель работы бункера должна отражать процессы загрузки, разгрузки и накопления груза.

Важнейшими параметрами бункера являются его вместимость, теоретическая производительность подбункерного питателя или пропускная способность управляемого затвора в днище бункера.

Бункер с номером  $j, i$  способен принимать в данный момент времени  $t$  груз, то есть  $Y_{j,i} = 1$ , если выполняется условие:

$$G_{j,i} \leq \gamma V_{б j,i}, \quad (1)$$

где  $G_{j,i}$  – текущее значение количества груза в бункере;

$V_{б j,i}$  – емкость бункера.

Бункер может работать в режиме загрузки, если  $Y_{j,i} = 1$  и  $q_{вх j,i} \neq 0$ , и в режиме разгрузки, если  $Y_{j,i+1} = 1$  и  $q_{вых j,i} \neq 0$ .

Здесь  $q_{вх j,i}$  и  $q_{вых j,i}$  – соответственно, количество (порция) груза, который входит в бункер и выходит из него за время  $\Delta t$ , иначе  $-\Delta t$  – грузопотоки на входе в  $j, i$ -ый бункер и на выходе из него, при одинарной связи бункера с  $j, i - 1$ -ым ФСЭ,

$$q_{вх j,i} = q_{вых j,i-1}, \quad (2)$$

где  $q_{вых j,i-1}$  – грузопоток на выходе с  $j, i - 1$ -го ФСЭ.

Если при разветвленной схеме в бункер поступают несколько грузопотоков, то они суммируются.

Особенность разгрузки усредняющего бункера состоит в том, что при

$$G_{j,i} + q_{вх j,i-1} \leq \Delta t \cdot Q_n, \quad (3)$$

где  $Q_n$  – теоретическая производительность подбункерного питателя или пропускная способность затвора в днище бункера,

$$q_{вых j,i} = G_{j,i}, \quad (4)$$

то есть груз проходит через бункер, не задерживаясь в нем.

Разгрузка горного аккумуляющего бункера прекращается при минимальном остаточном количестве груза  $G_{\min}$ , т. е. при условии:

$$G_{j,i} + q_{\text{ex } j,i-1} \leq G_{\min}. \quad (5)$$

Если для усредняющего бункера

$$G_{j,i} > \Delta t \cdot Q_n, \quad (6)$$

а для горного аккумуляющего бункера

$$G_{j,i} > G_{\min}, \quad (7)$$

то исходящий  $\Delta t$ -грузопоток ограничивается и усредняется, причем

$$q_{\text{вых } j,i} = \Delta t \cdot Q_n. \quad (8)$$

Очевидно, что в любой момент времени

$$G_{j,i} = G_{j,i} + q_{\text{ex } j,i} - q_{\text{вых } j,i}. \quad (9)$$

Отсюда следует, что бункер осуществляет в данный момент накопление груза, если  $q_{\text{ex } j,i} > q_{\text{вых } j,i}$ .

Если под бункером находятся конвейеры, то для снижения энергозатрат и повышения ресурса конструктивных элементов конвейера может быть поставлена цель обеспечения максимально возможной загрузки рабочего органа, что обеспечивается регулированием скорости конвейера и/или управлением процессом разгрузки бункера в ручном или автоматизированном режиме.

Результатом моделирования рабочего процесса работы бункера на каждом шаге  $\Delta t$  является определение количества груза  $G_{j,i}$  в нем,  $\Delta t$ -грузопотока  $q_{\text{вых } j,i}$  на выходе из него и сигнала  $Y_{j,i}$ . В итоге, также определяются временные и вероятностные характеристики бункера, например, относительная длительность и вероятность простоев при его максимальном заполнении.

*Моделирование конвейерных линий.* Моделирующий алгоритм конвейера, как и для бункера, строится по принципу дискретного времени, что также позволяет рассматривать обслуживание конвейерами  $\Delta t$ -грузопотоков. Моделирование случайных  $\Delta t$ -грузопотоков, поступающих на забойный скребковый конвейер от выемочной машины и их прохождение по конвейеру производится по методике, приведенной в работе [4]. В результате моделирования после проведения достаточного объема испытаний определяются плотность распределения  $\varphi(G_{j,i})$  слу-



чайной величины  $G_{j,i}$  - количества груза на конвейере, а также ее математическое ожидание и дисперсия.

Для любого другого конвейера (скребкового или ленточного), который является системой с запаздыванием, при загрузке в хвосте и при постоянной скорости движения тягового органа

$$q_{вых j,i}(t_1) = q_{ex j,i}(t_1 - T), \quad (10)$$

где  $T$  – время прохождения грузом конвейера.

В дискретные моменты времени  $t_{1r}$

$$q_{вых j,i r}(t_{1r}) = q_{ex j,i, s}(t_{1r}), \quad (11)$$

где  $t_{1r} = t_1 / \Delta t$ ,  $s = r - T / \Delta t_{vk}$ .

Для учета показателей надежности при моделировании конвейера как элемента ТСШТ удобно использовать функцию готовности  $Y(t)$ .

На рисунке 2, а отражен порядок чередования состояний конвейера в некотором интервале текущего календарного времени  $t$  и события, происходящие при его работе.

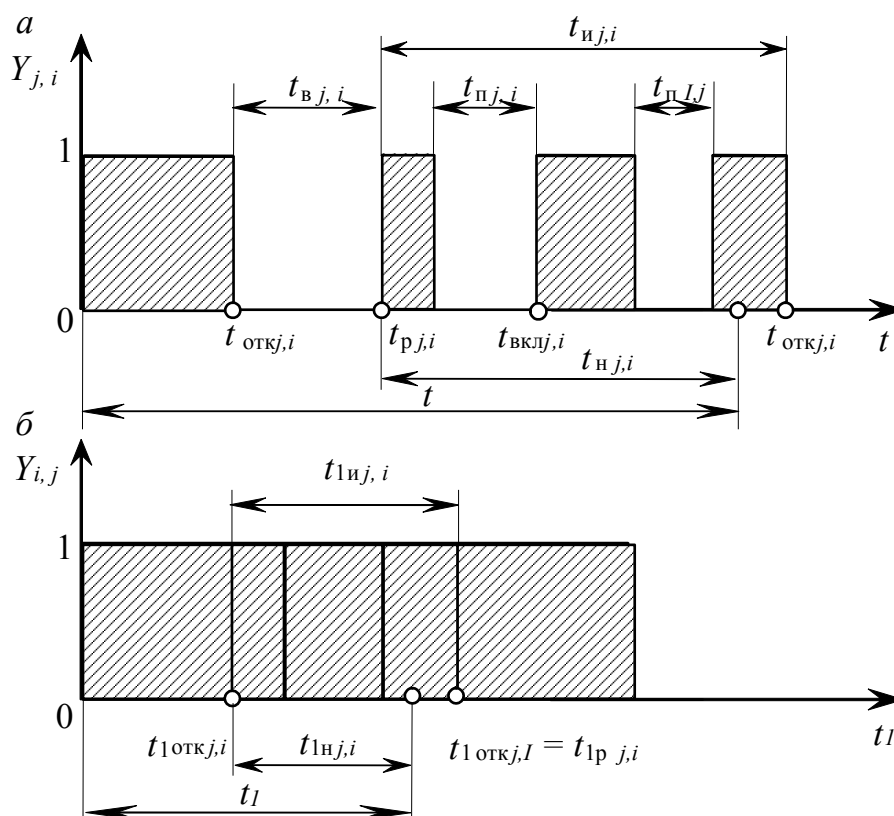


Рисунок 2 – Диаграмма изменения функции готовности конвейера при чередовании его состояний

На диаграмме приняты следующие обозначения:  $t_{Bj,i}$  – время восстановления после отказа;  $t_{Hj,i}$  – время пребывания в исправном состоянии;  $t_{Пj,i}$  – время простоев исправного конвейера по не зависящим от него причинам. Изменения текущего состояния ФСЭ (события) происходят в определенные моменты времени:  $t_{ОТКj,i}$  – возникновение отказа конвейера;  $t_{Pj,i}$  – восстановление его работоспособности;  $t_{ВКЛj,i}$  – включение после окончания простоя по внешним причинам.

На рисунке 2, б все события отражены на оси машинного времени конвейера  $t_1$ , где  $t_{1Hj,i}$  – наработка конвейера после последнего восстановления его работоспособности,  $t_{1Иj,i}$  – наработка на отказ. На оси календарного времени величина  $t_{1Hj,i}$  соответствует  $t_{Hj,i}$ , а величина  $t_{1Иj,i} - t_{1Hj,i}$ .

Законы распределения величин  $t_{1Иj,i}$  и  $t_{Bj,i}$  считаются известными.

Как следует из диаграммы, функция готовности конвейера определяется его способностью принимать груз. При этом  $Y_{j,i} = 1$  в следующих случаях:

1) конвейер находится в исправном состоянии, т.е.  $(t_{Bj,i} = 0) \wedge (t_{1Hj,i} \leq t_{1Иj,i})$ , а последующий за ним ФСЭ в состоянии принимать груз, т.е.  $Y_{j,i+1}(t) = 1$ ;

2) конвейер находится в исправном состоянии, и хотя последующий за ним ФСЭ не в состоянии принимать груз, т.е.  $Y_{j,i+1}(t) = 0$ , но  $q_{выхj,i} = 0$ , что наглядно характеризует дополнительное условие взаимодействия смежных ФСЭ в составе ТСШТ.

Признаками того или иного состояния конвейера в момент времени  $t$  являются:  $t_{Bj,i}$ ;  $q_{выхj,i-1}$ ,  $q_{выхj,i}$  – в момент времени  $t - \Delta t$ ;  $t_{Пj,i}$ ;  $Y_{j,i+1}$  – в момент времени  $t$ . То или иное состояние конвейера как  $j,i$ -го ФСЭ ТСШТ определяется сочетанием приведенных признаков.

Обозначим в качестве пропозициональных переменных следующие простые высказывания:

- сформировано  $t_{1Иj,i}$ , конвейер в момент времени  $t - \Delta t$  исправен

$$a_1 \leftrightarrow t_{Bj,i} = 0; \quad (12)$$

- при сформированном  $t_{1Иj,i}$ , т.е. при  $t_{Bj,i} = 0$ , конвейер в момент времени  $t$  исправен)

$$a_2 \leftrightarrow t_{1Hj,i} \leq t_{1Иj,i}; \quad (13)$$

- при сформированном  $t_{Bj,i}$ , т.е. при  $t_{Bj,i} \neq 0$ , конвейер в момент времени  $t$  неисправен

$$a_3 \leftrightarrow t_1 - t_{\text{ОТК}} \leq t_{Bj,i}; \quad (14)$$

- на выходе из  $j,i-1$ -го ФСЭ в момент времени  $t - \Delta t$  находилась порция груза, которая в момент времени  $t$  поступает на конвейер

$$a_4 \leftrightarrow q_{\text{ВЫХ } j,i-1} \neq 0; \quad (15)$$

- на выходе с конвейера в момент времени  $t - \Delta t$  находилась порция груза, которая в момент времени  $t$  поступает на  $j,i+1$ -й ФСЭ

$$a_5 \leftrightarrow q_{\text{ВЫХ } j,i} \neq 0; \quad (16)$$

-  $j,i+1$ -й ФСЭ способен принимать груз в момент времени  $t$ ,

$$a_6 \leftrightarrow Y_{j,i+1} = 1. \quad (17)$$

С использованием выражений (12) – (17) представим в удобной для записи форме логики высказываний возможные состояния конвейера в момент времени  $t$ :

- может принимать груз ( $Y_{j,i} = 1$ )

$$C_1 \leftrightarrow (a_1 \wedge a_2) \vee (\sim a_1 \wedge \sim a_3) \wedge [a_6 \vee (\sim a_6 \wedge \sim a_5)]; \quad (18)$$

- не может принимать груз ( $Y_{j,i} = 0$ )

$$C_2 \leftrightarrow (a_1 \wedge a_2) \vee (\sim a_1 \wedge \sim a_3) \wedge [(a_1 \wedge \sim a_2) \vee (\sim a_6 \wedge a_5)]; \quad (19)$$

- конвейер работает

$$D_1 \leftrightarrow C_2 \wedge a_4; \quad (20)$$

- конвейер не работает

$$D_2 \leftrightarrow \sim C_1 \vee (C_1 \vee a_4), \quad (21)$$

а также условия перехода рассматриваемого ФСЭ из одного состояния в момент времени  $t - \Delta t$  в другое состояние в момент времени  $t$ :

- был не исправен, остался не исправным

$$b_1 \leftrightarrow \sim a_1 \wedge a_3; \quad (22)$$

- был не исправен, стал исправным, но не работает

$$b_2 \leftrightarrow \sim a_1 \wedge \sim a_3 \wedge [\sim a_4 \vee (\sim a_6 \wedge a_5)]; \quad (23)$$

- был не исправен, стал исправным и работает

$$\sim a_1 \wedge \sim a_3 \wedge \{[a_6 \vee (\sim a_6 \wedge \sim a_5)] \wedge a_4\}; \quad (24)$$

- был исправен, остался исправным, и работает

$$a_1 \wedge a_2 \wedge \{[a_6 \vee (\sim a_6 \wedge \sim a_5)] \wedge a_4\}; \quad (25)$$

- был исправен, остался исправным, но не работает

$$a_1 \wedge a_2 \wedge [\sim a_4 \vee (\sim a_6 \wedge a_5)]; \quad (26)$$

- был исправен, стал неисправным

$$a_1 \wedge \sim a_2. \quad (27)$$

Моделирование локомотивной откатки производится согласно методике, приведенной в работе [3].

Полученные модели отдельных ФСЭ объединяются в единую модель ТСШТ.

**Выводы.** Таким образом, разработаны принципы моделирования подземного транспорта угольных шахт как единой системы, включающей функционально-структурные элементы транспорта, подъема и забоев, что позволяет учитывать влияние транспорта на формирование забойных грузопотоков и оценивать его эффективность.

### Библиографический список

1. Справочник. Подземный транспорт шахт и рудников. Под общей ред. Г. Я. Пейсаховича, И. П. Ремизова. - М.: Недра, 1985. - 565 с.
2. Шорин В.Г. Системы внутришахтного транспорта / В.Г. Шорин, Ф. Ф. Кузюков, К. К. Кузнецов и др. М., «Недра», 1977. - 336 с.
3. Гойзман Э. И. Моделирование производственных процессов на шахтах / Э. И. Гойзман. - М., «Недра», 1977. - 192 с.
4. Корнеев С.В. Алгоритмы расчетов шахтных скребковых конвейеров / Корнеев С.В., Косарев И.В., Плетнев М.В., Стадник Н.И., Ширин Л.Н. – Луганск, Книжковий світ, 2006. – 96 с.

*д.т.н. Бабиюк Г.В.,*

*к.т.н. Леонов А.А.,*

*Пунтус В.Ф.,*

*Бакаев О.В.*

*(Дон ГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРИБОРНО-МЕТОДИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ ПОРОД В РЕЖИМЕ КОНТРОЛИРУЕМОГО РАЗРУШЕНИЯ**

*Наведені результати робіт щодо удосконалення приборно-методичного забезпечення для випробування моделей породного масиву у режимі контролюваного деформування.*

**Ключові слова:** *випробування, модель, гірська порода, масив, прес, жорсткість, діаграма, деформування, руйнування.*

*Приведены результаты работ по совершенствованию приборно-методического обеспечения испытаний моделей породного массива в режиме контролируемого деформирования.*

**Ключевые слова:** *испытания, модель, горная порода, массив, пресс, жесткость, диаграмма, деформирование, разрушение.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**  
Для прогнозирования проявлений горного давления и выбора адекватных им способов обеспечения устойчивости выработок необходимо знать прочностные и деформационные свойства горных пород, которые обычно изучают путем механических испытаний образцов с использованием прессового оборудования. Однако при испытаниях на обычных серийных машинах получить полную диаграмму деформирования с допредельной и запредельной ветвями не удастся, так как процесс разрушения развивается очень быстро. В момент достижения предела прочности кривая напряжение-деформация ( $\sigma - \varepsilon$ ) резко обрывается, поэтому регистрируется только допредельная ветвь диаграммы, т.е. ее левая часть, а наиболее интересная правая часть, характеризующая непосредственно деформирование пород в предельном напряженном состоянии вокруг выработки, отсутствует. Такое хрупкое разрушение образцов в процессе испытаний под действием как одноосных, так и объемных нагрузок, по сути, не является свойством горных пород, а есть лишь ре-

зультат взаимодействия образца и испытательной машины, зависящий, в первую очередь, от соотношения их жесткостей.

**Анализ последних достижений и публикаций.** Достаточно подробный обзор методов и аппаратуры, а также анализ результатов исследований деформационных и прочностных свойств горных пород в за-предельной области дан в работе [1].

В настоящее время основным методом обеспечения контролируемого разрушения образцов горных пород является увеличение жесткости испытательной машины [2, 3]. Принципы создания таких машин достаточно подробно изложены в работе [4]. Если жесткость машины превышает жесткость образца, то на его разрушение затрачивается только та энергия, которая поступает от нагружающего устройства. Поэтому на жесткой машине возможно управление процессом нагружения и деформирования образца, что позволяет зарегистрировать полную кривую  $\sigma - \varepsilon$ . При этом возможны следующие подходы:

- использовать обычную серийную испытательную машину и специальные средства для предупреждения бесконтрольной передачи энергии образцу в момент потери им несущей способности;

- использовать жесткую испытательную машину, у которой запас неконтролируемой энергии в системе пресс-образец был бы достаточно малым по сравнению с энергией, расходуемой на деформирование и разрушение образца;

- использовать сервоуправляемую машину и компьютерную систему управления ею, которая позволяла бы практически мгновенно снять избыток энергии с образца в тот момент, когда скорость его деформирования будет превышать заданную.

В рамках первого подхода для увеличения жесткости серийных прессовых установок используют различные устройства-компенсаторы. Так, например, в ИГД им. А.А. Скочинского [5] устройство для повышения жесткости пресса при управлении за-предельным деформированием пород состоит из трех стержней, расположенных через  $120^\circ$ , которые, упруго деформируясь, ограничивают передачу потенциальной энергии пресса на образец при его разрушении. Этот метод применяли при испытаниях образцов однородных крепких пород, причем для деформации стержней (брусков, цилиндров и пр.) требуются машины большой мощности. Однако при испытании образцов пластичных, пористых и неоднородных пород, укорочение которых составляет десятки миллиметров, деформация стальных компенсаторов выходит далеко за пределы упругости. Кроме того, этот метод не исключает пульсации нагрузок, обусловленной работой насосов пресса.

За рубежом популярна схема испытания образца, помещенного под стальную балку, уложенную на две опоры [6]. В этом случае нагрузка,

создаваемая машиной, распределяется между балкой и образцом, поэтому при разрушении образца накопленная упругая энергия воспринимается балкой. Известна также схема нагружения образца при помощи испытательной машины, использующей температурное сокращение предварительно разогретых, а затем охлажденных колонн [7]. Такой пресс обладает еще меньшими линейными перемещениями, зависящими от коэффициента температурного расширения, и не позволяет контролировать скорость деформирования.

В ИГТМ [3, 4, 8] между плитами пресса помещали слоистые опоры из стали и оргстекла, резинокордные амортизаторы и гидравлические домкраты. Наилучшие результаты с точки зрения увеличения жесткости пресса ПСУ-500 и управления им дало использование двух гидравлических домкратов, установленных параллельно с образцом между опорными плитами. Перед испытанием сначала создают усилие порядка 2 МН в домкрате, а затем силовой установкой нагружают совместно образец и домкраты. При достижении нагрузки, близкой к пределу прочности образца, гидросистему пресса отключают, а в дальнейшем образец деформируется путем снижения давления в гидродомкратах за счет энергии, накопленной в раме пресса. Информация о нагрузке и деформациях записывается с помощью специальной регистрирующей аппаратуры.

К общим недостаткам таких схем загрузки следует отнести загромождение рабочего пространства приспособлениями, что затрудняет измерение перемещений, а также необходимость точной подготовки размеров и жесткости образца и компенсаторов для поглощения накопленной прессом энергии.

Методы испытаний, реализующие второй подход, основаны на глубоком анализе работы гидравлических прессов, который показал, что накопление упругой энергии и нежелательные деформации, ведущие к неконтролируемому нагружению образца, происходят в результате растяжения продольных колонн, изгиба траверс, сжимаемости масла и наличия воздушных пузырьков в гидросистеме, деформации маслопроводов, податливости уплотнений поршня пресса и силоизмерительного устройства. Согласно исследованиям [9] для получения предельных характеристик прочных пород жесткость пресса должна соответствовать соотношению  $C \geq 4 \cdot 10^6 \cdot S$ , Н/см, где  $S$  – площадь поперечного сечения образца, см<sup>2</sup>. Этому условию отвечает жесткий пресс БР-3 конструкции ВНИМИ [9], требуемая жесткость которого обеспечивается мощной конструкцией в виде цилиндра и малым объемом масла в рабочей части гидросистемы. Давление на образец диаметром 30 мм (или стабилметрическую камеру с образцом) создается поршнем диаметром 200 мм. Масло в рабочую полость поступает из резервной емкости через элек-

трогидравлические клапаны, а высокое давление в ней поддерживается насосом. Плавная постепенная деформация разрушенных пород за пределом прочности осуществляется нагружением в режиме продольных деформаций с заданной скоростью.

Дальнейшее совершенствование методики и аппаратуры для испытаний образцов горных пород при заданной скорости деформирования было направлено на создание испытательных систем с блоками программного управления, автоматизированного измерения, регистрации и обработки данных. Среди работ данного направления особого внимания заслуживают установки [10], имеющие, благодаря оригинальным конструкциям нагружающей системы, весьма высокую жесткость, что позволяет испытывать образцы горных пород строго заданных размеров при одноосном и трехосном сжатии в статических и динамических условиях нагружения. Однако боковое давление на образец обеспечивается гидравлическим способом, что не дает возможности испытывать модели массива увеличенных размеров при взаимодействии с крепью, работа которой имитируется различными дополнительными приспособлениями.

Получить полную диаграмму деформирования материала можно и другими методами. Условие контролируемого разрушения модели за пределом прочности, заключающееся в том, что приведенная жесткость прессы должна быть больше жесткости модели при ее запредельном деформировании:

$$C = \frac{dN}{dh} \geq (M \cdot S) / h = S(\sigma_c - \sigma_0) / (\varepsilon_p \cdot h), \quad (1)$$

где  $N$  и  $M$  – нагрузка на образце и модуль спада ниспадающей ветви диаграммы деформирования;

$S$  и  $h$  – площадь поперечного сечения и высота образца;

$\sigma_c$  и  $\sigma_0$  – предел прочности и остаточная прочность при сжатии;

$\varepsilon_p$  – запредельные деформации,

можно обеспечить не путем увеличения жесткости прессы, а уменьшением жесткости испытываемого образца или модели. Это возможно за счет увеличения высоты образца  $h$ , снижения прочности материала  $\sigma_c$  и роста запредельных деформаций  $\varepsilon_p$ . Увеличение высоты образца связано с разрушением в результате потери устойчивости, рост запредельных деформаций приведет с излишним проявлением пластических свойств, поэтому реализовать контролируемое разрушение модели породного массива, т.е. уменьшить правую часть условия (1), можно путем снижения прочности модельного материала до уровня, по-



звляющего промоделировать процесс деформирования породного массива во взаимодействии с крепью с обязательным соблюдением критериев подобия. Тем более, что переход от показателей, полученных на образцах горных пород, к массиву все равно требует учета так называемого масштабного фактора.

**Формулирование цели (постановка задачи).** Основная задача настоящей работы состояла в обосновании методики исследования процесса деформирования породного массива вблизи горной выработки на модели массива во взаимодействии с крепью, позволяющей с соблюдением критериев подобия получить полную диаграмму деформирования горных пород, а также в модернизации гидравлического пресса МС-1000, заключающейся в замене ручных способов управления прессом современными микропроцессорными системами, обеспечивающими удобство обслуживания оборудования, повышение надежности испытаний и снижение трудоемкости экспериментов.

**Представление основного материала исследования.** Гидравлический пресс МС-1000 (рисунок 1) состоит из нагружающего устройства 1 и пульта управления 2, а разработанный комплекс управления работой пресса включает в себя систему компьютерного контроля и управления нагружением (разгрузкой) пресса и информационно-измерительную систему для визуального наблюдения и непрерывной регистрации перемещений модели и нагрузки на нее. Статические испытания моделей на сжатие на прессе производятся путем их деформирования между плитами 3 (в том числе после разрушения) при контролируемых компьютером параметрах: скорости нагружения, величине нагрузки на образец, продольных и поперечных перемещениях образца. Рабочее пространство между плитами 3 изменяется за счет перемещения траверсы по колоннам. Верхняя плита при нагружении устанавливается параллельно верхней плоскости модели, так как пята и подпятник плиты сопрягаются по сферической поверхности.

Испытание на прессе МС-1000 осуществляется следующим образом (рисунок 1). Масло из бака 4 насосной установки через сетчатый фильтр грубой очистки 5 подается шестеренчатым насосом подпитки 6 через фильтр тонкой очистки 7 во всасывающую полость насоса 8 высокого давления. Для быстрого перемещения (без нагрузки) поршня 9 насос подпитки 6 через трубу 10 и распределитель 11 соединен с рабочим цилиндром 12. Под нагрузкой золотник распределителя 11 перекрывает подачу масла от насоса подпитки 6, поэтому перемещение поршня 9 происходит от насоса 8 высокого давления.

Регулирование скорости загрузки осуществляется с помощью дросселя 13, который также предназначен для гашения гидроколебаний в линии обратной связи клапана перепада 14, и механизма 15 управле-

ния перемещением дроссельной заслонкой. Для компенсации утечек в рабочем цилиндре 12 имеется канавка противодавления 16, которая соединена через клапан противодавления 17 с напорной магистралью насоса высокого давления так, чтобы масло для компенсации утечек в рабочем цилиндре 12 бралось из напорной магистрали до регулятора скорости.

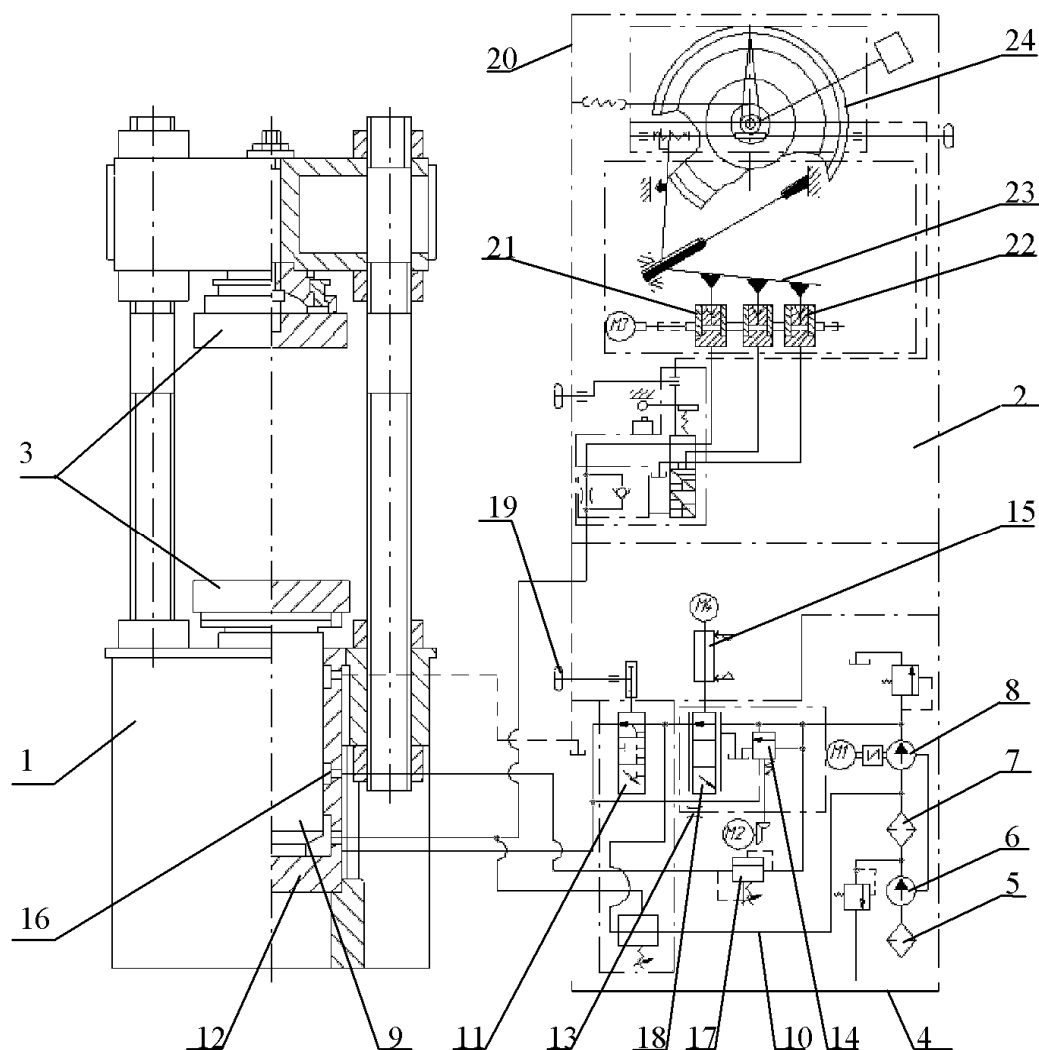


Рисунок 1 – Схема нагружающего устройства и пульта управления прессы

При постоянном перепаде давления на золотнике 18 регулятор скорости обеспечивает постоянный расход масла независимо от давления в рабочем цилиндре. Клапан противодавления 17 поддерживает в канавке 16 давление, равное давлению в рабочей полости цилиндра 12. При этом отсутствуют утечки из рабочей полости, а регулятор скорости при постоянном расходе масла гарантирует постоянную скорость пере-

мещения поршня 9 рабочего цилиндра. Изменение нагрузки, обеспечиваемое рабочим цилиндром, производится за счет перемещения золотника 18 регулятора скорости с помощью разработанного механизма 15 управления перемещением дроссельной заслонки, приводимого в движение шаговым двигателем М4. Детальная схема механизма приведена на рис. 2,а.

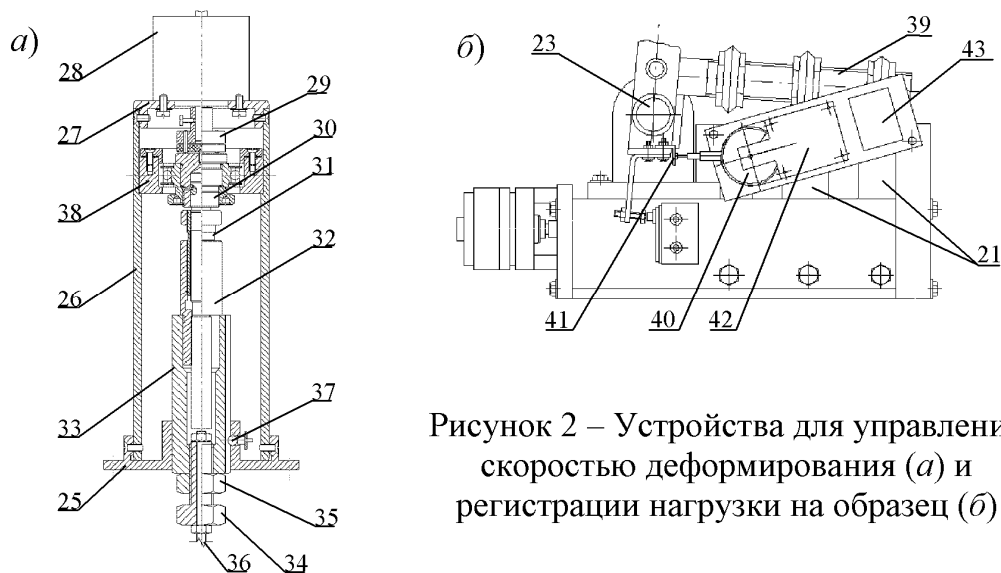


Рисунок 2 – Устройства для управления скоростью деформирования (а) и регистрации нагрузки на образец (б)

Механизм управления дроссельной заслонкой состоит из основания 25, корпуса 26, крышки 27, на которой закреплен шаговый двигатель 28. Вращение от шагового двигателя передается через муфту 29 и вал 30 трубчатому валу 31, по которому при помощи резьбового соединения перемещается трубчатый вал 32. Трубчатый вал 32 жестко прикреплен к выдвижному штоку 33, к которому при помощи регулировочного винта 34 и контргайки 35 крепится тяга 36, соединенная с дроссельной заслонкой. Предотвращение вращения выдвижного штока 33 осуществляется при помощи шарика 37 и продольной проточки на его боковой поверхности. Подшипниковый блок 38 предназначен для центровки вала 30, а также снятия осевой нагрузки на ротор шагового двигателя 28, возникающей при выдвижении и задвижке штока 33. Для уменьшения люфта, обеспечения плавности хода выдвижного штока 33 и предотвращения подклинивания резьбовое соединение между двумя трубчатыми валами тщательно притерто. Шаг резьбы составляет 0,35 мм. Максимальное выдвижение штока – 32 мм. Один оборот двигателя 28 разбит на 200 шагов, соответственно один шаг двигателя составляет 0,0018 мм линейного перемещения золотника дроссельной заслонки. Это позволяет добиться большой точности и плавности регулирования скорости загрузки. Механизм позволяет реализовать полуавтоматический режим работы прессы, при котором обеспечивается скорость загрузки в диапазоне от 0,05 до 10 кН/С при заданном уровне

нагрузки. Варьирование скорости загрузки образца производится путем изменения скорости вращения шагового двигателя, а регулирование скорости обеспечивается программно с помощью трех кнопок на экране панели управления компьютера, где в ходе испытания отображается следующая информация: скорость перемещения дроссельной заслонки, текущая скорость нагружения, граничная величина нагрузки, а также цикл «нагружение-разгрузка» при периодическом нагружении модели.

Распределитель 11 (рисунок 1), подсоединенный к магистрали питания рабочего цилиндра, предназначен для переключения режимов работы пресса ручкой 19 (сброс, нагружение), расположенной на панели пульта. В режиме «сброс» золотник распределителя соединяет магистраль питания цилиндра со сливом, а в режиме «нагружение» – с регулятором скорости. При среднем положении ручки 19 подача масла в рабочий цилиндр и слив из него перекрывается, причем поршень рабочего цилиндра удерживается на масляной подушке. Таким образом, в ходе испытания образца масло подается насосом высокого давления 8 через регулятор скорости в рабочий цилиндр, поршень 9 перемещается вверх и деформирует испытываемый образец. Вниз поршень цилиндра с нижней плитой опускается под действием собственного веса.

Для регистрации нагрузки на образец масло из рабочего цилиндра 12 поступает в блок торсиона силоизмерительного механизма 20 (рисунок 1). Измерение силы на образце производится по давлению в рабочем цилиндре 12, которое передается в силоизмерительные цилиндры 21 и через плунжер 22 цилиндра закручивает упругий торсион 23 на угол, пропорциональный величине давления. Угол закручивания торсиона преобразуется реечной передачей шкалы 24 в показания нагрузки в единицах силы (кН). Для передачи информации о нагрузке на компьютер силоизмерительный механизм оснащен, кроме того, датчиком, изготовленным на базе индикатора часового типа ИЧ-10 и энкодера углового перемещения. Схема размещения датчика приведена на рисунке 2,б. Под действием усилия, создаваемого плунжером силоизмерительного цилиндра 21, рычаг 39 поворачивается вокруг оси торсиона 23, перемещая при этом подвижный шток индикатора 40 часового типа ИЧ-10, который упирается в специальную пятую 41, установленную на рычаге 39. Вращение стрелки индикатора 40 регистрируется при помощи энкодера 42 угловых перемещений, который обрабатывает полученную информацию и передает ее на модуль 43 подключения к ПЭВМ через интерфейс RS-232. Значение нагрузки, полученное в миллиметрах, обрабатывается специальной программой, которая переводит ее в кН и, сохраняя в базе данных, выводит на монитор ПЭВМ. Благодаря установке системы регистрации нагрузки значительно снизилась трудоемкость испытаний и почти на порядок

повысилась точность измерения, которая составила 0,05 кН (в диапазоне от 0 до 200 кН).

Измерительная система для регистрации продольных перемещений нагружающей плиты пресса и поперечных деформаций образца также основана на применении индикаторов часового типа и энкодеров угловых перемещений. Система состоит из блока питания, пяти датчиков перемещения с субблоками обработки и передачи информации с угловых энкодеров по интерфейсу SSI, контроллера МК, интерфейса связи RS-232, а также программного обеспечения.

Схема датчика приведена на рисунке 3. Для обеспечения работы датчика на большой стрелке индикатора часового типа закреплен магнит, над которым размещается энкодер углового перемещения AS 5040, установленный на специальной плате. Энкодеры обеспечивают точность позиционирования 32 бита на 360 градусов, что позволяет измерять деформации модели с точностью до 0,001 мм. К микроконтроллеру может быть подключено по последовательному порту SSI до 20 датчиков. Синхроимпульс подается на датчики одновременно через заданные промежутки времени. Частота опроса датчиков устанавливается программно и может изменяться в диапазоне от 1 до 3 секунд с шагом 0,5 секунды, что позволяет сократить объем информации при длительных экспериментах.



Рисунок 3 – Датчик для регистрации нагрузки и перемещений

Расстояние между датчиком энкодера и магнитом регулируется при помощи трех винтов крепления платы и контролируется двумя светодиодами красного цвета. Энкодер углового перемещения обеспечивает точное определение позиции магнита, а, следовательно, и стрелки индикатора ИЧ-10. Один оборот стрелки соответствует одному миллиметру перемещения подвижного штока индикатора. Один оборот магнита соответствует 1024 точкам, фиксируемым энкодером,

т.е. один миллиметр передвижения штока индикатора разбивается на 1024 точки. Этим обеспечивается повышение точности измерения с 0,01 мм до 0,001 мм.

Для контроля нормальной работы датчика на его плате установлен светодиод зеленого цвета, который загорается при каждом обороте магнита. Питание датчика напряжением 9В передается от блока питания через двухжильный кабель. Сигналы с каждого датчика считываются через пятижильный шлейф блоком обработки информации, который расположен на одном из датчиков. Сигнал с блока обработки информации в цифровом виде поступает на модуль подключения к последовательному порту RS-232 компьютера.

Обработка и хранение информации осуществляется с помощью разработанной программы на персональном компьютере. Программа регистрирует время начала и окончания каждого опыта и производит визуализацию хода эксперимента в виде пяти диаграмм, демонстрирующих изменение нагрузки и перемещений во времени для каждого датчика. Полученные с датчиков данные сохраняются в компьютере в табличном текстовом файле, обработка которого производится при помощи программы Microsoft Office Excel.

В качестве примера полная диаграмма продольного  $\varepsilon_1$  и поперечного  $\varepsilon_3$  циклического деформирования при одноосном сжатии цилиндрического образца из модельного материала состава ГП:П:Г:Ц:А:В = 17,6:6,5:27,8:7,7:9,6:30,8 в процентах по объему (ГП – горелая порода, П – песок, Г – гипс, Ц – цемент, А – алебастр, В – вода), полученная по предложенной методике, приведена на рисунке 4. Испытанный материал обладает всеми особенностями поведения горных пород под нагрузкой, так как его диаграмма включает все характерные этапы деформирования: рост сопротивления нагрузке при уменьшающемся, постоянном и увеличивающемся объеме образца; падение напряжений после перехода за предел прочности и постепенное разрыхление материала; наличие остаточной прочности в запредельной области. Такая диаграмма служит основой для установления разнообразных прочностных и деформационных показателей материала (предела прочности, остаточной прочности, модулей упругости и деформации, коэффициента поперечных деформаций, модуля спада, упругих и пластичных деформаций, деформаций разупрочнения и пр.), деформирующегося в предельном напряженном состоянии.

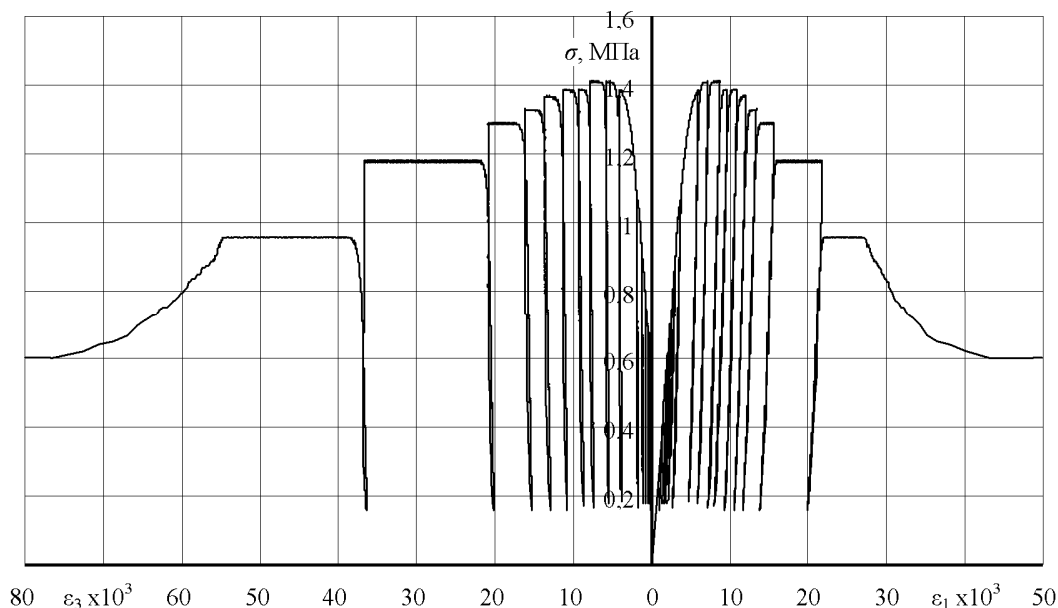


Рисунок 4 – Полная диаграмма деформирования модельного материала при одноосном сжатии

**Выводы.** Предложена оригинальная методика и разработано эффективное оборудование для моделирования совместного деформирования породного массива с крепью, позволяющие исследовать на физических моделях с соблюдением критериев подобия свойства системы «массив-крепь» в режиме контролируемого разрушения моделей за пределом прочности.

### Библиографический список

1. Карташов Ю.М. Методы, аппаратура и результаты исследований горных пород в запредельной области деформирования / Ю.М. Карташов, Н.А. Николайчук, В.А. Мансуров // Добыча угля подземным способом. – М.: ЦНИЭН уголь, 1978. – 17с.
2. Bieniawski Z.T. Mechanism of brittle fracture of rock // Inter. J. Rock Mech. and Min. Sci. – 1967. – Vol. 4. – P. 395-436.
3. Глушко В.Т. Инженерно-геологическое прогнозирование устойчивости выработок глубоких угольных шахт / В.Т. Глушко, Г.Т. Кирничанский. – М.: Недра, 1974. – 175с.
4. Кирничанский Г.Т. Элементы теории деформирования и разрушения горных пород / Г.Т. Кирничанский; Отв. ред. Усаченко Б.М.; АН УССР. Ин-т геотехн. механики. – Киев: Наук. думка, 1989. – 184с.
5. Временная методика определения запредельных характеристик горных пород при одноосном сжатии / А.И. Берон, М.Ф. Кунтыш, Б.Л. Брук и др. – М.: ИГД им. А.А. Скочинского, 1983. – 13с.

6. Davies I.D. *A modified splitting test for concrete specimens* // *Mag. of Concrete Research*. – 1968. – Vol. 64. – P.183-186.
7. Crouch S.L. *Experimental determination of volumetric strains in failed rock* / *Inter. J. Rock Mech. and Min. Sci.* – 1970. – Vol. 7. – P. 583-603.
8. Виноградов В.В. *Геомеханика управления состоянием массива вблизи горных выработок* / В.В. Виноградов; Отв. ред. Зорин А.Н.; АН УССР. Ин-т геотехн. механики. – Киев: Наук. думка, 1989. – 192с.
9. *Прочность и деформируемость горных пород* / Ю.М. Карташов, Б.М. Матвеев, Г.В. Михеев, А.Б. Фадеев; Под общ. ред. Фадеева А.Б. – М.: Недра, 1979. – 269с.
10. Ставрогин А.Н. *Прочность горных пород и устойчивость выработок на больших глубинах* / А.Н. Ставрогин, А.Г. Протосеня. – М.: Недра, 1985. – 121с.



*д.т.н. Клишин Н.К.,  
к.т.н. Склепович К.З.,  
к.т.н. Касьян С.И.,  
Пронь П.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОБОСНОВАНИЕ СХЕМЫ ПРОСТРАНСТВЕННОГО РАСПОЛОЖЕНИЯ АНКЕРОВ В ПОЧВЕ ВЫЕМОЧНЫХ ВЫРАБОТОК**

*Викладені результати дослідження впливу різноманітних схем анкерування підосви на зниження її здимання, на основі яких вибрана оптимальна схема розташування анкерів у підосві виробки.*

**Ключові слова:** *виїмкова виробка, здимання, анкерування підосви, чисельне моделювання.*

*Изложены результаты исследования влияния различных схем анкерования почвы на снижение её пучения, на основе которых выбрана оптимальная схема расположения анкеров в почве выработки.*

**Ключевые слова:** *выемочная выработка, пучение, анкерование почвы, численное моделирование.*

Согласно статистическим данным затраты на ремонт и поддержание подготовительных выработок на шахтах Украины составляют около 15 % от затрат на добычу угля, причем в 45 % выработок неудовлетворительное состояние выработок вследствие пучения почвы [1].

Одним из направлений уменьшения пучения пород является механическое воздействие на почву крепью усиления, путем анкерования [2]. Эффективность анкерования почвы определяется правильно обоснованными параметрами для определенной области условий, пространственным расположением анкеров.

ДонНТУ предложена схема локального анкерования для предотвращения складкообразования [3] ДонНТУ и ИГТМ АН УССР, расположения анкеров в пространстве [4, 5] на основании исследований применительно к креплению выработок. Подобные исследования для совершенствования способов предотвращения пучения не проводились.

Объект исследования – пучение почвы в выемочных выработках.

Предмет исследования – пространственное расположение анкеров в почве подготовительных выработок.

Цель – обосновать схему пространственного расположения анкеров в почве выемочных выработок.

Исследования МКЭ выполнены для следующих условий: мощность угольного пласта 1,25 м; непосредственная кровля представлена аргиллитом мощностью 5,75 м; в почве залегает аргиллит мощностью 0,75 м, затем слой алевролита – 1,4 м, ниже которого 5 м песчаник.

Разработана объёмная модель массива горных пород для численного моделирования с такими размерами: высота 914 м, длина 961 м, ширина 1064 м. Она содержит: подготовительную выработку арочного сечения высотой 3,0 м, шириной 4,0 м, проведенную с подрывкой кровли; лаву длиной 200 м. Модель состоит из 45696 изопараметрических универсальных пространственных шестиугольных и восьмиугольных конечных элементов, размеры которых колеблются от 0,25м\*0,25м\*0,25м (минимальный восьмиугольный конечный элемент) до 100м\*200м\*100м (максимальный восьмиугольный конечный элемент). На граничные узлы модели наложены связи: на боковых гранях параллельных выработке – по оси X; перпендикулярно выработке – по оси Y; на нижней грани – по оси Z.

Исследовалось взаимодействие анкеров, установленных в почве выработки, с верхними слоями почвы. Рассматривались 4 схемы установки двух анкеров, показанные на рисунке 1: а – схема 1 – прямое расположение анкеров; б – схема 2 – анкеры установлены под углом 45° в сечении выработки; в – схема 3 – анкеры установлены по смещенным диагоналям параллелепипеда, наклонённые в сторону подвигания лавы; г – схема 4 – анкеры установлены по смещенным диагоналям параллелепипеда, наклонённые в сторону выработанного пространства лавы.

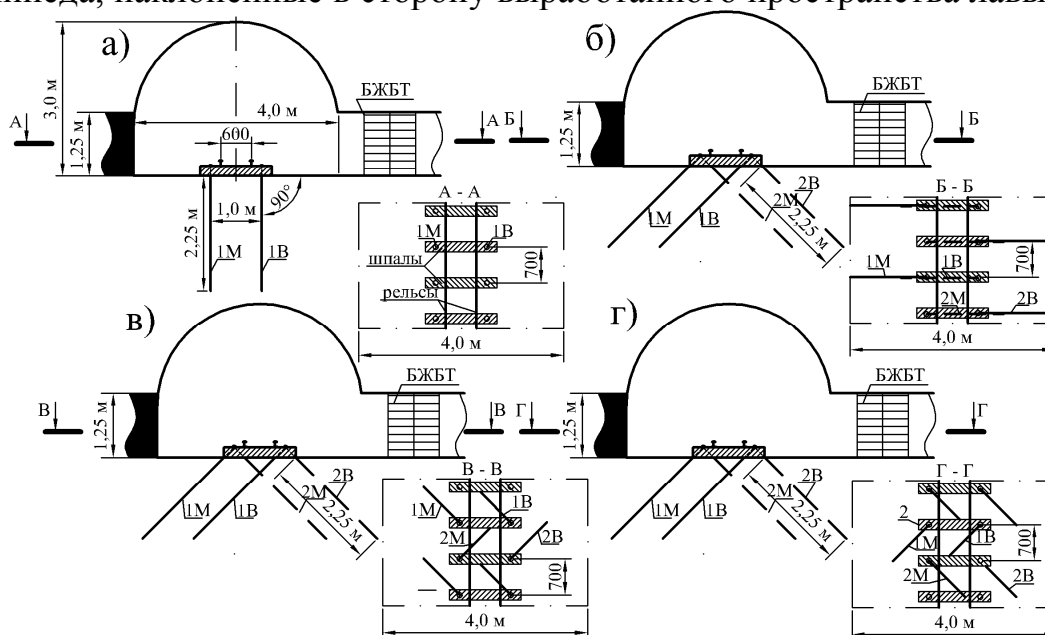


Рисунок 1 – Схемы расположения анкеров в почве подготовительной выработки

На рисунке приняты следующие обозначения: 1М – анкер, установленный со стороны массива с наклоном на массив; 1В – анкер, установленный со стороны выработанного пространства с наклоном на массив; 2М – анкер, установленный со стороны массива с наклоном на выработанное пространство; 2В – анкер, установленный со стороны выработанного пространства с наклоном на выработанное пространство.

Анкеры представляли собой металлические стержни диаметром 0,025 м. Расстояние между анкерами поперёк выработки равно 1,0 м, вдоль – 0,7 м друг от друга, закрепленные у устья шпура и на конце анкера. Анкерам задано предварительное натяжение 0,05 МН. Для определения оптимальной схемы установки анализировались усилия, возникающие в анкерах, поднятия контура почвы подготовительной выработки, горизонтальные, вертикальные и эквивалентные напряжения в исследуемой области модели шириной 11,5 м, высотой – 9,75 м, длиной 40,6 м, из которых 19,6 м до лавы и 21 м позади неё.

На рисунке 2а показаны растягивающие усилия, возникающие в анкерах, установленных перпендикулярно почве выработки, которые достигают максимума 0,00148 МН на расстоянии 0,7 м позади лавы. Такие значения характерны в анкере, установленном со стороны лавы, что свидетельствует о повышенной интенсивности поднятия почвы выработки с этой стороны. С противоположной же стороны усилия в анкере приобретают обратный знак (анкер сжимается) и равны -0,005 МН. По мере удаления анкеров от линии очистного забоя усилия стабилизируются и на расстоянии 11 м позади лавы становятся равными 0,00076 МН.

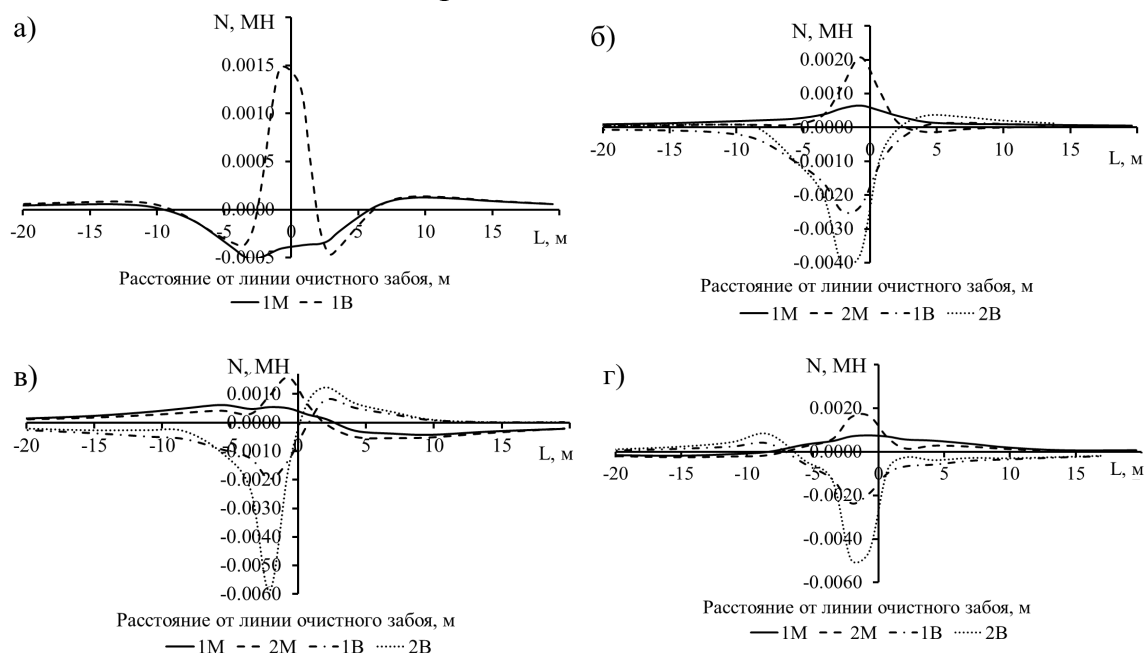


Рисунок 2 – Распределение усилий, возникающих в анкерах при различных схемах анкерования

Согласно рисунку 2б максимальные растягивающие усилия в наклонных анкерах на 28,5% выше, а сжимающие – на 87,7%, чем при прямом их расположении, и соответственно составляют 0,00207 и - 0,00407 МН. То есть эта схема обеспечивает большее восприятие нагрузки со стороны массива анкерами и работоспособность их выше.

Когда анкера установлены по смещенным диагоналям параллелепипеда с наклоном по ходу подвигания очистного забоя, согласно рисунку 2в растягивающие усилия достигают 0,0158 МН, сжимающие - - 0,00588 МН, что на 6,3 и 91,5% больше, чем при первой схеме анкерования почвы выработки.

На рисунке 2г в анкерах, установленных по смещенным диагоналям параллелепипеда с наклоном в сторону выработанного пространства, растягивающие усилия в анкерах больше на 9,8% и на 89,9% сжимающие по сравнению с 1-ой схемой. Усилия соответственно равны 0,0164 и -0,00494 МН.

Проанализируем, как влияет та или иная схема анкерования на поднятие почвы подготовительной на участке 19,6 м впереди лавы и 21 м позади ее. Из рисунка 3а видно, что поднятие почвы в месте установки анкера, находящегося со стороны массива горных пород, максимальное при первой схеме установки анкеров, на линии очистного забоя оно равно 5,8 мм, т.е. на 5,9% больше, чем при 2-4-ой схемах. Со стороны массива угля эффективнее применение наклонных анкеров.

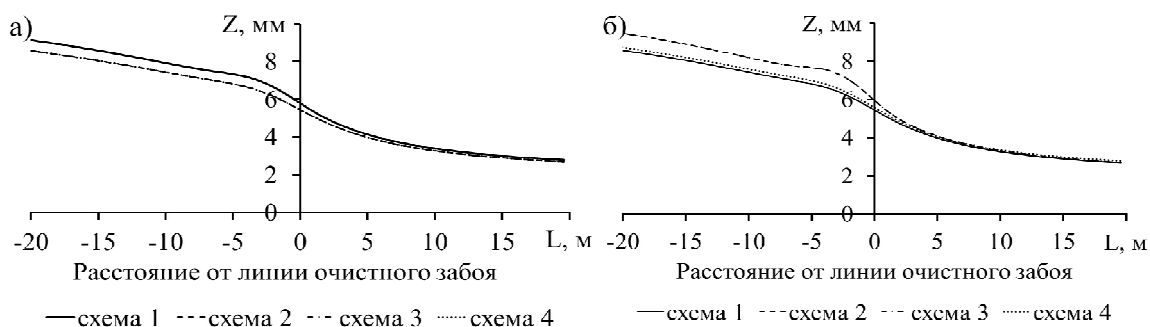


Рисунок 3 – Поднятие почвы выработки в месте установки анкера, расположенного со стороны массива (а) и выработанного пространства (б)

Поднятия почвы выработки в месте установки второго анкера (со стороны лавы) наименьшие наблюдаются при 1-ой и 4 схемах установки анкеров и составляют 5,4 мм. При 2-ой и 3-ой схемах смещения на 8,4% больше по сравнению с 1-ой и 4-ой. За лавой смещения разнятся на 6,1%, достигая на расстоянии 20 м соответственно 8,9 и 8,4 мм. Исходя из выше изложенного, наилучшие результаты достигнуты при 4-ой схеме анкерования, когда анке-

ры установлены по смещенным диагоналям параллелепипеда с наклоном в сторону выработанного пространства.

Горизонтальные напряжения вдоль выработки при установленных анкерах и без них практически не отличаются. Впереди лавы в почве действуют сжимающие напряжения, максимальное значение которых – 0,73 МПа на расстоянии 5,6 м, после чего наблюдается уменьшение напряжений и на расстоянии 1 м впереди лавы наблюдаются растягивающие напряжения, максимальное значение которых на расстоянии 4,2 м за лавой 1,9 МПа. Затем на участке 4,2-8,4 м позади лавы напряжения снижаются до 1,32 МПа. При дальнейшем удалении от очистного забоя напряжения плавно нарастают и на расстоянии 21 м достигают 1,57 МПа.

Горизонтальные напряжения поперек выработки для всех схем одинаковые. Растягивающие напряжения выше в нетронутом массиве и составляют 1,37 МПа на линии лавы; максимальные на расстоянии 9,8 м позади лавы, достигают 3,54 МПа. Отмечена закономерность: в местах максимальных значений напряжений вдоль выработки возникают минимальные горизонтальные напряжения перпендикулярно оси выработки.

В почве максимальные сжимающие вертикальные напряжения вдоль выработки 0,038 МПа возникают на расстоянии 2,8 м впереди лавы и растягивающие 0,023 МПа позади лавы на расстоянии 4,2 м.

Сочетание горизонтальных и вертикальных напряжений определило распределение эквивалентных напряжений, приведенных на рисунке 4а. Впереди лавы в зоне опорного давления максимальные эквивалентные напряжения 3,08 МПа. За лавой минимальные 2,27 МПа на расстоянии 5,6 м. На участке 5,6-9,8 м увеличиваются эквивалентные напряжения до 3,81 МПа.

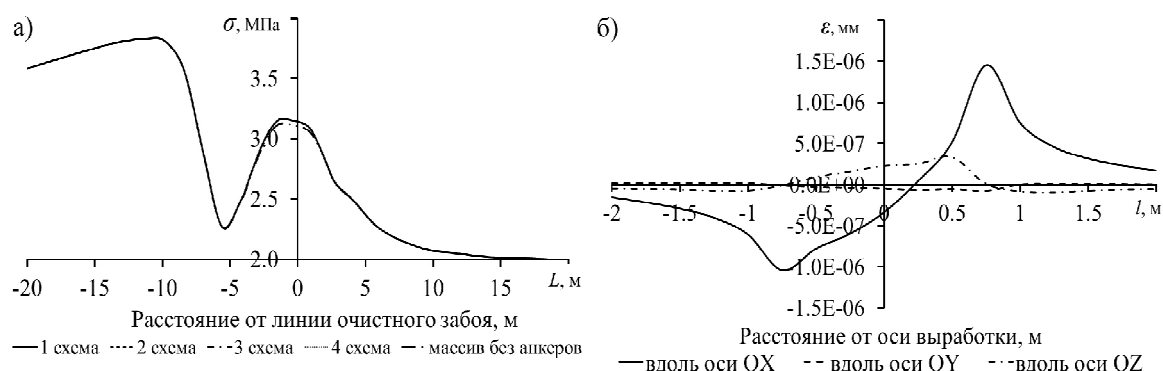


Рисунок 4 – Распределение эквивалентных напряжений вдоль выработки (а) и деформаций на линии очистного забоя (б)

На рисунке 4б представлены деформации почвы выработки на линии очистного забоя, расположенного в 1 квадранте рисунка. Перпендикулярно оси выработки (кривая ОХ) со стороны массива максимальные деформации равны  $-1,04 \cdot 10^{-6}$  мм, со стороны лавы  $1,45 \cdot 10^{-6}$  мм на расстоянии 0,75 м от оси выработки. Ближе к лаве деформации снижаются до  $0,17 \cdot 10^{-6}$  мм. То есть на расстоянии 0,75 м от оси выработки со стороны лавы необходимы дополнительные мероприятия по снижению деформаций.

На основании параметров зон эквивалентных напряжений в 4-х сечениях впереди и позади лавы установлено следующее. На расстоянии 20 м впереди лавы вокруг выработки изополя эквивалентных напряжений симметричны относительно оси выработки. По пласту действуют максимальные сжимающие напряжения  $-5,86$  МПа. Вблизи контура выработки на 0,5 м в кровлю и бока, на 1,0 м в почве распределены растягивающие напряжения, максимальные значения которых равны  $1,17$  МПа.

По мере приближения к забою в зоне опорного давления растягивающая область увеличивается до 0,75 м в кровле, 1,5 м в почве и 2,0 м над и под угольным пластом со стороны лавы. Максимальные сжимающие напряжения, действующие в пласте равны  $-8,48$  МПа.

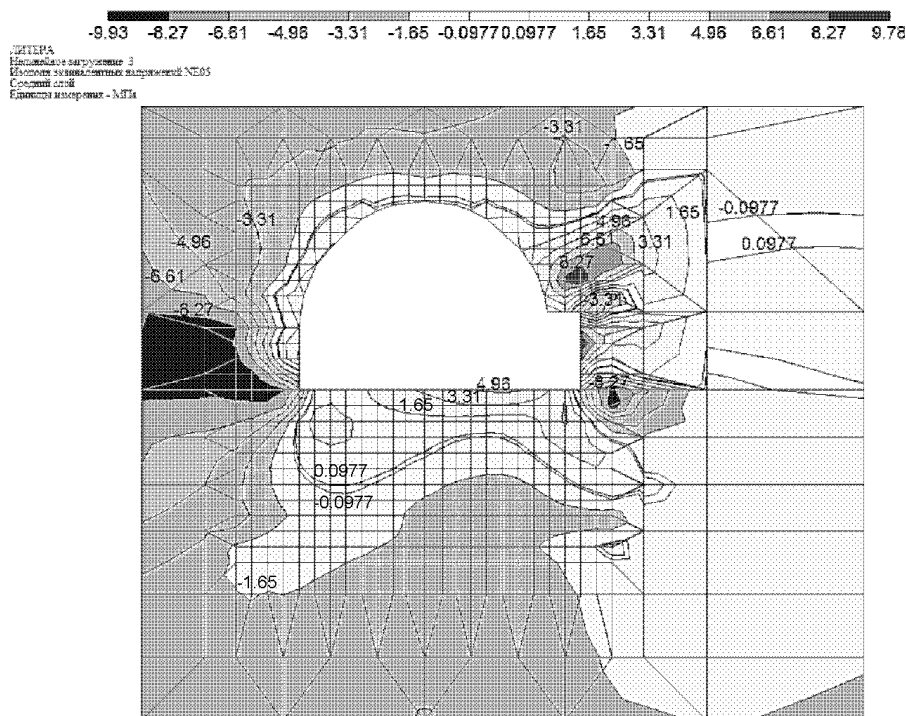


Рисунок 5 – Распределение эквивалентных напряжений вокруг выработки при 4-ой схеме анкерования на расстоянии 9,8 м за лавой

На расстоянии 5,6 м за лавой до установки БЖБТ зона растягивающих напряжений достигает 2,0 м в кровле, 4,25 м в почве и распространяется над и под лавой. Наибольшие напряжения сосредоточены на сопряжении лавы с подготовительной выработкой, где их значения равны 5,82 МПа.

На расстоянии 9,8 м за лавой, где установлены и вступают в работу БЖБТ, область растягивающих эквивалентных напряжений, показанная на рисунке 5, уменьшается до 0,35 м в кровле и боках, 1,25 м – в почве выработки.

Максимальные напряжения 8,27 МПа действуют в кровле; над БЖБТ -3,31 МПа и под ними в почве 8,27 МПа. Со стороны массива в пласте прослеживаются сжимающие напряжения -8,27 МПа.

На основании исследования МКЭ 4-х схем обоснована схема установки анкеров в почве выработки по смещённым диагоналям параллелепипеда с наклоном анкеров в сторону выработанного пространства, при которой достигаются минимальные поднятия почвы выработки и напряжения вокруг выработки, максимальные усилия, возникающие в анкерах.

#### **Библиографический список**

1. Гапеев С.М. *Закономірності втрати пружно-пластичної стійкості складноструктурного масиву навколо одиної виробки: автореф. канд. техн. наук/ С.М. Гапеев. – Днепропетровськ: 2004. – 16 с.*
2. Зборицк М.П. Пути уменьшения выдавливания пород почвы в участковых выработках / М.П. Зборицк, М.А. Ильяшов // *Уголь Украины*, 2008. – №11. – С. 13-17.
3. Копылов А.Ф. Механизм деформирования надрабатываемых выработок / А.Ф. Копылов, В.В. Назимко // *Уголь Украины*, 1994. – №5. – С. 10-12.
4. Касьян Н.Н. Геомеханические основы управления зоной разрушенных пород вокруг выработок для обеспечения их устойчивости на больших глубинах.: дисс. ...доктора техн. наук / Касьян Николай Николаевич. – Донецк, 2002. – 358 с.
5. Круковский А.П. Опыт проведения подготовительной выработки вприсечку к выработанному пространству/ А.П. Круковский // *Проблемы освоения недр в XXI веке глазами молодых: 6 междунар. научная школа молодых учёных и специалистов, 11-20 ноября 2009г. – М.: ИПКОН РАН, 2009. – С. 117-120.*

*к.т.н. Ларченко В. Г.,  
Денисенко Е. А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СПОСОБ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КООРДИНАТ ТОЧЕК С ПОВЕРХНОСТИ В ШАХТУ**

*Запропонований спосіб проектування координат точок з поверхні в шахту виключає спуск і підйом вісей, спостереження за їх коливаннями, що дозволяє значно скоротити час і підвищити точність проектування при орієнтуванні шахт.*

**Ключові слова:** *проектування координат точок, вільне падіння металевих кульок, направляючі отвори, спеціальні екрани.*

*Предложенный способ проектирования координат точек с поверхности в шахту исключает спуск и подъем отвесов, наблюдения за их колебаниями, что позволяет значительно сократить время и повысить точность проектирования при ориентировании шахт.*

**Ключевые слова:** *проектирование координат точек, свободное падение металлических шариков, направляющие отверстия, специальные экраны.*

Ориентирование шахт является одной из важнейших и ответственных задач маркшейдеров при подземной разработке полезных ископаемых. Оно включает совместное решение двух технических задач: проектирование с поверхности в шахту координат  $X, Y$  минимум одной точки (центрирование подземной сети) и примыкание к ней (или к ним) на поверхности и в шахте с целью определения дирекционного угла  $\alpha$  стороны опорной маркшейдерской сети в шахте (ориентирование сети).

Проектирование координат  $X, Y$  точек через вертикальные стволы производится отвесами, опущенными с земной поверхности на ориентируемый горизонт [1]. При геометрическом ориентировании через один вертикальный ствол необходимо опустить два отвеса, производить наблюдения за их колебаниями в двух плоскостях с помощью центрировочных тарелочек.

При глубине ствола (горизонта) более 500 м в соответствии с «Инструкцией по производству маркшейдерских работ...» [2] ориентирование шахт рекомендуется производить комбинированным (гироскопическим) способом или геометрическое ориентирование через два вер-



тикальных ствола при наличии между ними горных выработок. В любом случае при вскрытии пласта вертикальными стволами требуется проектирование с поверхности в шахту координат  $X, Y$  минимум одной точки, что называют центрированием опорной маркшейдерской сети.

Обзор литературных источников свидетельствует, что в СНГ после защиты диссертации доктора технических наук проф. И. Г. Лисицы в 1963г. «Основные вопросы проектирования отвесами при геометрическом ориентировании шахт» только в работах Бегичева С. В. [3,4] рассматривался вопрос лазерного центрирования подземных маркшейдерских опорных сетей. Но данный способ не нашел практического применения по причине имеющихся недостатков: необходимость в громоздком, крупногабаритном оборудовании, сложность его установки и использования, необходимость простоя шахтного ствола на продолжительное время, влияние многочисленных факторов на погрешность проектирования, сложность контроля измерений.

Проектирование координат точек с земной поверхности в шахту через вертикальные стволы традиционными отвесами имеет ряд недостатков: требует приобретения лебедок с тонкой, гибкой, цельной проволокой на всю глубину ствола (горизонта); необходимо выполнить спуск и подъем отвесов, наблюдения за их колебаниями в двух плоскостях, наличие рабочих грузов, что совместно с подготовительными и заключительными работами, примыканием к отвесам занимает ствол до 8 часов.

Поэтому предлагаемый гравитационный способ проектирования координат  $X, Y$  точек с поверхности в шахту исключает указанные недостатки, является актуальным, имеет научное и практическое значение, что является целью исследований и данной статьи.

Новый способ проектирования координат  $X, Y$  точек с поверхности в шахту через вертикальные стволы осуществляется свободным падением металлических шариков, опущенных из направляющих отверстий, координаты которых определяют на поверхности, и фиксацией их траекторий (следов) на горизонте специальными экранами, к которым выполняют обычное примыкание в шахте. Схема осуществления данного способа изображена на рисунках 1, 2. Металлические шарики А, В диаметром 15÷25 мм 1 опускаем через отверстия 2 направляющих пластин 7, диаметр отверстий на 0,5 мм больше диаметра шариков. Отверстия 2 выполнены в направляющих 7, расположенных на временном полке перекрытия 3 или временных балках перекрытия 4 устья шахтного ствола 5.



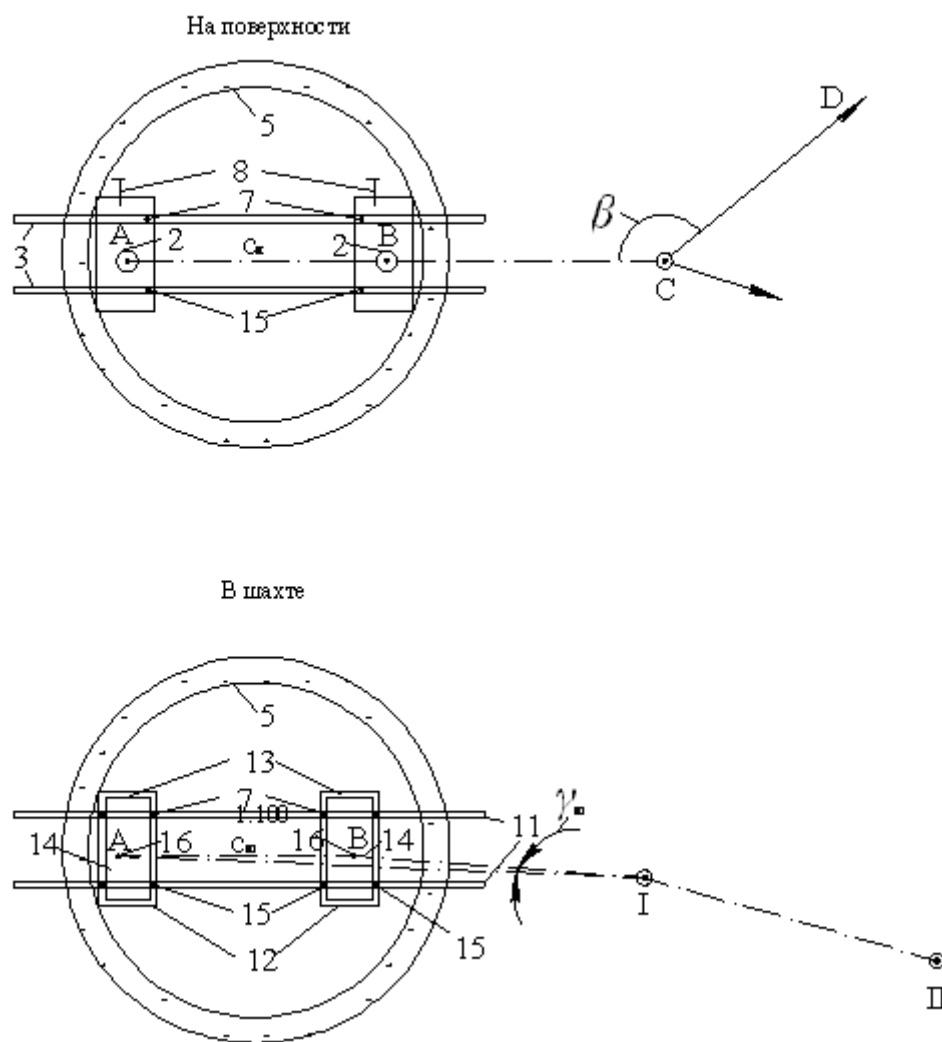


Рисунок 2 - Способ проектирования координат точек с поверхности в шахту (в плане)

Примыкания к отвесам способом соединительного треугольника предложил немецкий ученый Ю. Вейсбах в 1851 году «Новое маркшейдерское искусство», когда измеряют на поверхности и в шахте три угла в примычной точке и три стороны соединительного треугольника [1,2]. С целью снижения объема работ и сокращения времени занятости ствола предлагаем направляющими пластинами 7 и микрометрическими винтами 8, изображенными на рисунке 2, отверстия 2 устанавливать до пуска шариков на поверхности точно в створ линии ABC, контролируя точным теодолитом 6. Марки для визирования 9, на рисунке 1, диаметр которых на 0,5мм меньше диаметра отверстий 2, вставляются в последние и должны быть окрашены в разные цвета. Предварительно согласо-

вав с бригадой маркшейдеров в шахте готовность установленных экранов, последовательно опускаем в направляющие отверстия 2 шарики А и В (проектируем координаты точек гравитационным способом) и делаем примыкание на поверхности и в шахте, вставив в направляющие отверстия 2 и следы на экране 16 конические марки для визирования 9, на рисунке 1. На ориентируемом горизонте 10 на удобной высоте, равной примерно 1м, от временных балок перекрытия 4 ствола 5 на временном полке 11 устанавливаются экраны 12, состоящие из рамки 13 и прикрепленной к ней плотной бумаги 14 формата А1, на рисунке 2. На экранах 12 падающие металлические шарики 1 оставляют следы-отверстия 16, куда вставляются легкие визирные марки 9 разного цвета, на рисунке 1.

Примыкание на поверхности заключается в измерении одного угла  $\beta$  точным теодолитом не менее чем двумя приемами и расстояний АВ, ВС и АС компарированной рулеткой не менее 5 раз в соответствии с «Инструкцией...» [2]. Примыкание в шахте от следов-отверстий 16 к точкам I-II выполняется по общепринятой методике согласно «Инструкции...» [2].

Дополнительный контроль проектирования и примыкания в шахте можно выполнить по следам шариков в ящиках с песком 17, залитым сверху слоем алибаstra или раствором цемента. Ящики с песком 17 располагаем на временных балках перекрытия 4 в шахте под экранами 12. Шарик падая в ящик 17, оставляют следы-отверстия 18, куда вставляем конусные марки для визирования 9, на рисунке 1, и выполняем примыкания к ним в соответствии с требованиями «Инструкции...» [2].

*Выводы и направление дальнейших исследований:*

Предлагаемый способ проектирования координат Х,У с поверхности в шахту обладает рядом преимуществ по сравнению с известными:

- исключает необходимость приобретения лебедок, проволоки, грузов для натяжения, спуск и подъем отвесов, наблюдения за их колебаниями, что позволяет значительно (примерно в два раза) сократить время занятости (простоя) ствола и повысить точность центрирования подземной опорной сети;

- не ограничен глубиной ствола до 500 м и может применяться при геометрическом ориентировании через 1 и 2 вертикальных ствола и при комбинированном (гироскопическом) ориентировании;

- значительно сокращает объем измерений и вычислений за счет приведения центров отверстий для шариков А и В точно в створ линии АВС на поверхности;

- дает возможность дополнительного контроля проектирования за счет использования ящиков с песком в шахте;

- позволяет примерно в два раза сократить время простоя ствола при выполнении маркшейдерских работ по ориентированию шахт через

вертикальные стволы и повысить точность проектирования.

Планом дальнейших исследований предусмотрено выполнить опытные работы в лабораторных условиях, подготовить направляющие пластины, шарiki, визирные марки и внедрить данный способ проектирования координат точек с поверхности в шахту на производстве.

### **Библиографический список**

1. *Маркшейдерское дело: учеб. для вузов / И.Н. Ушаков, Д.А. Козаковский, Г.А. Кротов и др.; под ред. И.Н. Ушакова. [3-е изд., перераб. и доп.]. – М.: Недра, 1989. – 311с. ( Часть 1 /).*

2. *Маркшейдерські роботи на вугільних шахтах та розрізах: інструкція / [ ред. коміс.: М.Є. Коплонєць (голова) та ін.]. – Донецьк: ТОВ «Алан», 2001. - 264с.*

3. *Бегичев С. В., Кузнецов А.Н. Лазерный проектор точки на шахтный горизонт / С. В. Бегичев., А.Н. Кузнецов // Тез. докл. научн.-техн. конф. г. Омск, 1985. – С.5*

4. *Бегичев С. В. Лазерное центрирование подземных маркшейдерских опорных сетей // Из. вузов. Горный журнал. Св-к. – 1988. - №9. - С.35-38.*

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Клишиным Н.К.*

*к.т.н. Аверин Г. А.,  
к.т.н. Кирьязов П. Н.,  
Доценко О. Г.,  
Филонюк Ю.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПЕРВИЧНОГО ШАГА ОБРУШЕНИЯ КРОВЛИ  
В ГОРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ  
ш. им. В. В. ВАХРУШЕВА**

*Наведено результати моделювання спрямовані на визначення первинного шагу обвалення та встановлення його критерію.*

**Ключові слова:** моделювання; критерій; первинний шаг; обвалення покрівлі.

*В статье приведены результаты моделирования, направленные на определение первичного шага обрушения и установление его критерия.*

**Ключевые слова:** моделирование; критерий; первичный шаг; обрушение кровли.

**Актуальность работы.** Первичный и последующий шаги обрушения кровли в длинном забое влияют на устойчивость подготовительных выработок, что обуславливает необходимость применения мер по локализации их вредного влияния на добычной участок. Составляя «Паспорт выемки угля, крепления и управления кровлей в лаве», важно располагать параметрами управления кровлей, особенно в начальный период работы забоя. Особенности проявления и параметры осадок кровли зависят от физико-механических свойств вышележащих пород, литологии и характера обрушения пород в выработанном пространстве. Известные аналитические методы расчета шага обрушения основной кровли для оперативного прогнозирования параметров предельных пролетов кровли в производственных условиях [1] требуют трудно определяемые исходные данные и не обеспечивают получения достоверных результатов [2]. Использование точных геомеханических моделей даст надёжные прогнозируемые величины параметров горного давления и снизит затраты, связанные с ликвидацией проявлений горного давления.

**Состояние вопроса.** При разработке «Паспортов выемки угля, крепления и управления кровлей» используют классификацию боковых пород ДонУГИ, согласно которой породы характеризуются свойствами:  $A_i$  – обрушаемостью массива пород над пластом;  $B_j$  – устойчивостью нижнего слоя кровли;  $P_e$  – устойчивостью непосредственной почвы. Указанные категории устанавливаются по геомеханическим критериям и технологическим признакам. Они устанавливаются по опыту работы лав в аналогичных условиях. Один из геомеханических критериев – значения первичного шага обрушения и последующих осадок массива пород и величина зависания кровли со стороны выработанного пространства определяются комиссией в составе главного технолога, маркшейдера, геолога и начальника участка. Результаты наблюдений оформляются актом на каждую лаву. При неустановленном классе пород значения критериев определяют расчетным путем [1]. Нужны новые подходы к решению этой задачи, которые позволяют более точно учитывать геомеханические свойства подрабатываемого массива пород и получать надёжные результаты.

**Цель работы** – разработать математические модели, учитывающие реальные горно-геологические свойства вмещающих угольный пласт пород и позволяющие установить критерий обрушения пород кровли для определения первичного шага осадки.

В данной работе разработаны математические модели, использующие сводную стратиграфическую колонку, построенную на базе разведочных скважин, расположенных на территории шахтного поля им. В. В. Вахрушева ГП Ровенькиантрацит. В схеме учтены все угольные пласты, прослойки, вмещающие породы, их мощность и физико-механические свойства.

В настоящее время шахта разрабатывает пласты  $h_8$ ,  $h_{10}$ ,  $h_{11}$ . Расчетная схема моделируемой области, содержащий разрабатываемые пласты, представляет собой прямоугольник размерами 3500 м (по простиранию) и 1000 м (по глубине), аппроксимирована прямоугольными элементами. Ширина каждого элемента равна 5 метров, а высота колеблется от 0,1 до 20 м. Граничные условия: узлы основания не перемещаются вдоль вертикали (т.е. ниже 1000м – не сжимаемая толща). Узлы боковых сторон не перемещаются по простиранию, т.е. за пределами 3500 м нет влияния выработки. Исходное напряженно – деформированное состояние – напряжения и перемещения, вызванное силами тяжести до проведения выработки. Поставленная задача решается методом конечных элементов с использованием вычислительного комплекса «Лира-9.4». Задача решена в физически-нелинейной постановке. Используются в модели физически нелинейные прямоугольные конечные элементы плоской задачи (грунт), работающие на сжатие и сдвиг по схеме

плоской деформации, в соответствии с законом Кулона-Мора (для грунтов). Расчетные характеристики вмещающих пород и угля приведены в таблице 1.

Определена высота разрушенных пород, образованных в массиве пород при подвигании лавы с шагом 5 м, что соответствует среднесуточному подвиганию высоконагруженных лав.

На рисунках 1 - 3 показаны фрагменты расчётных схем с разрушенными элементами пород кровли пластов  $h_8$ ,  $h_{10}$ ,  $h_{11}$  при подвигании лавы на 90 м от разреза. Разрушенные элементы показаны на поле нормальных напряжений  $N_1$ , определённых по теории прочности Кулона-Мора для грунтов. Характер разрушения пород: разрушение по первой главной площадке (показаны на рисунках 1-3 черным цветом), разрушение от сдвига (показаны на схеме серым цветом). Отчётливо видны размеры области разрушенных пород и кусочно-блочный характер разрушения.

В качестве критерия обрушения ( $K$ ) можно принять отношение высоты свода разрушения  $h$  к длине обнажения пород кровли  $L$ .

Между длиной обнажения пород кровли ( $L$ ) и критерием обрушения пород кровли ( $K$ ) имеется связь, представленная в виде (1) и на рисунках 4-6.

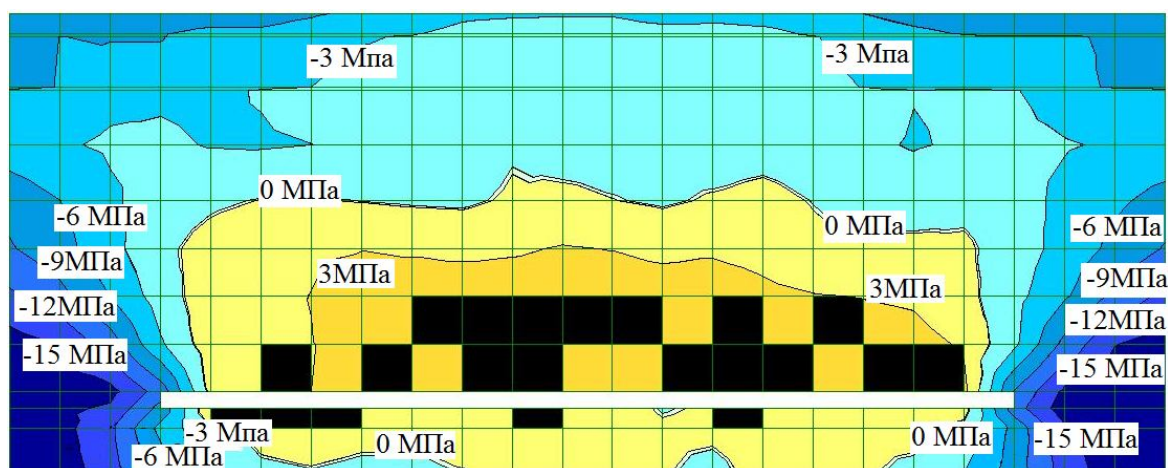


Рисунок 1 - Фрагмент расчётной схемы по определению разрушенных пород кровли для пласта  $h_8$



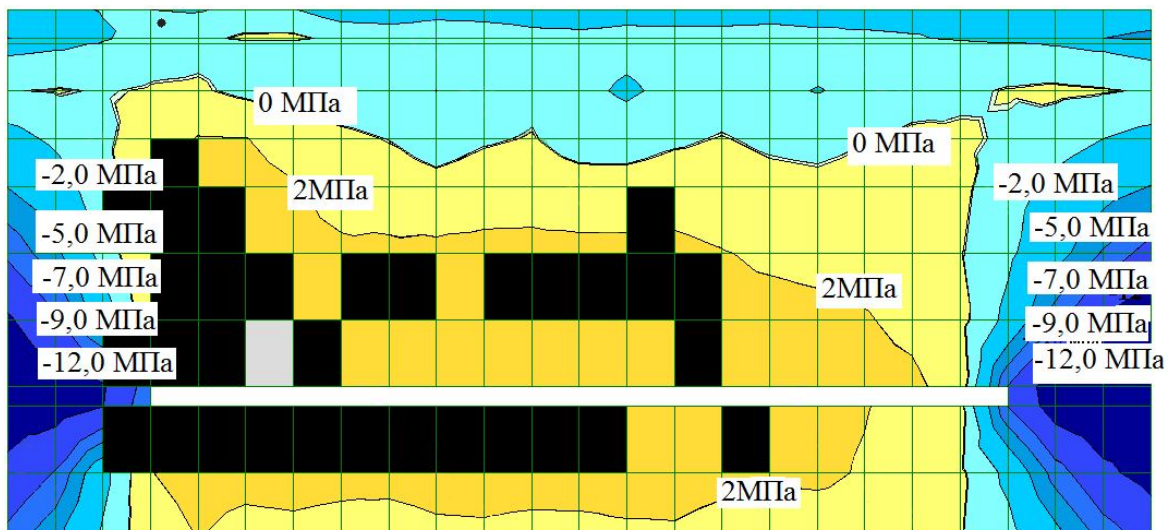


Рисунок 2 - Фрагмент расчётной схемы по определению разрушенных пород кровли для пласта  $h_{10}$

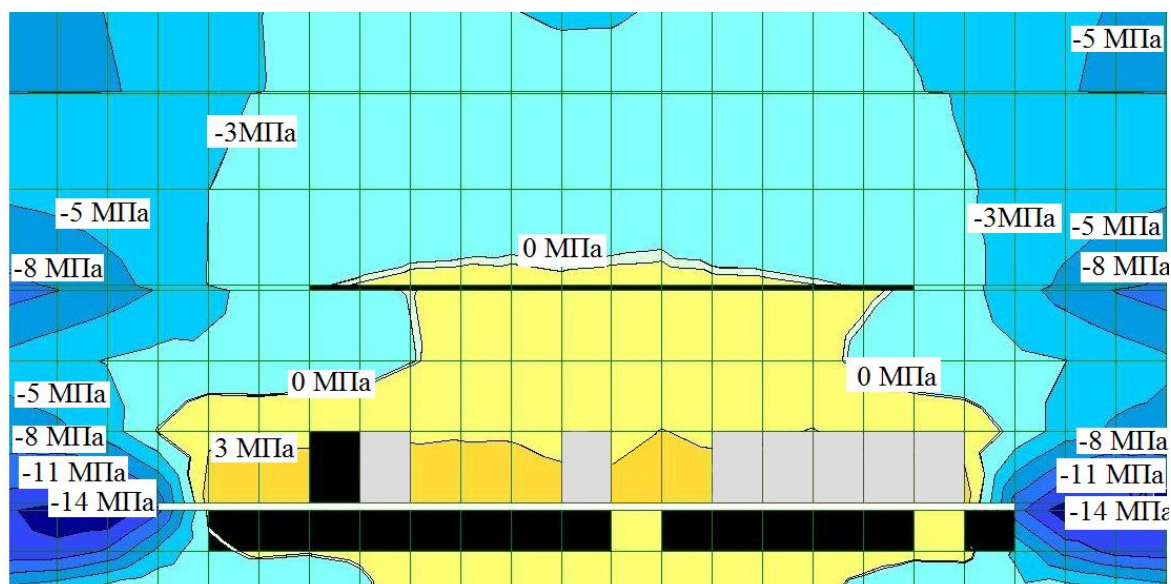


Рисунок 3 - Фрагмент расчётной схемы по определению разрушенных пород кровли для пласта  $h_{11}$

$$K = a \cdot L^6 + b \cdot L^5 + c \cdot L^4 + d \cdot L^3 + f \cdot L + g, \quad (1)$$

где  $L$  - величина обнажения пород кровли, м;  
 $R$  – коэффициент аппроксимации;  
 $a, b, c, d, f, g$  – коэффициенты, значения которых приведены в таблице 2.

Таблица 1 – Общая характеристика угольных пластов рабочей мощности

501	Пласт					Расстояние между пластами, м.	Кровля - от пласта									
	Индекс пласта	Средняя мощность, м	Модуль упругости, Е, МПа.φ	Угол внутреннего тре- ния,φ – град.	Коэффициент сцепления, С МПа		Первый слой					Второй слой				
							литология	Мощность слоя,м	Модуль упругости, Е, МПа.	Угол внутреннего трения, φ – град.	Коэффициент сцепления, С МПа	литология	Мощность слоя,м	Модуль упругости, Е - МПа	Угол внутреннего трения, φ – град.	Коэффициент сцепления, С, МПа
1	2	3	4		5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	
	h <sub>11</sub>	1,0	5·10 <sup>2</sup>	37	3,4	30	песчаник	14	2,5·10 <sup>4</sup>	35	8	аргиллит	7	5·10 <sup>3</sup>	30	5
	h <sub>10</sub>	1,82	5·10 <sup>2</sup>	37	3,4	68	алевролит	21	2,0·10 <sup>4</sup>	35	8	песчаник	5	2,5·10 <sup>4</sup>	35	8
	h <sub>8</sub>	1,43	5·10 <sup>2</sup>	37	3,4	245	песчаник,	19	2,5·10 <sup>4</sup>	35	8	алевролит	11	2,0·10 <sup>4</sup>	35	8

Таблица 2 – Значения параметров аппроксимирующих функций

Пласт	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	<i>f</i>	<i>g</i>	<i>j</i>	R <sup>2</sup>	Критерий обрушаемости		L <sub>факт</sub> , м		L <sub>теор</sub> , м		Отклонение, %	
									max	min	min	max	min	max	min	max
h <sub>8</sub>	3E-11	-1E-08	1E-06	-8E-05	0,002	-0,029	0,108	0,76	0,2	0,12	45	70	50	85	11	21
h <sub>10</sub>	-2E-10	8E-08	-1E-05	0	-0,024	0,379	-1,324	0,84	0,6	0,38	50	70	35	55	27	30
h <sub>11</sub>	1E-10	-4E-08	5E-06	0	0,009	-0,107	0,394	0,79	0,23	0,12	40	50	30	60	25	20

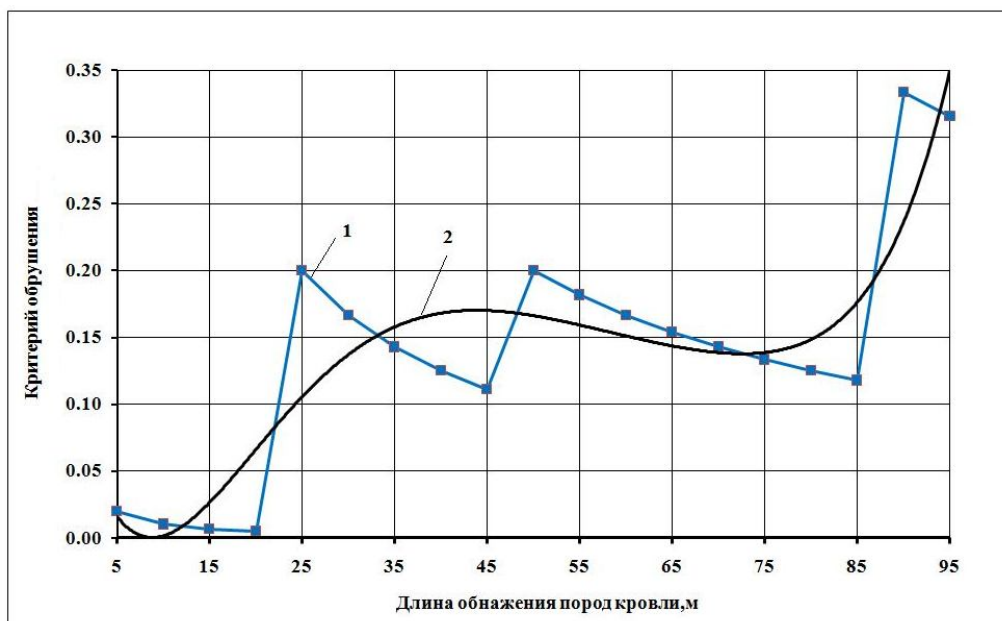


Рисунок 4 – Полиномиальная зависимость критерия обрушения относительно первоначальной длины обнажения кровли очистного забоя по пласту  $h_8$ , 1 - кривая данных моделирования; 2 – полиномиальная кривая.

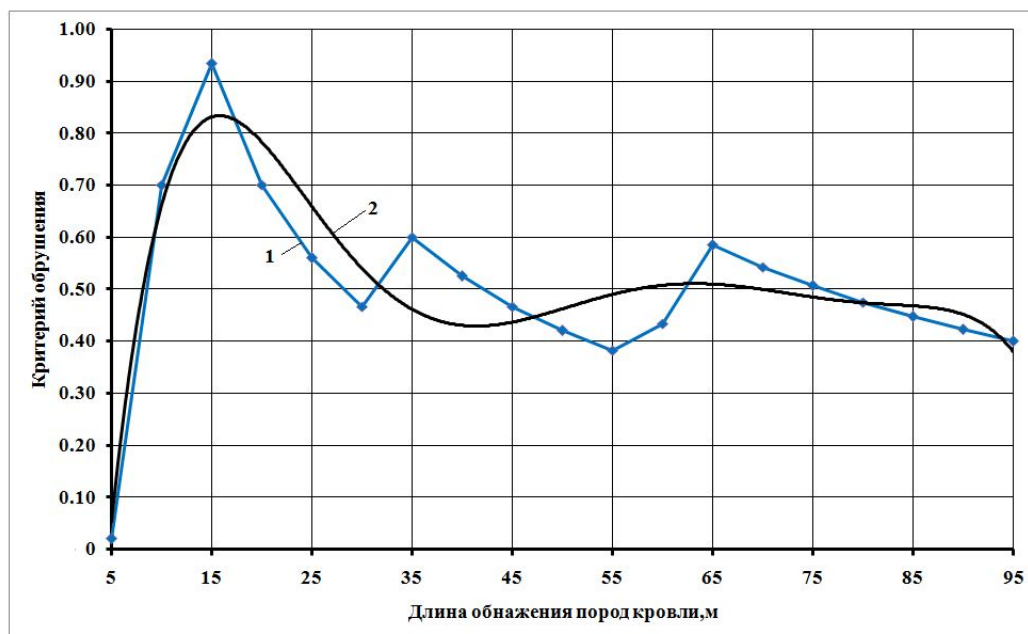


Рисунок 5 – Полиномиальная зависимость критерия обрушения относительно первоначальной длины подвигания очистного забоя по пласту  $h_{10}$ , 1- кривая данных моделирования; 2 – полиномиальная кривая.

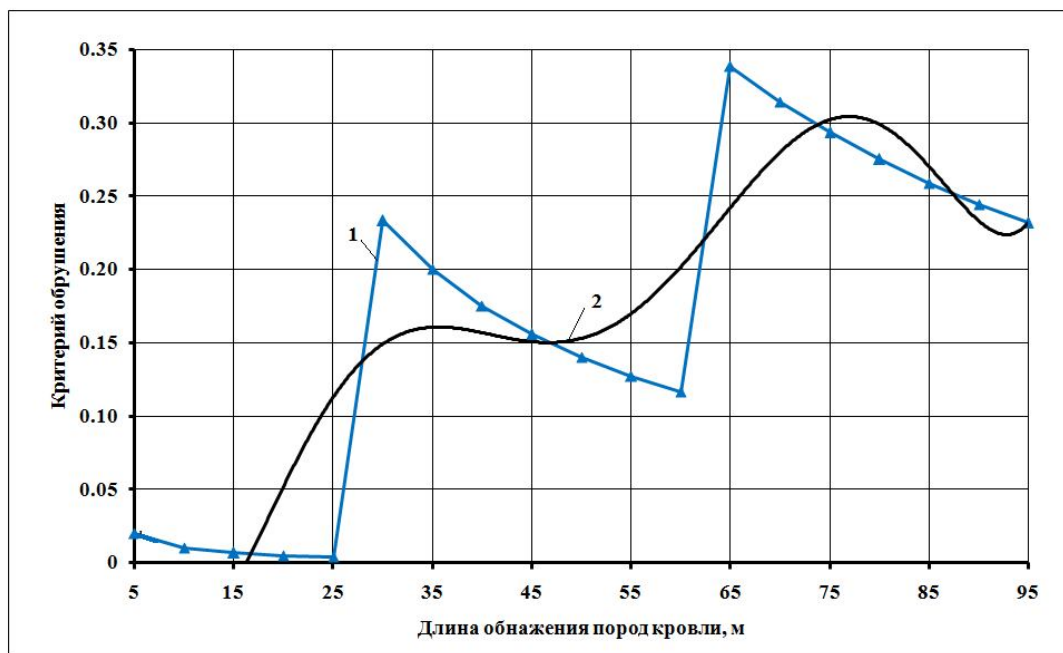


Рисунок 6 – Полиномиальная зависимость критерия обрушения относительно первоначальной длины подвигания очистного забоя по пласту  $h_{11}$ , 1- кривая данных моделирования; 2 – полиномиальная кривая.

Результаты моделирования сопоставляли с фактическими значениями первичного шага обрушения основной кровли, которые на пластах  $h_8$ ,  $h_{10}$ ,  $h_{11}$  соответственно составили 45-70 м, 50-70 м и 40-55 м.

Отклонение результатов фактических первоначальных обрушений от расчётных составляет от 11 до 30%. (см. таблицу 2).

Анализ рисунков 4 - 6 позволяет заметить скачкообразный рост критерия  $K$ . Начало и окончание такого «скачка» соответствует минимальному и максимальному фактическому шагу непосредственной, основной и последующим шагам обрушения кровли. При этом для пласта  $h_8$  -  $K$  равен 0,12-0,2, для  $h_{10}$  -  $K=0,38 - 0,6$ , для  $h_{11}$  -  $K = 0,12 - 0,23$ .

### **Выводы и направление дальнейших исследований:**

Разработан критерий обрушения для определения и прогнозирования первичного шага обрушения пород кровли.

Разработана математическая модель для определения высоты обрушения пород кровли в начальный период прохождения лав по трем пластам  $h_8$ ,  $h_{10}$ ,  $h_{11}$  в горно-геологических условиях шахты им. В.В.Вахрушева.

### **Библиографический список**

*1. Управление кровлей и крепление в очистных забоях на угольных пластах с углом падения до 35°. Руководство КД 12.01.01.503. – 2001. – Киев: Минтопэнерго Украины, ДонУГИ, 2002. – 141 с.*

*2. Борzych А.Ф. Влияние трещиноватости пород на шаг периодических осадок труднообрушающейся кровли / А.Ф. Борzych, Г.А. Аверин // Уголь Украины, 1990. – №9. – С.10.*

***Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Клишиным Н.К.***

*к.т.н. Штанько Л.А.,*

*Ремизов А.В.*

*(горный факультет Украинской инженерно-педагогической  
академии, г. Стаханов, Украина)*

## **ОБОСНОВАНИЕ СПОСОБОВ ОХРАНЫ ВЫЕМОЧНЫХ ВЫРАБОТОК ПЛАСТА $m_3$ НА ШАХТЕ „КАРБОНИТ”**

*Способи охорони виїмкових виробок обґрунтовано по результатах виробничих спостережень у штреку та техніко-економічного порівняння варіантів охорони.*

**Ключові слова:** *гірський тиск, підготовчи виробки, охорона виробок.*

*Способи охрани выемочных выработок обоснованы по результатам производственных наблюдений в штреке и технико-экономического сравнения вариантов охрани.*

**Ключевые слова:** *горное давление, подготовительные выработки, охрана выработок.*

Обеспечение устойчивости выемочных выработок является одной из важнейших проблем на угольных шахтах Украины. Особенно актуально ее решение для выработок, поддерживаемых на большой глубине, в обводненных труднообрушающихся породах. В таких условиях отрабатывается пласт  $m_3$  на шахте «Карбонит» ГП «Первомайскуголь». Применяемая сплошная система разработки пласта  $m_3$  и способ охраны не обеспечивают устойчивость конвейерного штрека. Необходимо на основе нормативных документов [1, 2] технически и экономически обосновать способы охраны.

Цель работы – научно обосновать способы охраны выемочных выработок пласта  $m_3$  на шахте «Карбонит».

Задачи:

- провести производственные наблюдения проявлений горного давления в конвейерном штреке;
- выполнить технико-экономическое сравнение возможных способов охраны выработок.

Горно-геологические условия отработки пласта  $m_3$  следующие. Мощность пласта 1,45 м. Непосредственная кровля представлена об-

водненным песчаником мощностью 5 м с пределом прочности на сжатие ( $\sigma_c$ ) 84,3 МПа, выше которого залегает алевролит мощностью 1,5 м,  $\sigma_c = 50,2$  МПа. В основной кровле залегает песчаник мощностью 13,8 м,  $\sigma_c = 84,3$  МПа. В почве по мере удаления от пласта  $m_3$  залегают: аргиллит мощность 0,1 м,  $\sigma_c = 27,1$  МПа, алевролит мощность 0,2 м,  $\sigma_c = 43,6$  МПа песчаник мощностью 0,75 м,  $\sigma_c = 84,3$  МПа и алевролит мощностью 6,7 м,  $\sigma_c = 43,6$  МПа.

На шахте «Карбонит» ГП «Первомайскуголь» пласт  $m_3$  до горизонта 625 м отрабатывался по столбовой системе разработки и проблем с охраной выемочных выработок не было. Штреки поддерживались в массиве и погашались вслед за подвиганием лавы. Среднесуточная нагрузка на лаву при этом составляла 800-1000 тонн.

Из-за отсутствия резервных лав, низких темпов прохождения подготовительных выработок (10-20м/мес.), недостаточного обеспечения материалами и низкого уровня организации проходческих работ были вынуждены перейти на сплошную систему разработки.

11-я западная лава пласта  $m_3$  гор. 665м отрабатывалась по сплошной системе разработки с восстановлением повторно использованного в качестве вентиляционного 10-го конвейерного штрека. Для поддержания 11-го конвейерного штрека применялось усложненное охранное сооружение. На рисунке 1 приведена технологическая схема способа, состоящего из накатных костров 1, бутовой полосы шириной 6м 2, выше которой располагались: бутовой штрек 3 с органной крепью 4 и деревянные костры 5. На границе охранного сооружения с механизированной крепью устанавливались два ряда органной крепи 6.

Способ охраны штрека предложен ДонУГИ. Расчетная величина смещения кровли и почвы 1684 мм, в том числе смещение за период проведения выработки 465 мм, впереди забоя лавы 312 мм и позади лавы 907 мм. Для поддержания штрека в рабочем состоянии необходима подсыпка почвы на высоту 1,0 м.

Выемка угля в лаве осуществлялась с помощью механизированного комплекса 2МКД-90, в состав которого входили: очистной комбайн 1К101, механизированная крепь 2КД-90 и скребковый конвейер СПЦ-251. Конвейерный штрек проводили буровзрывным способом с применением погрузочной машины 2ПНБ-2.

Неудовлетворительное обеспечение выемочного участка необходимыми материалами и оборудованием, привело к снижению темпов проведения штрека (8-12 м/мес.) и уменьшению опережения подготовительного забоя относительно очистного до шести метров. Капез воды с кровли пласта в проходческом забое также сказывался на снижении темпов прохождения.

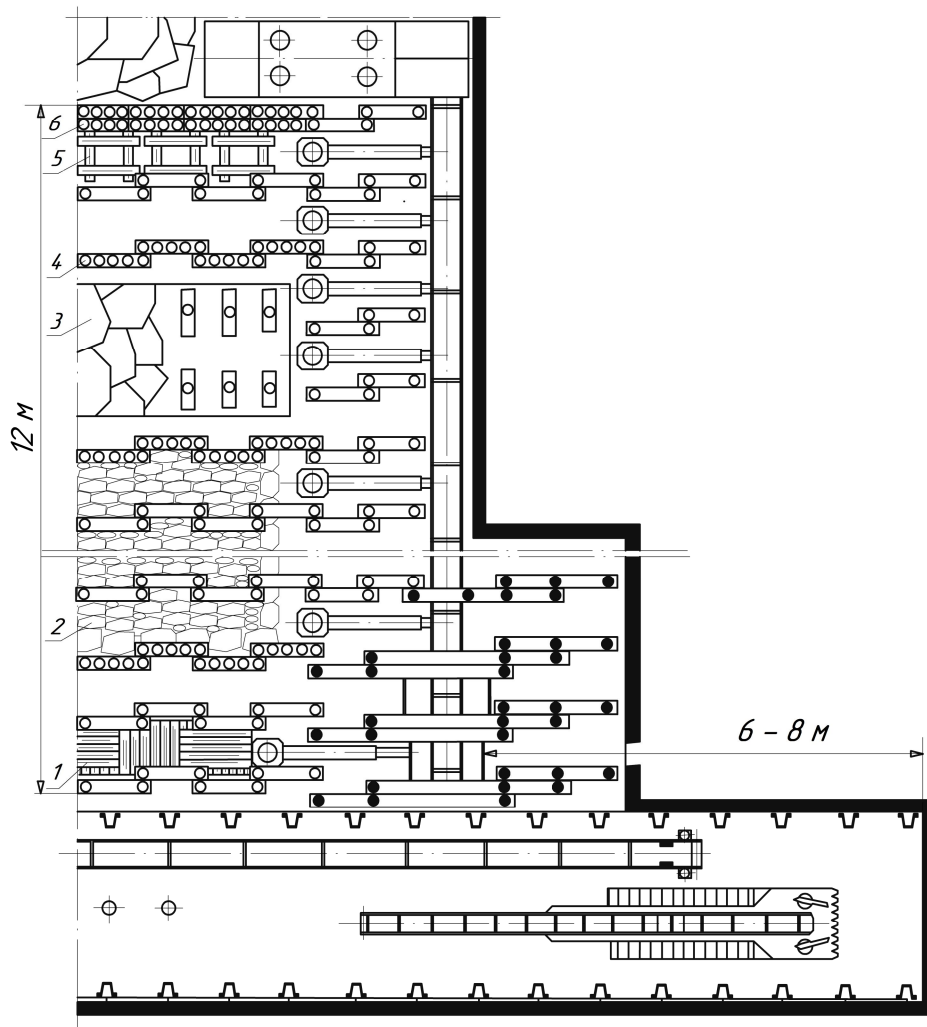


Рисунок 1— Технологическая схема применяемого способа охраны конвейерного штрека

Подвигание лавы сдерживалось из-за недостаточного опережения подготовительного забоя. Подготовительные и очистные работы проводились одновременно, что существенно влияло на уменьшение добычи угля (150-300т/сут.) в комплексно-механизированной лаве, одной из опорных лав предприятия.

Производственные наблюдения и ремонтные работы в штреке были начаты после отхода лавы от монтажной камеры на расстояние 55 м. В работе [3] приведены данные о смещениях пород в выработку, о технологии возведения бутовой полосы, сделан вывод о необходимости перехода на столбовую систему разработки и применения более жестких искусственных ограждений.

В настоящей статье проанализированы результаты дальнейших исследований по методике производственных наблюдений проявлений горного давления в выработке. Оценивалось состояние контура выработки, ее



устойчивость, состояние крепи, влияние организационных факторов при проведении выработки и работы по ее поддержанию и др.

По мере подвигания очистного забоя на расстояние 300 м крепление штрека подвергалось значительным деформациям. Напряженное состояние породного массива, созданное в результате охраны конвейерного штрека сооружением шириной 12 м, отрицательно влияло на его устойчивость. Уже в 20м позади очистного забоя выработку необходимо было перекреплять, что создавало неудовлетворительные условия для выполнения основных и вспомогательных процессов, связанных с обслуживанием очистного и подготовительного забоев.

Из-за податливости бутовой полосы происходило смещение кровли по контуру, толща пород оказывала влияние на состояние выработки.

При отходе очистного забоя от монтажной камеры на 350м и дальнейшем его подвигании, на сопряжении лавы с конвейерным штреком происходили завалы протяженностью 4-7 м по длине выработки. Обрушенные породы перекрывали поперечное сечение выработки. Металлическая арочная податливая крепь деформировалась, высота штрека составляла 0,63 м, ширина 1,26 м. На выполнение ремонтных работ затрачивали несколько суток.

В соответствии с требованиями ПБ к размерам площади сечения выработок, состояние конвейерного штрека являлось неудовлетворительным, а на отдельных участках выработка не пригодна к эксплуатации.

Для выбора способа охраны выработки применили инженерный метод расчета смещений [1]. Смещения рассчитали для следующих пяти способов охраны:

- поддержание выработки в массиве и погашение вслед за лавой;
- охрана выработки искусственными сооружениями с целью повторного ее использования;
- проведение выработки вприсечку;
- проведение выработки вслед за лавой и охрана ее с двух сторон бутовыми полосами;
- проведение спаренных выработок, разделенных целиком с погашением первой выработки вслед за первой лавой, второй выработки вслед за второй с одновременным извлечением целика.

Учитывались затраты на проведение, поддержание выработок и на осуществление способов охраны. Затраты по первым двум статьям рассчитаны по укрупненным показателям, в связи с чем приведены только относительные затраты по способам.

Результаты расчетов на ЭВМ приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Сравнение вариантов

Номер		Смещение, мм					Тип крепи	Затраты по варианту, %	
варианта	способа	Uк	Uп	Uобщ	Uрасч	Uпред			
I	1	200	287	487	200	300	ар.,3-х звенн.	166	
	3	239	344	583	239	300	ар.,3-х звенн.		
II	2	лп	499	804	1303	499	500	ар.,5-ти звенн.	100
		жб	582	779	1361	582	700	ар.,5-ти звенн.	108
		ок	664	755	1419	664	700	ар.,5-ти звенн.	120
		бк	995	655	1650	995	1000	ар.,5-ти звенн.	108
III	4	435	309	744	435	500	ар.,5-ти звенн.	158	
IV	5	207	298	505	207	300	ар.,3-х звенн.	125	

В таблице  $U_k$ ,  $U_n$ ,  $U_{общ}$ ,  $U_{расч}$ , – соответственно смещения кровли, почвы, общее, расчетное;  $U_{пред}$  – предельная податливость крепи;  $S$  – сечение выработки.

Технически наиболее благоприятны первый и третий способы и область их применения – пучащие породы почвы. Для данных условий коэффициент пучения – 36.

При втором способе охраны искусственными ограждениями для повторного использования выработки смещение минимальное 1303 мм, максимальное 1650 мм. При таких смещениях, как показали производственные наблюдения, выработка не пригодна к эксплуатации. Затраты по первому варианту на 66 – 48 % больше, чем по 2 варианту. Выводы. На основании результатов производственных наблюдений в выработке и технико-экономического сравнения вариантов охраны в условиях пласта  $m_3$  рекомендуется конвейерный штрек поддерживать в массиве и погашать за лавой, а вентиляционный – проводить вприсечку.

### Библиографический список

1. Указания по рациональному расположению, охране и поддержанию горных выработок на угольных шахтах СССР. – Л.: ВНИМИ, 1986 – 222с.

2. Підготовки виробки на пологих пластах. Вибір кріплення, способів і засобів охорони: СОУ 10.1.00185790.011:2007. Видання офіційне. Мінвуглепром України – К.: 2007. – 113 с.

3. Штанько А.А. Влияние бутовых полос на устойчивость выемочных выработок / Л.А. Штанько, А.В. Ремезов, В.М. Воротилин // Уголь Украины, 2010. – №7. – С.6-9.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Клишиным Н.К.

*Абакумова О.В.,  
Верба Р.В.,  
к.т.н. Денисенко В.П.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна),  
д. г.-м. н. Лукінов В.В.  
(ІГТМ НАН України, м. Дніпропетровськ, Україна)*

## **МЕТОДИКА ПРОГНОЗУ ДИНАМІКИ ОБСЯГІВ ВИЛУЧЕННЯ МЕТАНУ З ПІДРОБЛЕНОГО ВУГЛЕПОРІДНОГО МАСИВУ**

*Запропонована методика прогнозу динаміки обсягів вилучення метану підземною системою дегазації на виїмковій ділянці вугільної шахти з урахуванням зміни основних природних і технологічних факторів розробки пласту та напружено-деформованого стану метаноносного масиву порід в зоні впливу очисних робіт. Наведено результати прогнозу динаміки обсягів вилучення метану для умов розробки конкретного вугільного пласту.*

**Ключові слова:** метан, обсяги вилучення, прогноз, динаміка, фактори розробки.

*Предложена методика прогноза динамики объемов метана извлекаемых подземной системой дегазации на выемочном участке угольной шахты с учетом изменения основных природных и технологических факторов разработки пласта и напряженно-деформированного состояния метаноносного массива пород в зоне влияния очистных работ. Приведены результаты прогноза динамики извлекаемых объемов метана для условий разработки конкретного угольного пласта.*

**Ключевые слова:** метан, извлекаемые объемы, прогноз, динамика, факторы разработки.

В Україні метану вугільних родовищ надано статус альтернативного екологічно чистого енергоносія [1]. Видобувний ресурсний потенціал вугільного метану у Донецькому басейні при застосуванні існуючих стандартних способів свердловинної дегазації, який оцінюється у 3-3,7 трлн. м<sup>3</sup> і у 3-4 рази перевищує запаси природного газу в Україні, характеризує родовища Донбасу як вуглегазові. Коефіцієнт вилучення вугільного метану може досягати 0,6-0,7, а видобувні ресурси – 6-8 трлн. м<sup>3</sup> у разі застосування досконалої технології комплексного вилу-

чення метану з основних джерел метановиділення, у тому числі з вироблених просторів шахт [2].

Аналіз роботи метанових шахт Донбасу, на яких застосовується свердловинна дегазація, показує, що обсяги каптованого і утилізованого метану та кількість шахт, які використовують метан як енергоресурс, неухильно зростають з кожним роком. Основні обсяги метану (до 90 %) каптуються підземними системами дегазації. Основним джерелом метановиділення у гірничі виробки є вуглепорідний масив покрівлі робочого пласту. Більша частина обсягів каптованого метану не придатна до використання у енергокомплексах з причини низького вмісту метану (нижче 25 %) у метаноповітряній суміші та значної непостійності суміші по дебіту і вмісту метану.

Основною складністю рішення проблеми ефективного видобутку та використання шахтного метану, як екологічно чистої енергетичної сировини є значні коливання обсягів метану із-за специфіки технології його видобутку при різних способах дегазації і умовах розробки. Це пов'язано із особливостями вилучення метану із газонасичених гірничих масивів, які піддаються впливу підземних гірничих (очисних робіт). Коливання обсягів та вмісту метану у суміші, що вилучається системою підземної дегазації, закономірно пов'язані із зміною ряду геологічних та технологічних параметрів розробки [3, 4]. У зв'язку з цим для вибору оптимальної технології утилізації каптованого метану та ефективної експлуатації обладнання необхідні дані про зміну якісних та кількісних показників метаноповітряної суміші у процесі вилучення метану.

Процес вилучення метану свердловинною системою дегазації із метаносного неоднорідного масиву з урахуванням постійної зміни його напружено-деформованого стану є нестабільним динамічним процесом. Динаміка вилучення метану являє собою кількісний показник обсягів та характеризується зміною обсягів метану у метрах кубічних за певний проміжок часу (хвилина, доба, місяць). Реальне формування динаміки вилучення метану у процесі відробки виїмкового поля відбувається під впливом певних факторів розробки, які діють регулярно, і значної кількості факторів, дія котрих має випадкову природу [5].

Встановлення закономірностей зміни параметрів метановиділення із вуглепородного масиву у дегазаційні свердловини у процесі відробки виїмкового поля та розробка на їх основі методу прогнозу динаміки обсягів вилучення метану є актуальною науково-практичною задачею від рішення якої залежить ефективне видобування та використання вугільного метану. Методика, яка пропонується, дозволить враховувати вплив геологічних та технологічних факторів розробки на динамічні характеристики процесу вилучення метану дегазаційною системою, що у свою чергу дозволить підвищити повноту та стабільність вилучення метану.

На теперішній час розроблені і затверджені, як нормативні документи, методики розрахунку загальних та потенційно видобувних ресурсів метану у межах шахтного поля [6, 7, 8], але при цьому відсутні методичні розробки по розрахунку динаміки метановиділення у свердловини.

Мета роботи – розробка методики прогнозу динаміки обсягів вилучення метану свердловинною дегазацією для підвищення повноти вилучення метану та стабільності метаноповітряної суміші по вмісту та дебіту метану.

В задачі роботи входило:

- встановлення кількісних залежностей обсягів вилучення метану від основних факторів розробки та зміни напружено-деформованого стану метанонасичених масивів порід;
- розробка алгоритму для побудови динамічного ряду прогнозних значень обсягів вилучення метану на період повної відробки виїмкового поля.

Для встановлення кількісних залежностей обсягів вилучення метану від факторів розробки використовувалися фактичні дані, одержані відповідними службами вугільних шахт при планових вимірах параметрів дегазації та ведення гірничих робіт. Обробка здійснювалась за допомогою стандартних методів математичної статистики.

Дана методика розроблена для прогнозу динаміки обсягів метану з масиву порід, що підробляється, як головного джерела метановиділення.

Прогнозні середньодобові поточні обсяги метану, що вилучаються з масиву порід, який підробляється, визначаються за формулою:

$$Q_{deg}^{i=1}(t) = k_n \cdot Q_{deg.n}^{i=1}(t) + k_z \cdot Q_{deg.z}^{i=1}(t) + k_{cm} \cdot Q_{deg.cm}^{i=1}(t), \text{ м}^3/\text{доб.} \quad (1)$$

де  $k_n$ ,  $k_z$ ,  $k_{cm}$  – коефіцієнти, які вказують на наявність характерного періоду роботи лави. Коефіцієнти мають значення 0 при відсутності періоду або 1 – при наявності;

$Q_{deg.n}^{i=1}(t)$ ,  $Q_{deg.z}^{i=1}(t)$ ,  $Q_{deg.cm}^{i=1}(t)$  – прогнозні середньодобові поточні обсяги метану, що вилучаються, відповідно у початковий, завершальний та стабільний періоди роботи лави.

Прогнозні середньодобові поточні обсяги метану, що вилучаються підземною дегазаційною системою у початковий період роботи лави, до первинного обвалювання масиву покрівлі визначається за формулою:

$$Q_{deg.n}^{i=1}(t) = k_{nn} \cdot Q_{deg.c.p.}^{i=1} + \varepsilon_1, \text{ м}^3/\text{доб.} \quad (2)$$

де  $k_{nn}$  – коефіцієнт, що визначає зв'язок між середнім рівнем обсягів вилучення метану у період стабільної роботи лави і початковий ( $k_{nn} = 1$  при застосуванні дегазаційних свердловин над монтажною камерою або флангових;  $k_{nn} = 0,3$  при відсутності таких свердловин);

$Q_{deg.c.p.}^{i=1}$  – середньодобовий рівень обсягів вилучення метану за час повної відробки виїмкового поля (підроблений масив покрівлі  $i=1$ ; надроблений масив підшви пласту  $i=2$ ; вугільний масив робочого пласту  $i=3$ ) розраховується згідно методики, яка наведена у роботі [9];

$\varepsilon_1$  – випадкова складова, м<sup>3</sup>/доб.

Тривалість початкового періоду розраховується:

$$T_1 = \frac{III_0}{v_{оч.}}, \text{ доб.} \quad (3)$$

де  $III_0$  – крок первинного обвалювання масиву покрівлі, м. Приймається згідно паспорту виїмки, кріплення та управління покрівлею лави, що проектується;

$v_{оч.}$  – швидкість посування лінії очисного вибою, м/доб.

Прогнозні середньодобові поточні обсяги метану, що вилучаються підземною дегазаційною системою у завершальний період роботи лави визначаються за формулою:

$$Q_{deg.z.}^{i=1}(t) = Q_{deg.c.p.}^{i=1} \cdot e^{\frac{T-t-T_3}{T_3}} + \varepsilon_2, \text{ м}^3/\text{доб.} \quad (4)$$

де  $t$  – поточний час, доб.;

$T_3$  – тривалість роботи дегазації після зупинки лави, доб.; (тривалість демонтажу очисного обладнання лави приймається згідно паспорту демонтажу);

$T$  – повний термін роботи дегазації;

$$T = \frac{L_{в.н.}}{v_{оч.}} + T_3, \text{ доб.} \quad (5)$$

$\varepsilon_2$  – випадкова складова, м<sup>3</sup>/доб.

Прогнозні середньодобові поточні обсяги вилучення метану у період стабільної роботи лави визначаються за формулою:

$$Q_{deg.cm}^{i=1}(t) = k_{noc} \cdot Q_{noc}(t) + k_{вод} \cdot Q_{вод}(t) + k_{нор} \cdot Q_{нор}(t) + \varepsilon_3, \text{ м}^3/\text{доб.} \quad (6)$$

де  $k_{noc}$ ,  $k_{вод}$ ,  $k_{нор}$  – булеві коефіцієнти, які вказують на наявність впливу того чи іншого фактору (зони з суттєвим проявом впливу окремого фактору розробки на обсяги вилучення метану). Коефіцієнти мають значення 1 при наявності зони або 0 – при відсутності;

$Q_{noc}(t)$ ,  $Q_{вод}(t)$ ,  $Q_{пор}(t)$  - прогнози середньодобові поточні обсяги метану, що вилучаються підземною дегазаційною системою, відповідно з урахуванням періодичних обвалювань покрівлі, водоносності та тектонічної порушеності.

$\varepsilon_3$  – випадкова складова, м<sup>3</sup>/доб.

Прогнози середньодобові поточні обсяги метану, що вилучаються підземною дегазаційною системою з урахуванням періодичних обвалювань покрівлі розраховуються за формулою:

$$Q_{noc}(t) = Q_{дег.с.р.}^{i=1} + \alpha \sin\left(\frac{2\pi t}{T_{noc}} + \varphi\right), \text{ м}^3/\text{доб.} \quad (7)$$

де  $\alpha$  – амплітуда коливань обсягів вилучення метану, які обумовлені періодичними осіданнями масиву покрівлі;

$$\alpha = \varepsilon \cdot Q_{дег.с.р.}^{i=1}, \text{ м}^3/\text{доб.} \quad (8)$$

де  $\varepsilon$  – коефіцієнт зв'язку між обсягами метану, що вилучається, та параметрами періодичних осідань масиву покрівлі, частка одиниці;

$\varphi$  – зсув графіку залежності обсягів вилучення метану від періодичних обвалювань масиву порід відносно часової осі розраховується таким чином, щоб на момент першого обвалювання покрівлі обсяги вилучення метану дорівнювали максимальному значенню;

$$\varphi = -(T_1 - 0,5T_{noc}), \text{ доб.} \quad (9)$$

де  $t$  – поточний час, доб.

$T_{noc}$  – період обвалювання масиву порід покрівлі, доб.

$$T_{noc} = \frac{III_n}{\nu_{оч.}}, \text{ доб.} \quad (10)$$

де  $III_n$  – крок періодичного обвалювання покрівлі, м.

Прогнози середньодобові поточні обсяги вилучення метану при роботі лави у зонах з підвищеним виділенням води із масиву порід, що вміщують вугільний пласт:

$$Q_{вод}(t) = -Q_{дег.с.р.}^{i=1} \cdot k \cdot \sin\left(\frac{4\pi t}{T_{вод}}\right), \text{ м}^3/\text{доб.} \quad (11)$$

де  $k$  – коефіцієнт, що враховує зниження обсягів вилучення метану у зоні підвищеного виділення води відносно середньодобового рівня обсягів вилучення метану за час повної відробки виїмкового поля. Кое-

фіцієнт встановлюється експериментально, змінюється у залежності від дебіту води у лаві:

- від  $5 \text{ м}^3/\text{год.}$  до  $10 \text{ м}^3/\text{год.}$   $k = 0,3$ ,
- від  $10 \text{ м}^3/\text{год.}$  до  $15 \text{ м}^3/\text{год.}$   $k = 0,6-0,7$ ,
- більше  $15 \text{ м}^3/\text{год.}$   $k = 0,8-0,9$ ;

$T_{\text{вод}}$  – тривалість роботи лави в зоні водоносного масиву, доб.;

$t$  – поточний час, доб.

Обсяги вилучення метану при роботі лави у зонах тектонічних порушень розраховуються за формулою:

$$Q_{\text{нор}}(t) = Q_{\text{дег.с.р.}}^{i=1} \cdot k \sin\left(\frac{4\pi t}{T_{\text{нор}}}\right), \text{ м}^3/\text{доб.} \quad (12)$$

де  $k$  – коефіцієнт, що враховує підвищення обсягів вилучення метану у зоні тектонічної порушеності відносно середньодобового рівня обсягів вилучення метану за час повної відробки виїмкового поля. Коефіцієнт залежить від типу тектонічного порушення та його параметрів, змінюється від 0,3 до 1,2 при підвищенні ступеню порушеності;

$T_{\text{нор.}}$  – тривалість роботи лави у зоні тектонічної порушеності, доб.

Будується узагальнений динамічний ряд зміни обсягів видобутку метану з урахуванням календарного графіку відробки пласту діючою лавою. Ступінь стабільності вилучених обсягів метану визначається коефіцієнтом стабільності, який дорівнює:

$$k_{\text{ст}} = 1 - k_{\text{в}} , \quad (13)$$

де  $k_{\text{в}}$  – коефіцієнт варіації обсягів вилучення метану.

Повнота утилізації вугільного метану оцінюється коефіцієнтом повної утилізації:

$$k_{\text{н.у.}} = F(V) - F(V_{\text{дон.}}), \quad (14)$$

де  $F(V)$  – функція розподілу фактичних вилучених обсягів метану, доля одиниці;

$F(V_{\text{дон.}})$  – функція розподілу вилучених обсягів метану з вмістом метану у газоповітряній суміші нижче допустимого, доля одиниці; ( $c_{\text{дон}} = 25 \%$ ).

Далі наведено приклад розрахунку прогностної оцінки динаміки обсягів вилучення метану для умов відпрацьованого виїмкового поля 3 Західної лави шахти „Ніканор-Нова” ДП „Луганськвугілля”. Перед початком проведення розрахунків, у відповідності до паспорту відробки виїмкової ділянки лави виділяються періоди з характерними прогностичними рівнями обсягів вилучення метану: початковий, стабільної роботи



лави та завершальний. Початкові дані для розрахунку прогнозової оцінки динаміки обсягів вилучення метану беруться із технологічної та геологічної документації для лави, що проектується, розраховуються необхідні коефіцієнти та параметри, будується динаміка обсягів вилучення метану. Початкові дані для розрахунків наведені у таблиці 1.

Таблиця 1 – Початкові дані для прогнозової динаміки обсягів вилучення метану 3 Західна лава ш. «Нікопор Нова»

№	Назва показника	Значення
<b>Загальні дані</b>		
1	Час роботи лави по видобутку вугілля, <u>доб.</u>	595
2	Фоновий обсяг вилучення метану, $\text{м}^3/\text{хв}$	1
3	Середній обсяг вилучення метану для періоду стабільної роботи лави, $\text{м}^3/\text{хв}$	6,05
4	Час до першого обвалювання покрівлі, <u>доб.</u>	27
5	Період стабільної роботи лави, <u>доб.</u>	520
6	Тривалість роботи дегазації після зупинки лави, <u>доб.</u>	49
<b>Дані для розрахунку обсягу вилучення метану у початковий період</b>		
7	Коефіцієнт зв'язку між середнім обсягом вилучення метану та обсягом вилучення метану до першого обвалювання покрівлі	0.3
<b>Дані для розрахунку обсягу вилучення метану у зоні тектонічного порушення</b>		
8	Час роботи лави у зоні порушення, доба	76; 15; 8
9	Коефіцієнт впливу зони порушення на обсяг вилучення метану	0.7; 0.7; 0.7
<b>Дані для розрахунку обсягу вилучення метану у зоні підвищеного водопритливу із масиву порід, що вміщують вугільний пласт</b>		
10	Час роботи лави у зоні підвищеного водопритливу, доба	37
11	Коефіцієнт впливу зони підвищеного водопритливу на обсяг вилучення метану	0.7
<b>Дані для розрахунку обсягу вилучення метану з урахуванням періодичних обвалювань масиву покрівлі</b>		
12	Крок обвалювання покрівлі, м	14
13	Швидкість посування вибою лави, <u>м/доб.</u>	2
14	Період обвалювання масиву покрівлі, <u>доб.</u>	7
15	Амплітуда коливання обсягу вилучення метану від періодичних обвалювань покрівлі	1.27
16	Зсув графіку обсягу вилучення метану відносно часової осі, <u>доб.</u>	-стр 4 = -57

На рисунку 1 зображена динаміка обсягів вилучення метану, де позначено три періоди роботи лави та виділено характерні зони зміни обсягів вилучення метану, що пов'язані із зміною основних параметрів розробки: 1 – початковий період роботи лави (до первинної посадки покрівлі); 2 – період стабільної роботи лави; 3 – завершальний період роботи лави (після зупинки на демонтаж); зона 1 – зона підвищеного виділення води; зона 2 – зона коливань обсягів вилучення метану, що обумовлені періодичними обвалюваннями масиву порід покрівлі; зона 3 – зона тектонічної порушеності масиву порід.

Прогнозна оцінка динаміки обсягів вилучення метану проводиться по розробленому алгоритму на ПК.

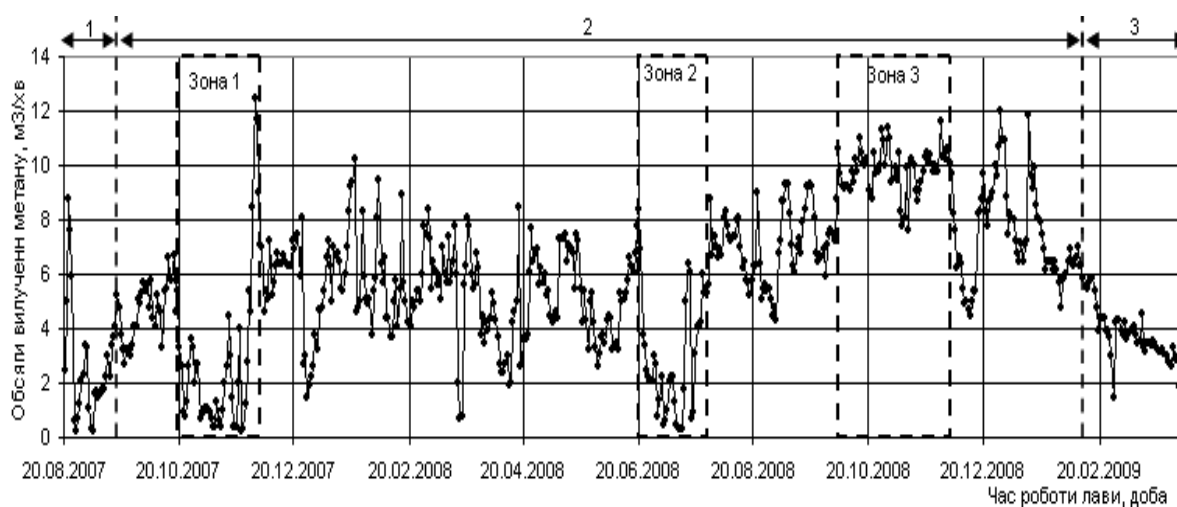


Рисунок 1 – Фактичні обсяги вилучення метану дегазації в умовах 3 Західної лави шахти „Никанор-Нова” за період з 20.08.2007 р. по 03.03.2009

Згідно графіку коефіцієнт для розрахунку обсягу вилучення метану у початковий період (до першої посадки покрівлі) буде приймати значення 1 на проміжку від 1-ї до 27-ї доби, та 0 – від 28 доби до кінця роботи лави. Такий самий принцип використовується для всіх інших періодів та зон упродовж відробки пласту для урахування впливу різних параметрів.

Для зручності проведення розрахунків всі розрахункові формули оформлюються у вигляді таблиці 2.

Період стабільної роботи лави,  $T = 595$  діб

Тривалість роботи дегазації після зупинки лави,  $T_K = 49$  діб.

Динаміка прогнозних обсягів вилучення метану приведена на рисунку 3.

Таблиця 2 – Таблиця для розрахунку обсягів вилучення метану

Дата		Час	Середнє	Вплив порушення			Вплив порушення			Вплив порушення			Вплив порушення			Вплив порушення			Вплив порушення			Вплив порушення			Вплив порушення		
1	2			3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26
1	1	1	6,1	0	0,7	0	0	0,7	0	0	0	0	0	1,2	0	1	0	0	2,2	2,2	2,1	0,1	0	0	0	0	
Дата пробою		Час пробою (t)		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )			
Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)		Час пробою (t)	
Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )		Середній рівень металосміщення ( $Q_{\text{ср.м}}$ )	
1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )		1-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{1-м}}$ )	
2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )		2-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{2-м}}$ )	
3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )		3-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{3-м}}$ )	
4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )		4-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{4-м}}$ )	
5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )		5-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{5-м}}$ )	
6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )		6-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{6-м}}$ )	
7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )		7-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{7-м}}$ )	
8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )		8-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{8-м}}$ )	
9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )		9-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{9-м}}$ )	
10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )		10-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{10-м}}$ )	
11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )		11-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{11-м}}$ )	
12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )		12-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{12-м}}$ )	
13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )		13-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{13-м}}$ )	
14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )		14-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{14-м}}$ )	
15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )		15-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{15-м}}$ )	
16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )		16-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{16-м}}$ )	
17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )		17-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{17-м}}$ )	
18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )		18-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{18-м}}$ )	
19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )		19-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{19-м}}$ )	
20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )		20-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{20-м}}$ )	
21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )		21-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{21-м}}$ )	
22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )		22-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{22-м}}$ )	
23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )		23-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{23-м}}$ )	
24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}$ )		24-й рівень металосміщення ( $Q_{\text{24-м}}</$					

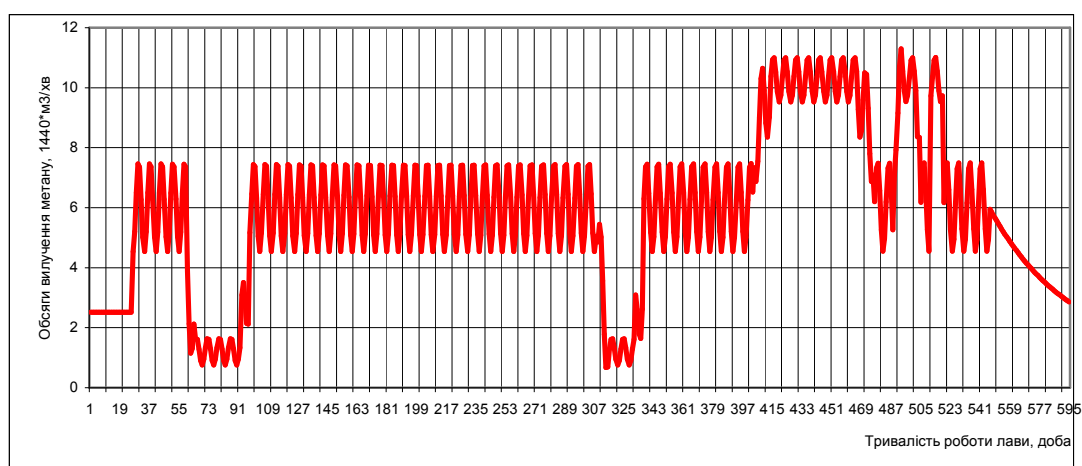


Рисунок 3 – Динаміка прогнозних обсягів вилучення метану при роботі лави

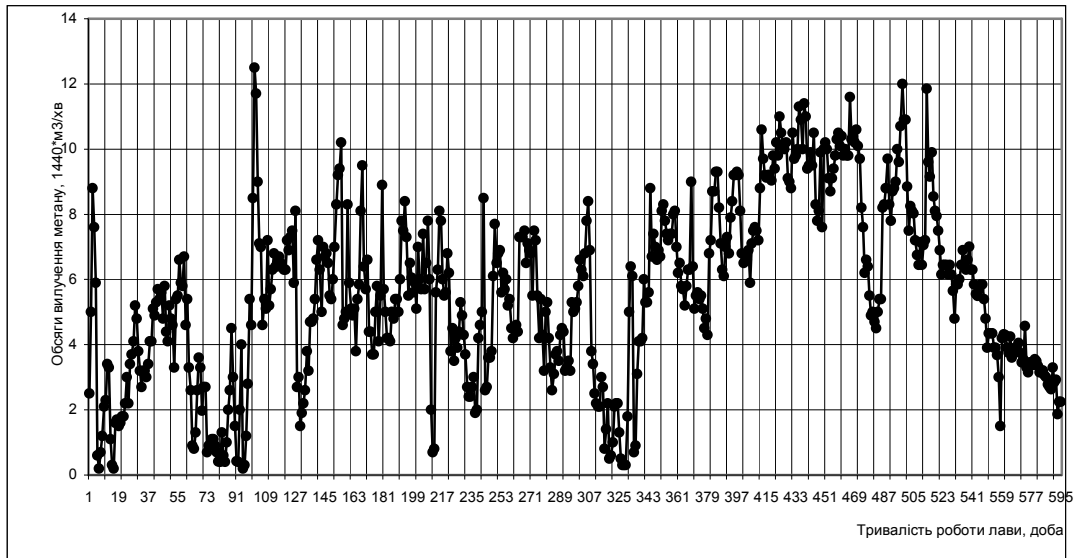


Рисунок 4 – Динаміка фактичних обсягів вилучення метану при роботі лави

Відхилення між фактичними та прогнозними обсягами вилучення метану приведено на рисунку 5.

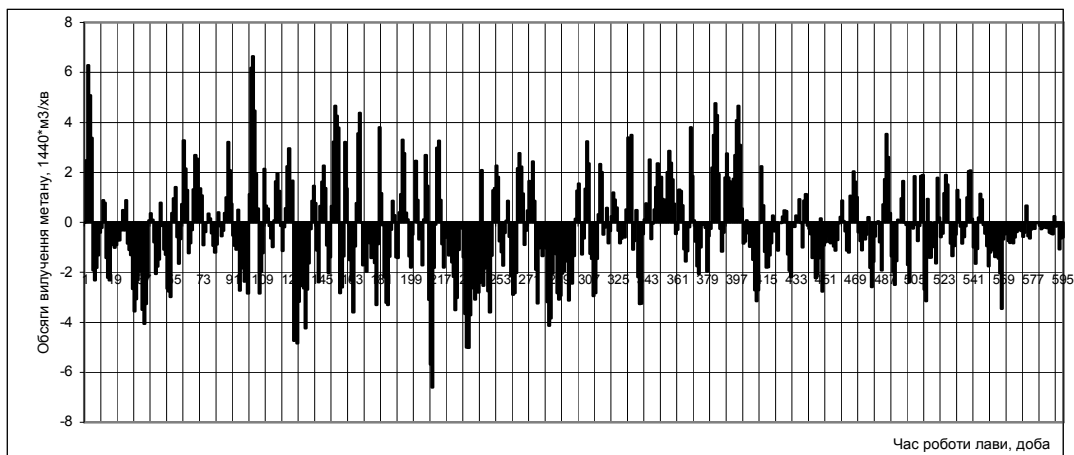


Рисунок 5 – Діаграма випадкової компоненти

Аналіз прогнозної оцінки обсягів вилучення метану показав, що основна частина відхилень лежить у 20% зоні похибки. Випадкові складові для різних періодів роботи лави становлять: 30% – для початкового періоду роботи лави; 20% – для періоду стабільної роботи лави; 15% – для завершального періоду.

Результати порівняння прогнозного та фактичного динамічного ряду обсягів вилучення метану підземною дегазаційною системою показали дієздатність запропонованої методики. Розроблена методика прогнозної оцінки динаміки обсягів метану, що вилучаються, з урахуванням

розвитку гірничих робіт у поточному часі і різних способів дегазації дозволить прогнозувати видобуток газу метану вугільних родовищ для ефективного використання як альтернативного джерела енергії.

### **Бібліографічний список**

1. Закон України про газ (метан) вугільних родовищ України. – К., Відомості Верховної Ради України (ВВР), 2009. – № 40. – С. 578.
2. Камышан В.В. Метан угольных месторождений Украины – альтернатива природному газу / В.В. Камышан, В.В. Конарев // Геолог Украины. – 2009. – №3. – С. 133-135.
3. Денисенко В.П. Критерии качества метановоздушных смесей, извлекаемых дегазационными системами шахт/ В.П. Денисенко, Н.Н. Лепило, Д.С. Чепурной, И.Н. Егоров // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск. – 2008. – Вып. 26. – С. 115-127.
4. Денисенко В.П. Прогноз объемов шахтного метана и управление его качеством в процессе извлечения подземной дегазационной системой / В.П. Денисенко // Видобуток та використання газу-метану: залучення інвестицій. – К., Геолог Украины, 2009. – № 3. – С. 103-107.
5. Сергеев И.В. Теоретические и экспериментальные методы исследования газового состояния массива / И.В. Сергеев, Д.И. Бухны, А.Е. Фитерман. – М.: Наука, 1988. – С. 92-95.
6. Техногенні скупчення метану у порушеному вуглепородному масиві. Методика прогнозування зон підвищеної газонасиченості та визначення їх параметрів. СОУ 10.1.05411357.007:2007. – Київ, 2007. – 14 с.
7. Методическое руководство по оценке ресурсов углеводородных газов угольных месторождений как попутного полезного ископаемого. – М.: Ротапринт Мингео, 1988. – 107 с.
8. Лукинов В.В. Методика расчета извлекаемых запасов метана из □од.- и надработанного углепородного массива / В.В. Лукинов // Сборник научных трудов ИГТМ НАНУ – Днепропетровск. – 2002. – вып. 37.– С. 62 – 69.
9. Абакумова О.В. Методика прогнозу обсягів вилучення метану на виїмковій ділянці з урахуванням неоднорідності масиву / О.В. Абакумова, В.В. Лукинов, В.П. Денисенко // Сборник научных трудов ИГТМ НАНУ – Днепропетровск. – 2010. – вып. 91. – С. 62 – 69.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Фрумкіним Р.А.*

*Корсаков Д.В.  
(ДонГТУ, г. Алчееск, Украина)*

## **АНАЛИЗ ДЕФОРМАЦИЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ГИДРОАКТИВИЗАЦИИ ГОРНЫХ ПОРОД**

*Розглянуто геометричні характеристики сформованих провалів на території закритих шахт Центрального району Донбасу і на їх основі подана типізація зон деформації земної поверхні.*

**Ключові слова:** *аналіз, деформація, міцність, затоплення, вугільна шахта, провал.*

*Рассмотрены геометрические характеристики сформировавшихся провалов на территории закрытых шахт Центрального района Донбасса и на их основе приведена типизация зон деформации земной поверхности.*

**Ключевые слова:** *анализ, деформация, прочность, затопление, угольная шахта, провал.*

В процессе закрытия горного предприятия методом «мокрой консервации» затопление выработанного пространства угольных шахт подземными водами приводит к переувлажнению породного массива. Уже многократно доказано, что при этом происходит уменьшение его прочностных характеристик. Процессы деформирования и обрушения горных пород над выработанным пространством приобретают новый динамизм. Следствием этого является активизация процесса сдвижения земной поверхности [1,2, 3].

**Цель работы** - анализ аварийно-опасных деформаций земной поверхности при гидроактивизации горных пород.

Водонасыщение горных пород резко изменяет их деформационные и прочностные свойства (наиболее ярко это видно при исследовании песчаников).

В таблице 1 приведены результаты экспериментального определения прочности на одноосное сжатие образцов сухих и водонасыщенных (2,5 - 3%) песчаников с различными цементами.

Таблица 1 - Влияние водонасыщения на прочность и деформацию песчаников при одноосном сжатии

Кремнисто-слюдистый цемент				Глинисто-слюдистый цемент				Карбонатный цемент			
Сухой		Влажный		Сухой		Влажный		Сухой		Влажный	
$\sigma$ , МПа	$\varepsilon$ $10^{-2}$	$\sigma$ , МПа	$\varepsilon$ $10^{-2}$	$\sigma$ , МПа	$\varepsilon$ $10^{-2}$	$\sigma$ , МПа	$\varepsilon$ $10^{-2}$	$\sigma$ , МПа	$\varepsilon$ $10^{-2}$	$\sigma$ , МПа	$\varepsilon$ $10^{-2}$
3,0	0,3	0,1	0,3	6,0	0,3	5,0	0,3	6,0	0,3	7,0	0,3
10,0	0,6	0,2	0,6	15,0	0,6	10,0	0,6	17,0	0,6	17,0	0,6
20,0	1,0	7,0	1,0	35,0	1,0	25,0	1,0	40,0	1,0	37,0	1,0
34,0	1,3	16,0	1,3	47,0	1,3	34,0	1,3	67,0	1,3	57,0	1,3
47,0*	1,6*	27,0	1,6	60,0	1,6	41,0	1,6	85,0	1,6	68,0	1,6
		37,0*	2,0*	64,0	2,0	47,0	2,0	94,0*	2,0*	72,0	2,0
				67,0*	2,3*	51,0	2,3			87,0	2,3
						54,0*	2,6*			90,0*	2,6*

\* - образец разрушился.

Анализ результатов исследований показывает, что после увлажнения (до 3%) прочность на одноосное сжатие песчаников уменьшается в 1,3 - 1,5 раза, а относительная деформация увеличивается в 1,25 - 1,3 раза.

Вследствие интенсивного ведения горных работ на территориях центрального района Донбасса (ЦРД) и Стахановского региона сформировалась особая гидрогеофильтрационная обстановка, характеризующаяся высокой интенсивностью дренирования водоносных горизонтов в условиях изменения их питания и осложненная техногенными изменениями геомеханического состояния вмещающих пород над горными выработками. Учитывая влияние этих факторов, на подработанных территориях проявились опасные экзогенные геологические процессы (ЭГП): суффозия, горные удары, оседания земной поверхности, провалы и т.д. [1,4].

Максимальные расчетные деформации земной поверхности от влияния активизации процесса сдвижения после затоплении горных выработок ликвидируемых шахт приведены на примере Стахановского региона: «Центральная -Ирмино», «Бежановская», им. Чеснокова, им. Ильича, «Максимовская», «Луганская», «Брянковская», «Замковская». Результаты маркшейдерских расчетов по мульдам сдвижения приведены в таблица 2 [5].

Таблица 2 - Максимальные значения параметров сдвижения земной поверхности

Шахта	Наклоны, $1,0 \cdot 10^{-3}$	Горизонтальные деформации, $1,0 \cdot 10^{-3}$	Радиус кривизны, км
Центральная - Ирмино	5,0	3,0	47,2
им. Чеснокова	5,0	5,0	49,7
Брянковская	5,0	3,0	55,3
им. Дзержинского	5,0	3,0	65,8
Максимовская	7,4	4,1	44,8
Луганская	8,5	5,7	15,6
Бежановская	7,3	4,1	24,8
им. Ильича	13,3	6,2	8,8
Замковская	12,4	5,2	9,3

Исследования выполнялись на основе изучения планов поверхности с нанесенными на них участками с фактическими данными деформаций земной поверхности и участками с образованными провалами. Участки с проявлением активных деформаций характеризуются следующими величинами относительных горизонтальных деформаций: от 0,5 до 1,0 мм/м; более 1,0 до 3,0 мм/м; более 3,0 мм/м.

Исходя из тенденций деформирования земной поверхности, по результатам анализа и прогноза сдвижений необходимо выделить на планах поверхности типы зон по степени деформации (таблица 3):

Таблица 3 - Типизация зон деформации земной поверхности

Тип зоны	Характеристики	Класс опасности
I	$0,5 \cdot 10^{-3} < \varepsilon \leq 1,0 \cdot 10^{-3}$ $0,5 \cdot 10^{-3} < i \leq 1,5 \cdot 10^{-3}$	Средне-деформируемые
II	$1,0 \cdot 10^{-3} < \varepsilon \leq 3,0 \cdot 10^{-3}$ $1,5 \cdot 10^{-3} < i \leq 5,0 \cdot 10^{-3}$	С существенными деформациями
III	$\varepsilon > 3,0 \cdot 10^{-3}$ $i > 5,0 \cdot 10^{-3}$	Аварийно-опасные

На основании типизации деформируемых площадей был выполнен анализ состояния существующей застройки на участках со сложными горногеологическими условиями ряда закрытых шахт.



Наиболее активно процесс сдвижения горных пород, вплоть до формирования провала, происходит вблизи старых горных выработок, выходящих на поверхность. Это объясняется интенсивным обводнением слабых слоев горных пород.

На рисунке 1 приводим схему определения геометрических параметров сформировавшихся провалов над горными выработками.

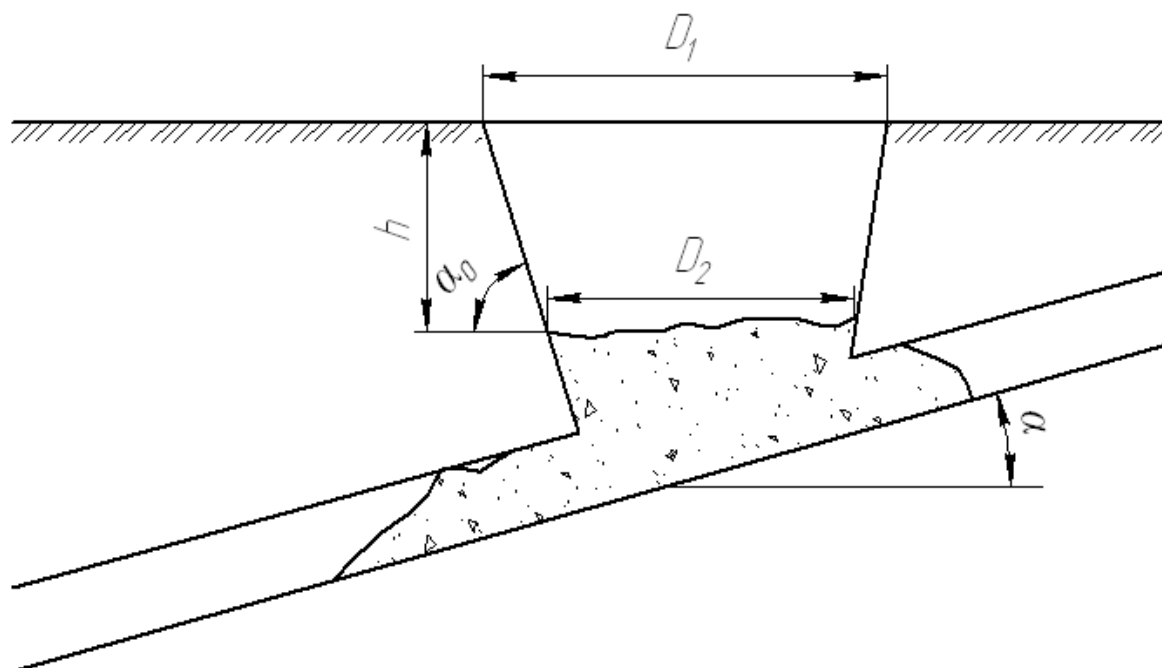


Рисунок 1 – Схема провала над горными выработками закрытых шахт

Здесь обозначено:  $D_1$ ,  $D_2$  – верхний и нижний диаметр воронки провала соответственно, м;  $h$  – глубина провала, м;  $a_0$  – средний угол наклона откоса провала, град.,  $\alpha$  – угол наклона выработки, град.

Характеристики сформировавшихся провалов на территориях закрытых шахт приведены в таблице 4.

Таким образом, к участкам, особо опасным по образованию провалов или с провалами, отнесены участки земной поверхности над старыми горными выработками (подготовительными, очистными), по которым требуется проведение дополнительных геофизических исследований по остаточной пустотности или, согласно результатам выполненных обследований, там, где отмечается активизация процесса сдвижения, необходимо бурение разведочно-технических скважин.

По данным этих исследований возможно принятие решения о необходимости проведения мероприятий по стабилизации деформационного процесса.

Таблица 4 – Характеристики сформировавшихся провалов на территориях закрытых шахт

Наименование горного предприятия		№ п/п	Название выработки	Протяжен ность, м	Угол наклона, град.	Породы	Характеристика провалов			
							D <sub>1</sub> , м	D <sub>2</sub> , м	h, м	α, град
Украина	Алмазо-маревский геолого-промышленный район	1	№11 пл. l <sub>6</sub>	120	14-50	суглинки	2,5	2	1,2	78
		2	№12 пл. l <sub>6</sub>	120	14-58	суглинки	2,0	1,8	0,7	82
		3	Зап. вент. сбойка №1 пл. l <sub>7</sub> <sup>В</sup>	50	57	суглинки	2,5	2,3	1,0	84
		4	1-я зап. вент. сбойка пл. l <sub>5</sub>	55	14	суглинки	2,5-2,0	2,0	2,0	83
№2-бис		5	2-я зап. вент. сбойка пл. l <sub>5</sub>	52	14	суглинки	4,0-5,0	3,8	3,0	83
		6	Зап. вент. шурф №6 пл. l <sub>1</sub> <sup>1</sup>	50	90	суглинки	2,0-2,5	2,0	1,1	77
		7	Накл. всп. ствол. ш. №29-30 пл. l <sub>3</sub>	125	10-14	суглинки	2,0-2,0	1,7	1,0	81
№9-бис		8	зап. вент. сбойка №1 пл. l <sub>3</sub>	147	10-14	суглинки	2,0-2,5	2,0	0,6	67
		9	зап. вент. сбойка №2 пл. l <sub>3</sub>	155	10-14	суглинки	2,0-2,5	1,8	1,5	77
		10	зап. вент. сбойка №3 пл. l <sub>3</sub>	138	10-14	суглинки	2,0-20	1,7	0,8	79
		11	накл. груз. ств. k <sub>5</sub>	215	10-14	суглинки	2,0-2,5	2	1,5	81
		12	накл. всп. ствол k <sub>5</sub>	185	10-14	суглинки	3,0-2,0	2	1,5	81
		13	вент. сбойка №1 пл. k <sub>4</sub>	155	10-14	суглинки	0,6	0,3	2,0	86
		14	Накл. всп. ствол ш. №9-бис пл. k <sub>3</sub> <sup>1</sup>	255	10-17	суглинки	2,5-3,0	2,5	1,3	79
		15	Накл. конв. ствол ш. №9-бис пл. k <sub>5</sub> <sup>В</sup>	165	10-17	суглинки	2,0-2,0	1,6	1,3	81
		16	Накл. груз. ствол ш. №134 пл. k <sub>5</sub> <sup>В</sup>	178	10-14	суглинки	2,5-2,0	1,6	1,5	81
		17	Накл. вспом. ств. (совхоз «Огороды») пл. k <sub>3</sub> <sup>1</sup>	263	10-14	суглинки	2,5-2,5	2	1,7	81
		18	центральна площадка быв-шей шахты №5 «Сталь»	255	10-14	суглинки	2,5-4,0	1,5	2	87

**Выводы.** Таким образом, проведенные исследования подтвердили, что процесс активизации сдвижных процессов на территориях шахт и формирование аварийно-опасных участков связан с замачиванием горных пород при использовании метода «мокрой консервации» шахт.

Активизация процессов сдвижения пород обусловлена снижением прочностных и деформационных свойств пород, самоликвидацией сохранившихся в массиве пустот и расслоений.

Активизация процессов сдвижения горных пород над подготовительными выработками неглубокого заложения при их подтоплении не зависит от времени их отработки.

Выделение на планах поверхности зон по существенным и угрожаемым аварийно-опасным деформациям позволит значительно уменьшить затраты времени и средств на мониторинг горных отводов закрытых шахт и мероприятий по стабилизации деформационного процесса.

#### **Библиографический список**

1. Гребенкин С.С. Геомеханические и технологические проблемы закрытия шахт Донбасса: Учебное пособие / С.С Гребенкин, В.М. Ермаков. - Донецк: ДонНТУ, 2002. - 266 с.

2. Должиков П.Н. Региональные изменения геомеханических и гидрогеологических условий на полях закрытых шахт / П.Н. Должиков, Л.Н. Дмитриева, Р.Н. Сергиенко // Науковий вісник НГУ. - Дніпропетровськ, 2007. - №5. - С.9-11.

3. Должиков П.Н. Устойчивость горизонтальных выработок глубоких шахт в обводненных породах: Монография / П.Н. Должиков, А.Э. Кипко, Ю.И. Кобзарь, Ю.П. Должиков - Донецк: Норд-Пресс, 2010. - 191 с.

4. Должиков П.Н., Исследование и прогнозирование геодинамических процессов в подработанных породных массивов / П.Н. Должиков, Р.Н. Сергиенко // Вісник СНУ ім. В.Даля. - №3 (145), 2010. - С.428-432.

5. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом: ГСТУ 101.00159226.001:2003. – [Чинний від 2003-11-28]. – К. – Держпромгiрнагляд, 2003. – 245 с. – (Національний стандарт України).

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.*

*Щелоков Г.С.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **О РЕГУЛИРОВАНИИ ЦЕНТРОБЕЖНОГО НАСОСА ПУТЕМ РЕЦИРКУЛЯЦИИ ПОТОКА ЖИДКОСТИ**

*Визначені межі регулювання відцентрового насоса при зміні гідравлічного опору напірного та рециркуляційного трубопроводів. Приведені розрахунки споживаної потужності графічним та аналітичним шляхами.*

***Ключові слова:** відцентровий насос, гідравлічний опір, рециркуляційний трубопровід.*

*Определены пределы регулирования центробежного насоса при изменении гидравлического сопротивления напорного и рециркуляционного трубопроводов. Приведены расчеты потребляемой мощности графическим и аналитическим путями.*

***Ключевые слова:** центробежный насос, гидравлическое сопротивление, рециркуляционный трубопровод.*

В настоящее время для шахтного водоотлива широко применяются многоступенчатые центробежные насосы (ЦНС, ЦНСК, НСШ, АКАНТИ), выпускаемые промышленными предприятиями России и Украины. В процессе эксплуатации насосов возникает необходимость регулирования насосов. Под регулированием следует понимать изменение параметров рабочего режима (напора и подачи). Все способы регулирования сводятся к изменению напорных характеристик насоса или водоотливной сети.

В литературе [1, 2] приводятся способы регулирования: изменение частоты вращения рабочего колеса, изменение числа рабочих колес, изменение диаметра рабочего колеса, выпуск воздуха во всасывающий трубопровод, изменение напорной характеристики сети, сброс части воды в водосборник и др.

Основные требования к способам регулирования: простота, надежность, экономичность, широкий диапазон регулирования, возможность работы в автоматическом режиме. Указанные способы описаны подробно, но полностью не удовлетворяют этим требованиям.

Среди приведенных способов регулирования упоминается и регулирование отводом части жидкости по перепускному (рециркуляцион-

ному) трубопроводу во всасывающий трубопровод насоса. На наш взгляд данный способ нуждается в более детальном рассмотрении.

**Целью данной работы** является определение пределов регулирования центробежного насоса при изменении коэффициентов гидравлического сопротивления напорного  $a_1$  и рециркуляционного  $a_2$  трубопроводов и расчет потребляемой мощности из сети графическим и аналитическим путями.

На рисунке 1 приведена схема регулирования насоса путем изменения коэффициента гидравлического сопротивления как напорного трубопровода  $a_1$ , так и рециркуляционного  $a_2$ . Изменение величины  $a_2$  производится при помощи задвижки.

Поскольку высота всасывания насоса положительная, перед запуском насоса производится его заливка и на всасывающем трубопроводе присутствует обратный клапан. Он позволяет удерживать воду в процессе заливки, но также препятствует перетоку рециркуляционного потока обратно в водосборник.

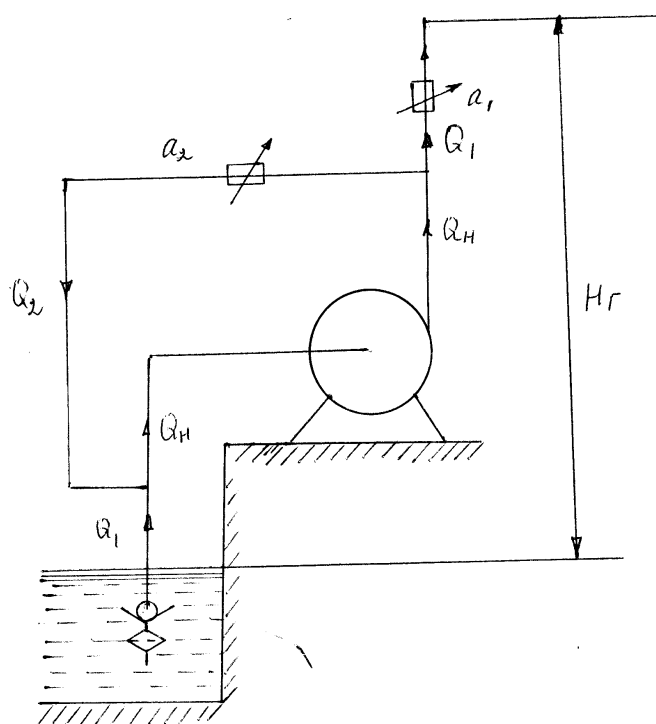


Рисунок 1 – Схема регулирования насоса путем рециркуляции потока жидкости

На рисунке 2 показаны пределы регулирования центробежного насоса при постоянном сопротивлении напорного трубопровода  $a_1 = \text{const}$ . Начальный режим выбран при оптимальной подаче насоса  $Q_{\text{опт}}$ .

При  $a_2 = \infty$  задвижка на рециркуляционном трубопроводе закрыта. При открывании этой задвижки насос начинает работать на параллельную сеть с сопротивлением  $a$ .

Считаем, что насос работает без геодезической высоты  $H_g = 0$ . Предельное положение задвижки соответствует рабочей точке насоса В. Это соответствует началу развития кавитации ( $Q_B = Q_{\max}$ ).

Таким образом, пределы изменения подачи насоса  $Q_H = Q_A \dots Q_B$ , пределы изменения расхода в напорном трубопроводе  $Q_1 = Q_A \dots Q_C$ , пределы изменения расхода в рециркуляционной трубе  $Q_2 = Q_E \dots Q_D$ .

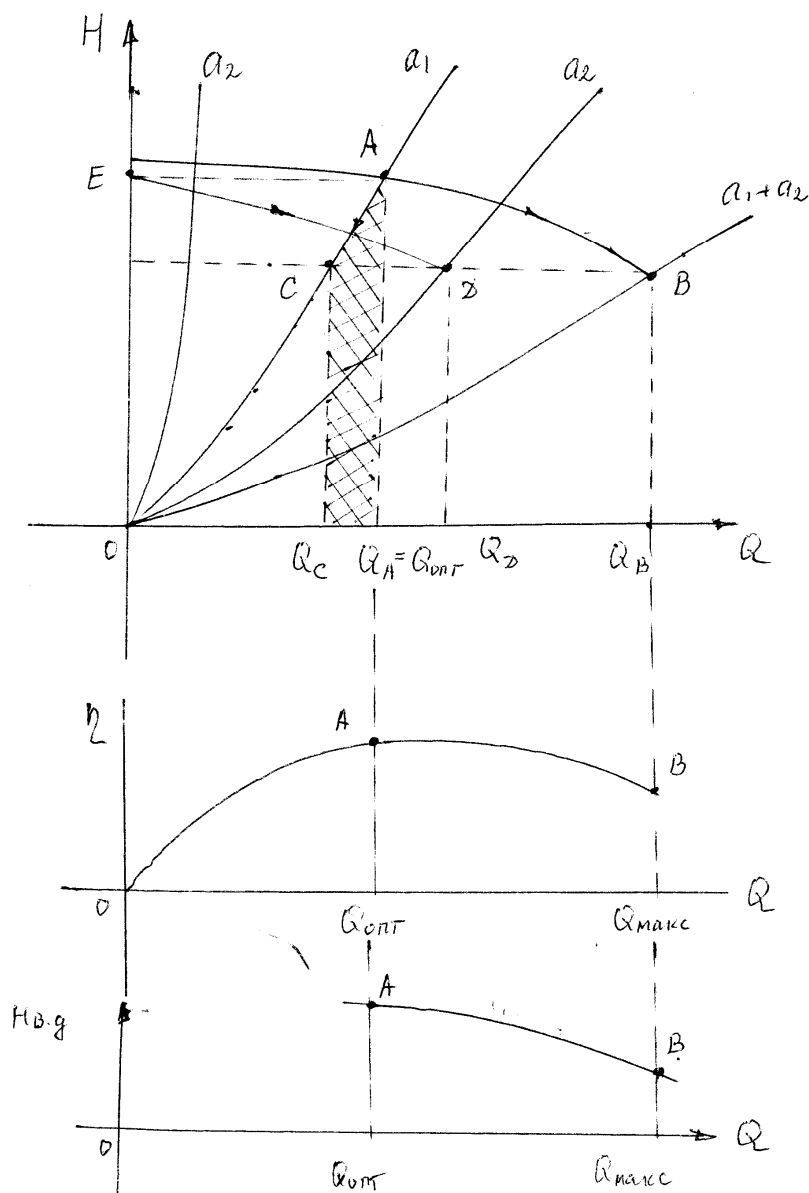


Рисунок 2 – Определение пределов регулирования насоса при  $a_1 = \text{const}$

На рисунке 3 показаны пределы регулирования насоса при  $a_2 = \text{const}$  и изменении сопротивления напорного трубопровода  $a_1$ .

При этом подача насоса изменяется в пределах  $Q_H = Q_A \dots Q_B$ , расход в трубопроводе  $Q_1 = Q_E \dots Q_D$ , расход в рециркуляционном трубопроводе  $Q_2 = Q_A \dots Q_C$ .

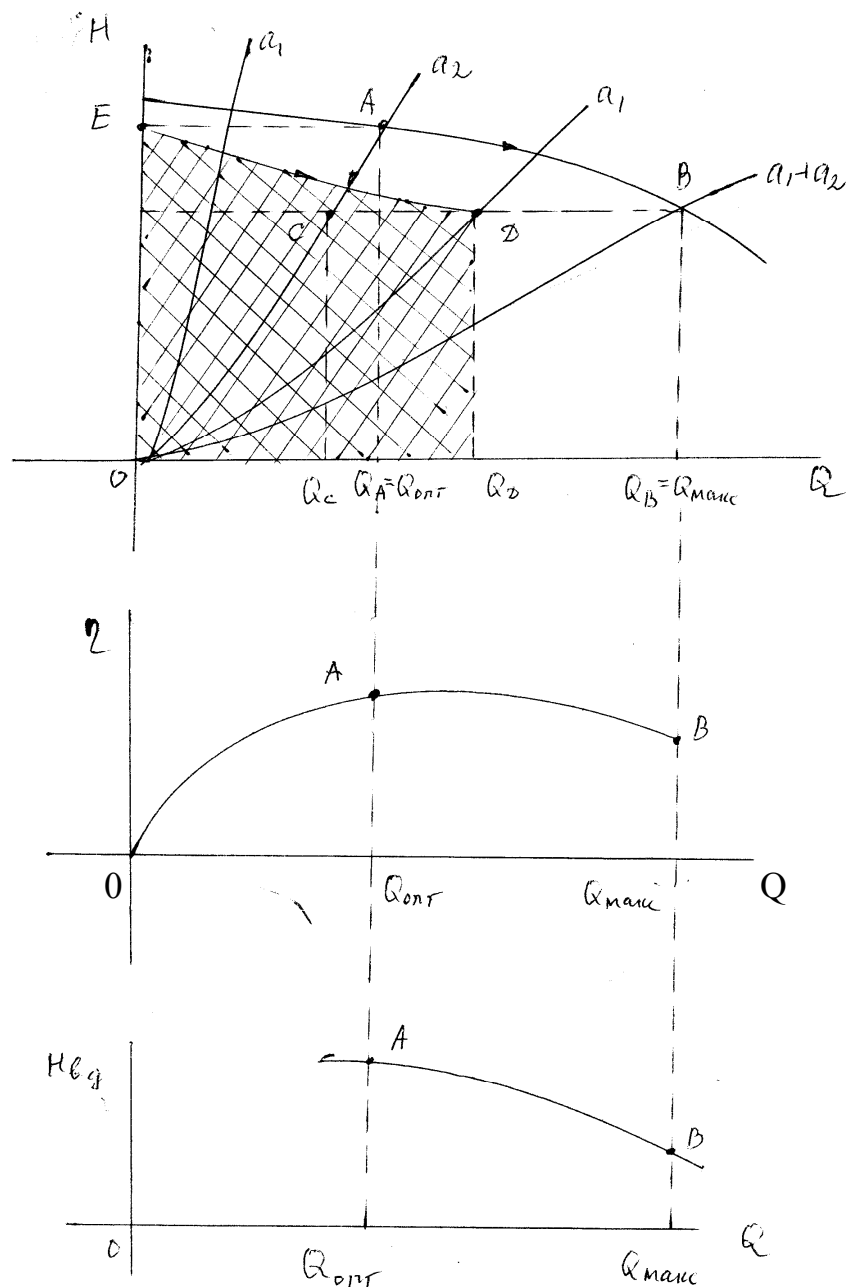


Рисунок 3 – Определение пределов регулирования насоса при  $a_2 = \text{const}$

Пределы регулирования насоса увеличиваются, но важно при этом знать и мощность, потребляемую из сети [3]

$$N_c = N / \eta_{\partial}, \quad (1)$$

где  $N$  – мощность на валу насоса, кВт;

$\eta_d$  - КПД электродвигателя.

$$N = \frac{\rho \cdot g \cdot Q_p \cdot H_p}{1000 \cdot 3600 \cdot \eta_p}, \quad (2)$$

где  $Q_p$ ,  $H_p$ ,  $\eta_p$  - подача насоса ( $\text{м}^3/\text{ч}$ ), напор (м) и КПД в рабочей точке на участке АВ.

Параметры  $Q_p$ ,  $H_p$ ,  $\eta_p$  можно определить графическим путем или аналитическим методом, используя зависимости

$$H = Z \cdot (H_0 + A \cdot Q - B \cdot Q^2), \quad (3)$$

$$\eta = a \cdot Q - b \cdot Q^2 + c \cdot Q^3, \quad (4)$$

где  $A$ ,  $B$ ,  $a$ ,  $b$ ,  $c$  – коэффициенты, зависящие от типа насоса, приведенные в [4] для всех насосов, используемых в угольной промышленности;

$Z$  – количество рабочих колес;

$H_0$  – напор, создаваемый одним рабочим колесом при  $Q = 0$ .

Подачу насоса в рабочем режиме можно определить, решая совместно уравнения напорных характеристик насоса и сети

$$Z \cdot (H_0 + A \cdot Q - B \cdot Q^2) = a \cdot Q^2; \quad (5)$$

$$(Z \cdot B + a) \cdot Q^2 - Z \cdot A \cdot Q - (Z \cdot H_0) = 0; \quad (6)$$

$$Q = Q_p = \frac{Z \cdot A}{2 \cdot (Z \cdot B + a)} + \sqrt{\left[ \frac{Z \cdot A}{2 \cdot (Z \cdot B + a)} \right]^2 + \frac{Z \cdot H_0}{Z \cdot B + a}}. \quad (7)$$

Коэффициент гидравлического сопротивления для параллельных участков

$$a = \frac{a_1 \cdot a_2}{a_1 + a_2}. \quad (8)$$

Гидравлические сопротивления  $a_1$  и  $a_2$  определим из формулы потерь напора

$$H_p = a_1 \cdot Q_C^2; \quad H_p = a_2 \cdot Q_D^2 \text{ (рисунок 2)} \quad (9)$$



или

$$H_p = a_1 \cdot Q_D^2; \quad H_p = a_2 \cdot Q_C^2 \text{ (рисунок 3) .} \quad (10)$$

С учетом [5] коэффициента Дарси

$$\lambda = \frac{0,021}{d^{0,3}}$$

получим коэффициент сопротивления

$$a_{1,2} = \frac{0,021 \cdot \ell_{1,2} \cdot 8}{d_{1,2}^{1,3} \cdot 3600^2 \cdot \pi^2 \cdot d_{1,2}^2} + \frac{8 \cdot \sum \xi_{1,2}}{3600^2 \cdot \pi^2 \cdot d_{1,2}^4 \cdot g}, \quad (11)$$

где  $\ell_{1,2}$ ,  $d_{1,2}$  - длина и диаметр напорной и рециркуляционной труб, м;

$\sum \xi_{1,2}$  - суммы коэффициентов местных сопротивлений.

Подставляя значения  $Q_p$  в формулы 3 и 4, определим напор насоса и КПД в рабочей точке.

По формулам 1 и 2 определим мощность на валу и потребляемую из сети.

#### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

На основании полученных результатов можно сделать следующие выводы:

1. Пределы регулирования подачи насоса при  $a_1 = \text{const}$  и  $a_2 = \text{const}$  существенно отличаются. При этом диапазон регулирования при  $a_2 = \text{const}$  значительно шире.

2. Энергетические показатели при комбинированном способе регулирования можно рассчитать с использованием графического и аналитического методов (по приведенным формулам).

Направления дальнейших исследований связаны с учетом геодезической высоты подачи насоса Нг и наличия обратного клапана на нагнетательном трубопроводе, со сравнительным анализом по энергетическим показателям данного способа с другими и определением зоны экономичного регулирования.

#### **Библиографический список**

1. Гейер В.Г., Тимошенко Г.М. *Шахтные вентиляторные и водотливные установки: Учебник для вузов.* - М.: Недра, 1989. - 270 с.

2. Картавый Н.Г. *Стационарные машины: Учебник для вузов.* - М.: Недра, 1987. - 270 с.

3. Рутковский Ю.А. и др. Проектирование шахтных водоотливных установок: Учеб. пособие / Ю. А. Рутковский, Г. С. Щелоков, С.С.Сиротин, А.Ю.Рутковский. - Алчевск: ДГМИ, 2002. – 87 с.

4. Справочное пособие механика водоотливных установок шахт, рудников и карьеров / Сост. Паламарчук Н. В. – Донецк, 1994. - 107 с.

5. Хаджиков Р.Н., Бутаков С.А. Горная механика: Учебник для техникумов. – 6-е изд., перераб. и доп. – М.: Недра, 1982. – 407 с.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Финкельштейном З.Л.**

*Шабельников С.И.*  
*(Краснодонский факультет ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

**ВЗАИМОСВЯЗЬ МЕЖДУ ПРОЧНОСТНЫМИ  
ХАРАКТЕРИСТИКАМИ ПЕСЧАНИКОВ  
УГЛЕНОСНОЙ ТОЛЩИ КРАСНОДОНСКОГО  
УГЛЕНОСНОГО РАЙОНА И РАСПРЕДЕЛЕНИЕМ  
ЗОН ДРОБЛЕНИЯ ПОРОД**

*Стаття присвячена вивченню фізико – механічних властивостей піщаників вугленосної товщі Краснодонського геолого – промислового району, показана закономірність їх зміни з глибиною, а також придатність зон зниження міцностних властивостей піщаників до зон дроблення, що дозволяє прогнозувати порушеність вугленосної товщі та її інтенсивність з глибиною.*

**Ключові слова:** *фізико-механічні властивості, зони дроблення, міцностні властивості.*

*Статья посвящена изучению физико – механических свойств песчанников угленосной толщи Краснодонского геолого – промышленного района, показана закономерность их изменения с глубиной, а также приуроченность зон снижения прочностных свойств песчанников к зонам дробления, что позволяет прогнозировать нарушенность угленосной толщи и ее интенсивность с глубиной.*

**Ключевые слова:** *физико-механические свойства, зоны дробления, прочностные характеристики песчанников.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Увеличение точности и надежности прогноза горно-геологических условий разработки угольных пластов можно достичь за счет нового подхода, который базируется на использовании данных о региональных закономерностях и локальных особенностях изменения этих условий с глубиной и по площади. Основой этих сведений является представление о формировании современной структуры бассейна, которое происходит в результате действия геодинамических процессов и разных сил, среди которых особенную роль играют тектонические. Типы и характер тектонических сил определяют:

- условия осадконакопления и преобразования осадочной толщи;

- генезис тектонических нарушений и региональные закономерности расположения их в пределах бассейна;
- напряженное состояние массива;
- газоносность и выбросоопасность.

Следовательно, существует актуальная научная и прикладная проблема, связанная с исследованием:

- региональных закономерностей и локальных особенностей расположения и генезиса тектонических нарушений разных типов в осадочной толще Донбасса и Краснодонского угленосного района, в частности;
- тектонических сил и процессов, формирующих эти тектонические нарушения;
- прогноза горно-геологических условий разработки угольных пластов.

Одним из ярких показателей в области исследования данных о региональных закономерностях и локальных особенностях изменения горно-геологических условий разработки угольных пластов с глубиной являются прочностные характеристики вмещающих горных пород, а именно песчаников, наиболее жестко реагирующих на силовые воздействия.

**Анализ последних публикаций.** В настоящее время достаточно хорошо изучены связи физико-механических свойств горных пород с их вещественно-петрографическим составом, структурой и текстурой, степенью их катагенетических изменений [1,2]. В некоторых случаях изменение прочностных свойств горных пород с глубиной изучалось в условиях действующих горных выработок [3], проведение которых вызывает перераспределение напряжений в массиве и влечет за собой изменение прочностных характеристик горных пород, что в значительной степени отличает их от свойств горных пород, пребывающих в естественном состоянии. Кроме того, авторы пришли к выводу об упрочнении вмещающих пород с глубиной в 1,2 – 1,5 раза при перепаде глубин порядка 700 м, а снижение коэффициента крепости на глубине 517 м в 1,2 – 1,4 раза объяснили разбросом данных в точке определения. Хотя, надо отдать должное этим авторам, установившим, что нарушенность пород у завала больше чем у забоя. В результате чего крепость пород в пределах призабойного пространства от забоя к завалу уменьшается примерно на 30%. То есть, причиной уменьшения крепости горных пород, по мнению авторов, следует считать их нарушенность, образовавшуюся за счет упруго-пластического перемещения.

Общей чертой этих публикаций является то, что во всех работах зависимость распределения прочностных свойств горных пород от глубины их залегания предложена в линейном виде, что не может быть

объяснено с физической точки зрения, так как прочность пород имеет свой предел. Параметры установленных различными авторами закономерностей существенно отличаются. Кроме того, данные исследования проведены, главным образом, для глубин до 700 м.

Исследования [4] показали, что возрастание прочностных свойств горных пород с глубиной подчиняется гиперболической зависимости, отвечающей свойствам асимптотической функции. Однако, авторы оставили за собой право исключить из анализа объекты, по которым приведенные в исходной документации физико-механические свойства горных пород вызывали, на их взгляд, сомнения.

Кроме того, в процессе проведения исследований, не было уделено должного внимания изучению взаимосвязи между участками снижения прочностных свойств горных пород и зонами тектонических нарушений (зонами дробления) угленосной толщи. А по Краснодонскому угленосному району такие исследования до настоящего времени не проводились.

**Постановка задачи.** Учитывая, что зависимости прочностных свойств горных пород могут использоваться в разных областях горного дела (построение зон ПГД, расчет углов сдвижения и т.п.), определение общей тенденции распределения и установление максимально точных соотношений распределения прочностных свойств горных пород от глубины их залегания является актуальной задачей.

Основная цель настоящей работы заключается в установлении взаимосвязи между прочностными характеристиками песчаников угленосной толщи Краснодонского угленосного района и распределением зон дробления (дефектов плотности) горных пород по данным геолого-разведочных скважин.

Оценка прочностных характеристик песчаников угленосной толщи Краснодонского угленосного района производилась по данным ста восьмидесяти трех геологоразведочных скважин, пробуренных в процессе разведки и доразведки месторождений угля на территории шести шахт производственного объединения «Красноднуголь»: им. Н.П.Баракова, «Ореховская», «Молодогвардейская», «Самсоновская-Западная», «Дуванная», «Суходольская-Восточная». Всего было исследовано одна тысяча семь образцов песчаников в интервалах глубин от 100 до 1500 метров.

Глубины опробования разбивались на стометровые интервалы, в пределах которых рассчитывались средние значения по следующим показателям физико-механических свойств песчаников:

- одноосное сжатие;
- предел прочности на разрыв;
- плотность;

- водопроницаемость;
- пористость.

**Представление основного материала исследования.**

Результаты исследований прочностных характеристик песчаников в пределах четырнадцати стометровых интервалов по данным геолого-разведочных скважин сведены в таблицу 1.

Таблица 1 – Физико-механические свойства песчаников по данным геологоразведочных скважин (средние значения)

Интервал глубин м	Предел прочности на сжатие, МПа		Предел прочности на разрыв, МПа		Действит. плотн. г/см <sup>3</sup>	Кажущ. плотн. г/см <sup>3</sup>	Водопроницаемость	Пористость, %
	В естеств.	В водо- насыщ	⊥					
2	3	4	5	6	7	8	9	10
100–200	78,10	54,46	7,48	9,66	2,5	2,7	1,2	4,9
200–300	74,23	48,46	3,37	7,70	2,0	2,5	0,9	6,0
300–400	91,03	57,09	11,77	9,49	2,3	2,5	1,7	4,8
400–500	86,36	58,70	8,01	7,40	2,7	2,6	0,0	5,7
500–600	85,79	64,90	7,44	8,04	2,6	2,6	0,8	5,7
600–700	86,60	54,86	9,42	7,48	2,4	2,5	0,3	5,4
700–800	100,27	62,58	19,05	6,02	2,5	2,5	1,1	5,4
800–900	95,39	63,15	7,42	7,81	2,4	2,3	1,7	4,6
900–1000	90,71	63,62	7,97	6,73	2,4	2,3	0,5	4,8
1000–1100	89,14	58,16	7,46	4,08	2,2	2,1	0,0	5,4
1100–1200	89,60	72,94	8,50	5,33	2,5	2,4	0,0	5,2
1200–1300	54,78	48,11	0	0	2,7	2,6	0,0	4,9
1300–1400	47,96	21,46	0	0	2,7	2,6	0,0	4,5
1400–1500	60,06	42,75	0	0	2,8	2,7	0,0	3,0

Накопленные данные позволили провести анализ изменения физико-механических свойств песчаников, в частности предела прочности на одноосное сжатие, по мере увеличения глубины их залегания, который является одним из определяющих факторов для выполнения большинства расчетов, применяемых в горном деле.

В результате анализа было установлено, что в пределах исследуемой толщи горных пород изменение предела прочности песчаников с

глубиной не подчиняется ни линейной [3], ни гиперболической [4] зависимости.

Снижение значений предела прочности на одноосное сжатие приходится на интервалы глубин 200 – 300м, 500 – 700м, 900 – 1100м и 1200 – 1400м.

Полученные данные подтверждают информацию о четырех зонах усилий, деформирующих угленосную толщу горных пород Краснодонского угленосного района [5,6], приходящихся на интервалы глубин 200 – 400м, 500 – 700м, 900 – 1000м и 1200 – 1300м. График изменения суммарной мощности зон дробления с глубиной по данным геологоразведочных скважин Краснодонского угленосного района представлен на рисунке 1.

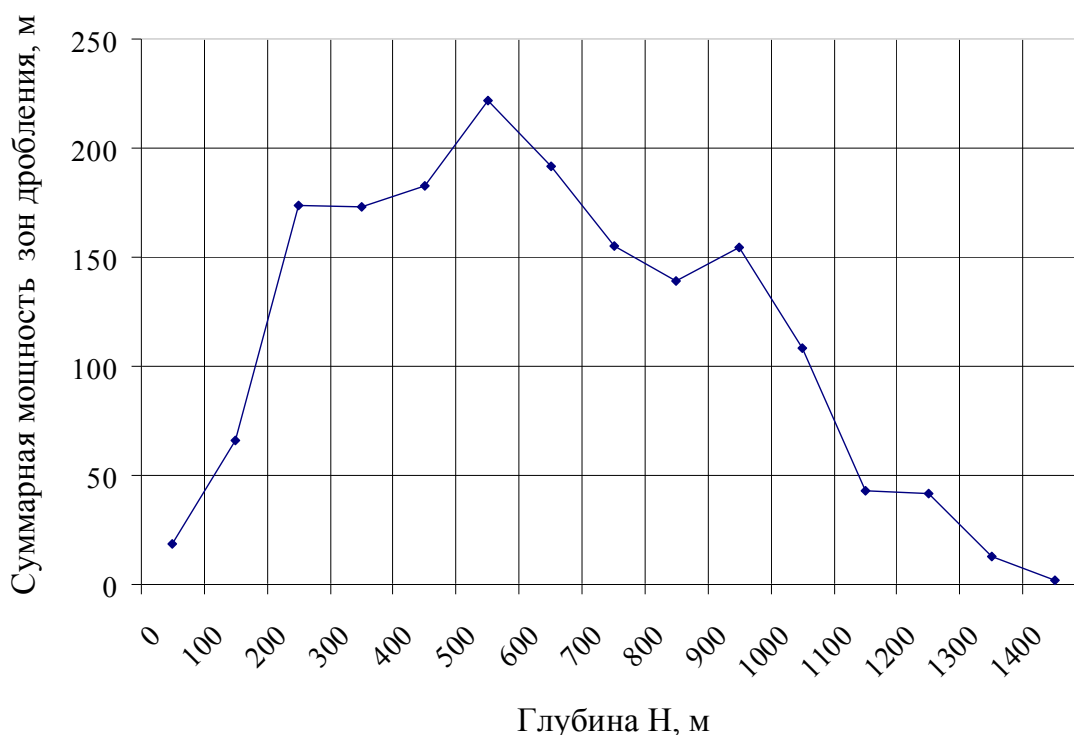


Рисунок 1 – График изменения суммарной мощности зон дробления с глубиной по данным геологоразведочных скважин

Интервалы глубин, в пределах которых наблюдается снижение предела прочности песчаников, приурочены к зонам тектонической активности (зонам дробления). Снижение предела прочности песчаников соответствует максимумам суммарной мощности зон дробления. Более широкий диапазон глубин, где наблюдается снижение предела прочности песчаников, объясняется изменением целостности, а следовательно и прочности, горных пород в зонах, прилегающих к местам приложения разрушающих усилий.

Изучая корреляционные зависимости прочностных свойств песчаников от глубины их залегания, с использованием программы «Excel», было установлено, что наибольшую достоверность аппроксимации ( $R^2=0,7163$ ) для Краснодонского угленосного района имеет полиномиальная зависимость, описываемая уравнением регрессии, которое имеет вид:

$$\sigma = -7.486 \cdot 10^{-5} H^2 + 0.1H + 59.09, \quad (1)$$

где  $H$  – глубина залегания песчаников, м;

$\sigma$  – предел прочности песчаников на одноосное сжатие, МПа.

Параметры оценки уравнения (1):

коэффициент детерминации  $R^2 = 0.7163$ ;

критерий Фишера  $F = 13,89$ ;

значимость критерия Фишера  $\alpha = 0,00098$ .

Графики эмпирической и регрессионных зависимостей прочностных свойств песчаников от глубины приведены на рисунке 2.

Полиномиальная зависимость имеет наибольшую достоверность аппроксимации для регрессионных зависимостей всех прочностных характеристик песчаников, приведенных в таблице 1, в том числе для пористости и действительной плотности песчаников. Эти зависимости представлены следующими формулами:

для предела прочности в водонасыщенном состоянии

$$\sigma_{\text{с}} = -5,15 \cdot 10^{-5} H^2 + 0,0728H + 38,17, \quad (2)$$

где  $H$  – глубина залегания песчаников, м;

$\sigma_{\text{с}}$  – предел прочности песчаников на сжатие в водонасыщенном состоянии, МПа.

Параметры оценки уравнения (2):

коэффициент детерминации  $R^2 = 0.4888$ ;

критерий Фишера  $F = 5,25$ ;

значимость критерия Фишера  $\alpha = 0,025$ ;

для предела прочности на разрыв перпендикулярно напластованию:

$$\sigma_{\perp} = -2,037 \cdot 10^{-5} H^2 + 0,027H + 1,71, \quad (3)$$

где  $H$  – глубина залегания песчаников, м;

$\sigma_{\perp}$  – предел прочности песчаников на разрыв перпендикулярно напластованию, МПа.

Параметры оценки уравнения (3):

коэффициент детерминации  $R^2 = 0.5635$ ;



критерий Фишера  $F = 7,1$ ;  
 значимость критерия Фишера  $\alpha = 0,01$ ;

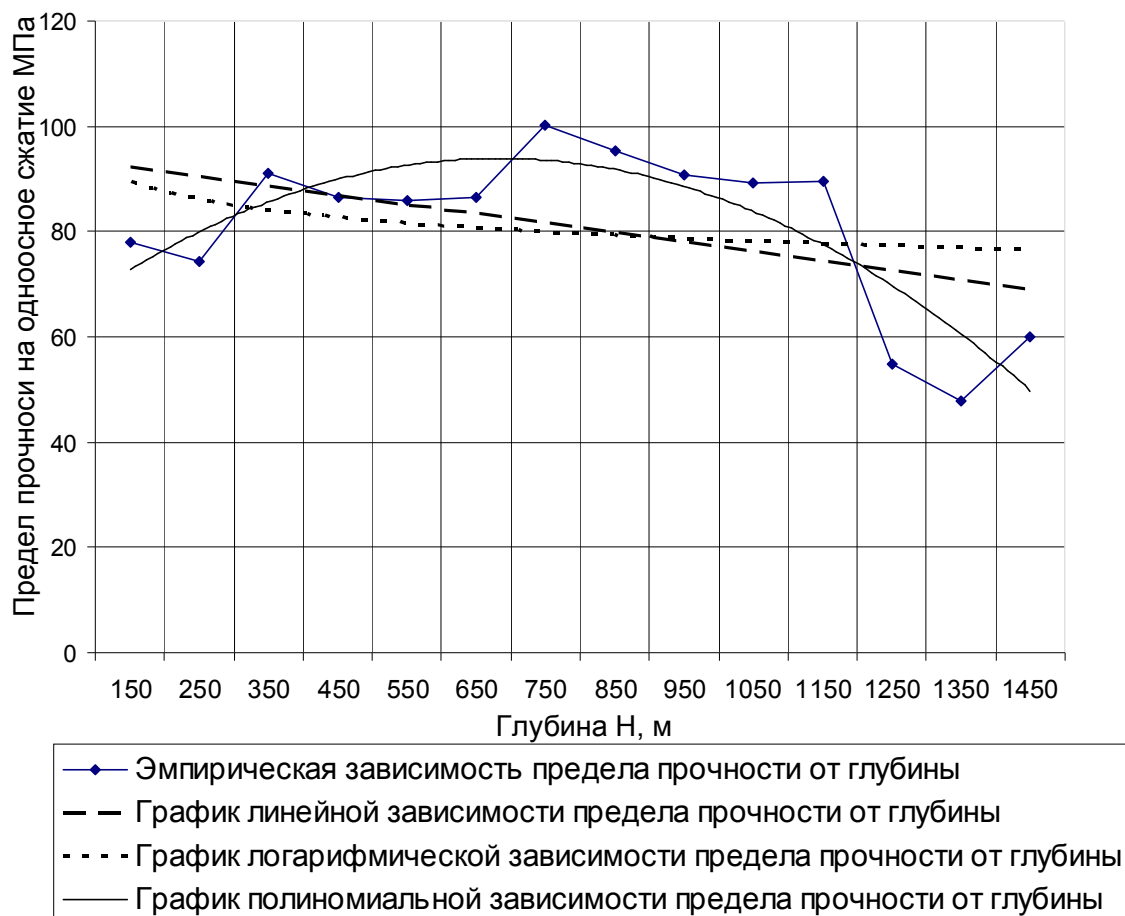


Рисунок 2 – Графики эмпирической и регрессионных зависимостей прочностных свойств песчаников от глубины

для предела прочности на разрыв параллельно напластованию:

$$\sigma_{||} = -6,7 \cdot 10^{-6} H^2 + 0,003H + 8,3, \quad (4)$$

где  $H$  – глубина залегания песчаников, м;

$\sigma_{||}$  – предел прочности песчаников на разрыв параллельно напластованию, МПа.

Параметры оценки уравнения (4):

коэффициент детерминации  $R^2 = 0.879$ ;

критерий Фишера  $F = 39,96$ ;

значимость критерия Фишера  $\alpha = 9,02 \cdot 10^{-6}$ ;

для действительной плотности:

$$\gamma_{д.пл.} = 3,16 \cdot 10^{-7} H^2 - 2,48 \cdot 10^{-4} H + 2,42, \quad (5)$$

где  $H$  – глубина залегания песчаников, м;

$\gamma_{д.пл.}$  – действительная плотность песчаников, г/см<sup>3</sup>.

Параметры оценки уравнения (5):

коэффициент детерминации  $R^2 = 0.2878$ ;

критерий Фишера  $F = 2,22$ ;

значимость критерия Фишера  $\alpha = 0,15$ ;

для кажущейся плотности:

$$\gamma_{каж.пл.} = 7,28 \cdot 10^{-7} H^2 - 0,001H + 2,89, \quad (6)$$

где  $H$  – глубина залегания песчаников, м;

$\gamma_{каж.пл.}$  – кажущаяся плотность песчаников, г/см<sup>3</sup>.

Параметры оценки уравнения (6):

коэффициент детерминации  $R^2 = 0.4396$ ;

критерий Фишера  $F = 4,32$ ;

значимость критерия Фишера  $\alpha = 0,04$ ;

для пористости:

$$V_n = -2.273 \cdot 10^{-6} H^2 - 0,0026H + 4.78, \quad (7)$$

где  $H$  – глубина залегания песчаников, м;

$V_n$  – пористость песчаников, %.

Параметры оценки уравнения (7):

коэффициент детерминации  $R^2 = 0.5749$ ;

коэффициент Фишера  $F = 7,44$ ;

значимость Фишера  $\alpha = 0,009$ .

Однако, используя теоретические значения корреляционных зависимостей прочностных характеристик песчаников от глубины их залегания, нельзя игнорировать фактические значения этих показателей, так как минимальные значения прочности песчаников соответствуют максимальным значениям суммарной мощности зон дробления (дефектов плотности) горных пород, вмещающих угольные пласты Краснодарского угленосного района. Уравнение аппроксимации полиномиальной корреляционной зависимости суммарной мощности зон дробления (дефектов плотности) от глубины их положения имеет вид:

$$M_{з.др.} = -0,00029 \cdot H^2 - 0,3479H + 75,33, \quad (8)$$

где  $H$  – глубина залегания песчаников, м;  
 $M_{з.др.}$  – мощность зоны дробления пород, м.  
 Параметры оценки уравнения (8):  
 коэффициент детерминации  $R^2 = 0.8425$ ;  
 критерий Фишера  $F = 29,42$ ;  
 значимость критерия Фишера  $\alpha = 3,85 \cdot 10^{-5}$ .

Зависимость предела прочности песчаников на одноосное сжатие в естественном состоянии от глубины их залегания и мощности зон дробления  $\sigma = f(H, M)$  выглядит следующим образом:

$$\sigma = -0,0976M_{з.др.} - 0,0001H^2 + 0,14H + 66,44, \quad (9)$$

где  $H$  – глубина залегания песчаников, м;  
 $\sigma$  – предел прочности песчаников на одноосное сжатие, МПа;  
 $M_{з.др.}$  – мощность зоны дробления пород, м.  
 Параметры оценки уравнения (9):  
 коэффициент детерминации  $R^2 = 0.7477$ ;  
 критерий Фишера  $F = 9,88$ ;  
 значимость критерия Фишера  $\alpha = 0,002$ .

Приуроченность к зонам тектонической активности (зонам дробления) зон изменения физико-механических свойств песчаников угленосной толщи Краснодонского угленосного района подтверждается данными, полученными при изучении зависимости действительной плотности и пористости песчаников от глубины залегания по данным геологоразведочных скважин. График зависимости действительной плотности и пористости песчаников от глубины залегания по данным геологоразведочных скважин представлен на рисунке 3.

На рисунке 3 видно, что зонам увеличения пористости соответствуют зоны снижения плотности песчаников. И зоны увеличения пористости и зоны снижения плотности песчаников совпадают с зонами глубин, где происходит снижение предела прочности песчаников и увеличение суммарной мощности зон дробления (тектонической нарушенности).

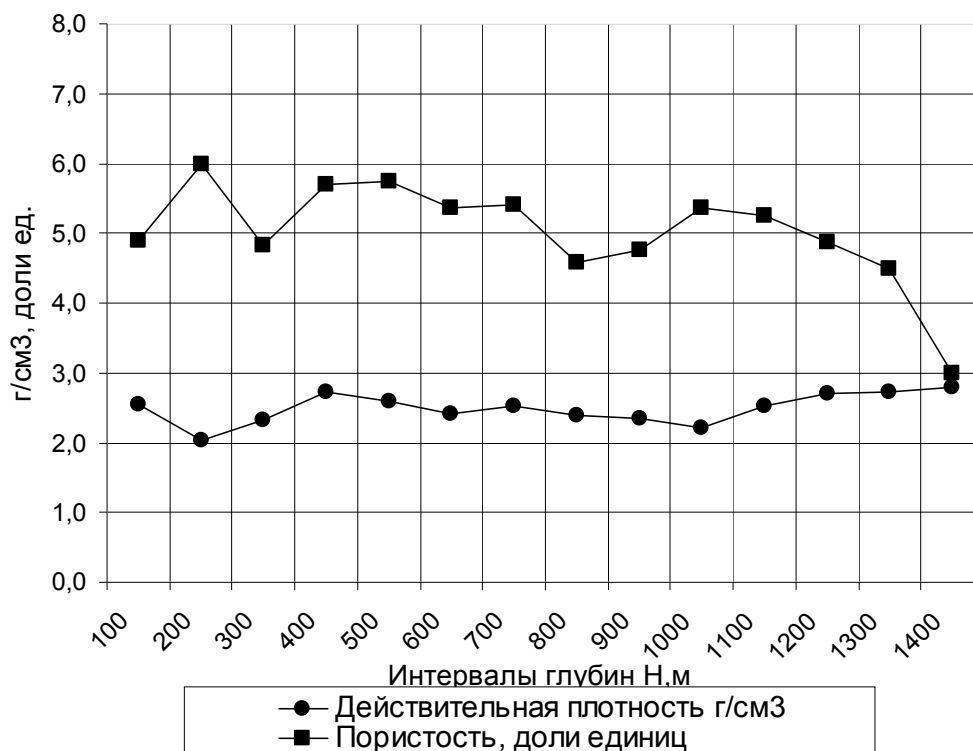


Рисунок 3 – График зависимости действительной плотности и пористости песчаников от глубины залегания по данным геологоразведочных скважин

**Выводы.** В процессе исследования взаимосвязи между прочностными характеристиками песчаников угленосной толщи Краснодарского угленосного района и распределением зон дробления горных пород по данным геологоразведочных скважин было установлено следующее:

- совокупность случайных величин, которыми являются прочностные характеристики песчаников, в частности предел прочности на одноосное сжатие, имеет четыре пика снижения значений;
- каждый пик снижения фактических значений предела прочности песчаников приурочен к одной из четырех зон тектонических усилий, деформирующих угленосную толщу горных пород Краснодарского угленосного района, приходящихся на интервалы глубин 200 – 400м, 500 – 700м, 900 – 1000м и 1200 – 1300м;
- предел прочности песчаников Краснодарского угленосного района изменяется с глубиной их залегания по полиномиальной зависимости;
- снижение значений предела прочности песчаников на одноосное сжатие практически совпадает с зонами тектонических усилий;

- предел прочности песчаников Краснодонского угленосного района зависит от глубины их залегания и мощности зон дробления (дефектов плотности) пород.

### **Библиографический список**

1. Глушко В.Т. Зависимость прочности горных пород от геологических и петрографических факторов / В.Т. Глушко, В.Л. Сверхевский // *Механика горных пород и охрана выработок*. – К.: Наукова думка, 1967. – С. 141 – 148.
2. Лысков Б.А. Изменение физико-механических свойств пород Красноармейского района Донбасса с увеличением глубины залегания факторов / Б.А. Лысков, В.Л. Сверхевский // *Уголь Украины*, 1965.- №6. – С. 15 – 16.
3. Янчур А.М. К вопросу определения свойств пород в массиве на разных глубинах / А.М. Янчур, Б.А. Лысков // *Разработка месторождений полезных ископаемых : Республиканский межведомственный научно-технический сборник*. – Киев, 1968. – С. 50 – 53.
4. Феофанов А.Н. Распределение прочностных характеристик горных пород от глубины их залегания / А.Н. Феофанов, А.М. Терлецкий // *Наукові праці УкрНДМІ НАН України*. - 2008. - № 2. – С. 184 – 191.
5. Шабельников С.И. Особенности малоамплитудной тектоники Краснодонского угленосного района / С.И. Шабельников // *Сборник научных трудов ДонГТУ*. – Алчевск, 2009. - Вып.29. – С. 243 – 253.
6. Шабельников С.И. Оценка степени изменения тектонической нарушенности горных пород Краснодонского угленосного района по данным геологоразведочных скважин / С.И. Шабельников // *Сборник научных трудов ДонГТУ*. – Алчевск, 2009. - Вып.31. – С. 69 – 78 .

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Клишиным Н.К.*

# **МЕТАЛЛУРГИЯ**



*д.т.н. Новохатский А.М.,  
Михайлюк Г.Д.,  
Карпов А.В.,  
к.т.н. Манаков В.П.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ВЗАИМОСВЯЗЬ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОЧНОСТИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБАХ ИСПЫТАНИЙ АНТРАЦИТА**

*Отримані й проаналізовані показники міцності антрациту, добытого на ряді шахт України, на скидання. Знайдено взаємозв'язок показника гарячої міцності вугілля і його міцності на скидання.*

**Ключові слова:** антрацит, міцність на скидання, гаряча міцність.

*Получены и проанализированы показатели прочности антрацита, добытого на ряде шахт Украины, на сбрасывание. Найдена взаимосвязь показателя горячей прочности угля и его прочности на сбрасывание.*

**Ключевые слова:** антрацит, прочность на сбрасывание, горячая прочность.

**Проблема и её связь с научными и практическими задачами.** Стабильная работа доменной печи в значительной степени зависит от механической прочности кокса. Низкая прочность кокса может привести к серьезным расстройствам хода доменной печи. В связи с тем, что антрацит применяется как частичный заменитель кокса в доменном процессе, его показатель механической прочности, также очень важен.

**Анализ исследований и публикаций.** В настоящий момент существуют различные способы определения механической прочности кокса: ударная прочность, прочность на раздавливание и истираемость [1].

На ведущих металлургических предприятиях качество кокса определяют по ГОСТ 4703:2006 [2]. С помощью этого метода определяется показатель реакционной способности и горячей прочности. На основе данных показателей [1,2] судят о качестве топлива.

Материалы, загружаемые в доменную печь, при транспортировке подвергаются многократному сбрасыванию с различных высот. При падении материал разрушается, вследствие чего образуется мелочь. Как известно, мелочь в материале значительно снижает его порозность, а



соответственно и газопроницаемость. В связи с этим необходимо тщательно следить за качеством шихтовых материалов.

**Постановка задачи.** Определить прочность антрацита на сбрасывание. Сравнить полученные данные с показателями реакционной способности и постреакционной прочности.

**Изложение материала и его результаты.** Антрацит в доменную печь поставляется с различных угледобывающих предприятий и имеет разные прочностные характеристики. В связи с этим необходимо выделить из ряда предприятий наиболее качественных поставщиков, а также постоянно контролировать качество антрацита, поступающего в доменный цех.

Для определения прочности антрацита на сбрасывание были отобраны пробы, химический состав которых отображен в таблице 1.

Таблица 1 – Химический состав проб антрацита

Поставщик	Зола, %	Влага, %	Л.В., %	Сера, %
София Бродская	9,7	4,6	3,1	2,3
Красный Луч	6,8	5,5	3,5	1,32
Красный Луч	7,1	4,8	4,8	2,1
Красный Луч	8,2	6,1	4	1,28
Дарьевка	7,4	5,5	5	2,35
Постиково	7,9	4,2	4,2	2,1
Ровеньки-Антрацит	2,3	4,5	2,5	1,15
Ровеньки-Антрацит	6,8	4,2	3,8	1,6
Ровеньки-Антрацит	7	4,9	4,7	1,99
Лобовские Копи	5,5	3,6	3,8	1,56
ЦОФ Нагольчанская	3,7	4,7	3,6	1,1
ЦОФ Нагольчанская	5,7	4,5	4,3	1,9

Для каждой из пробы было произведено 5 сбрасываний с высоты 2 м, с определением выхода классов 0, 5, 10, 15, 25 мм. Такое количество сбрасываний более соответствует числу падений антрацита, начиная от рудного двора до доменной печи. Сбрасывание выполнялось на установке соответствующей требованиям по [3].

Результаты испытаний представлены в виде кумулятивной кривой на рисунке 1.

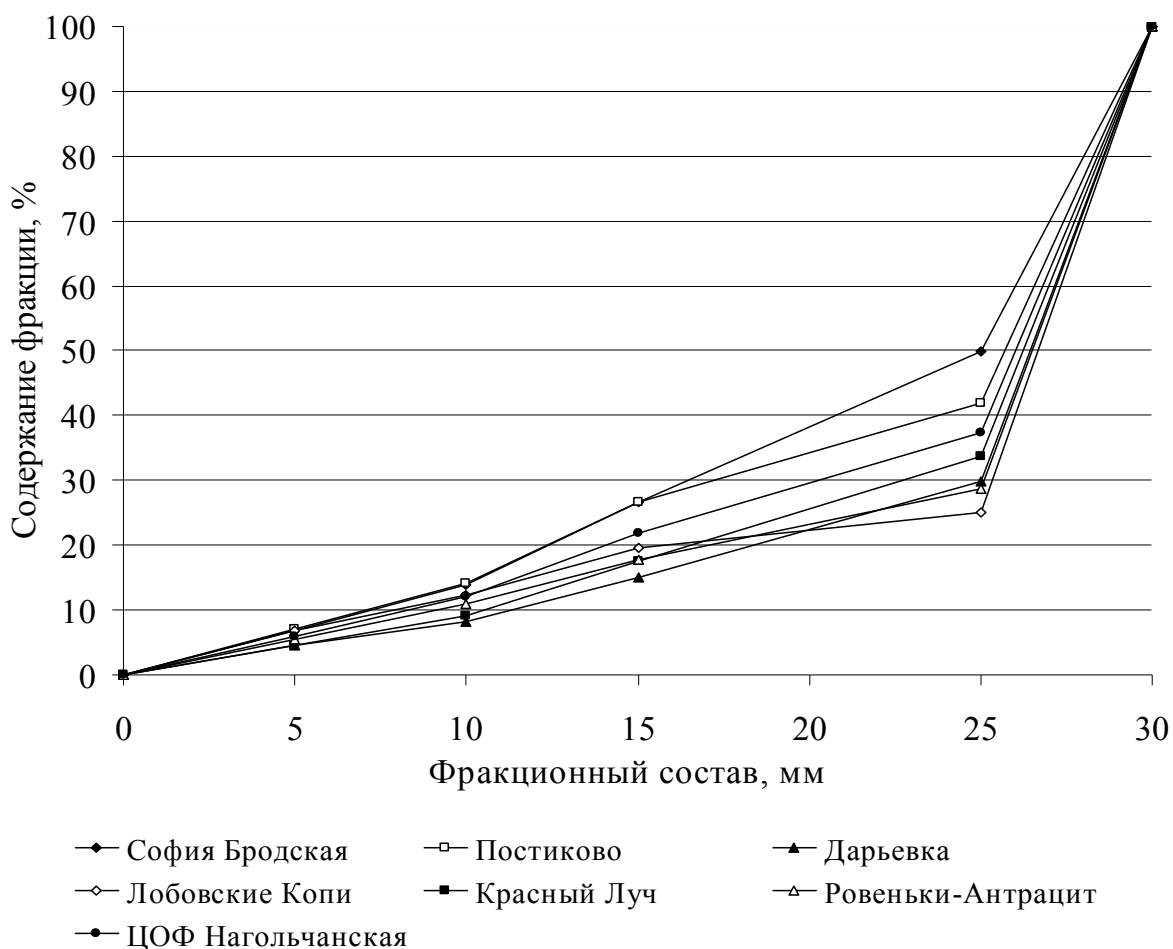


Рисунок 1 – Кумулятивная кривая прочности антрацита на сбрасывание

Из графика видно, что наиболее низкой прочностью, на сбрасывание обладает уголь от поставщика София Бродская. Для этого поставщика характерно образование примерно 50% фракции 0-25 мм, в связи с этим не рекомендуется использовать данные угли для применения в качестве заменителя кокса.

Высокой ударной прочностью обладают угли от поставщика Лобовские копи, для данных антрацитов характерно образование 25% фракции 0-25 мм.

Для использования в доменной печи антрацита, наиболее оптимальным является его фракция 25-50 мм [4], в связи с этим было исследовано изменение содержания данной фракции от количества сбрасываний, результаты представлены на рисунке 2.

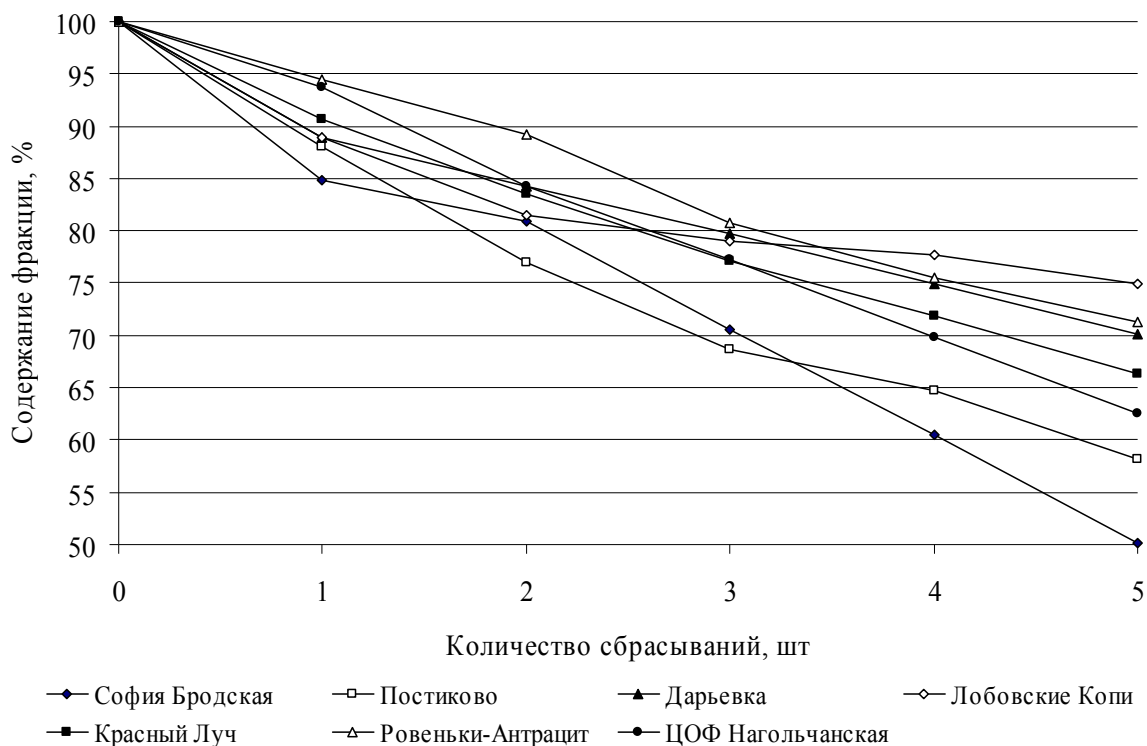


Рисунок 2 – Зависимость изменения содержания фракции 0-25 мм от количества сбрасываний

По результатам испытаний видно, что основная часть антрацитов при каждом последующем сбрасывании образует меньшее количество фракции 0-25 мм, чем перед предыдущим. Однако угли от поставщика София Бродская при каждом сбрасывании образуют одинаковое количество фракции 0-25 мм.

Так как антрацит имеет довольно высокий размер кусков, то образование мелочи (0-5 мм) будет значительно снижаться его газопроницаемость. Данное предположение было доказано на практике [4]. В связи с этим было исследовано количество образующейся мелочи при сбрасывании угля. Результаты представлены на рисунке 3.

В результате испытаний видно, что при пятикратном сбрасывании антрацита с высоты 2 м образуется от 4 до 7% фракции 0-5 мм.

Наименьшее количество мелочи образуют угли от поставщиков Красный Луч и Дарьевка, они образуют соответственно 4,6 и 4,7% фракции 0-5 мм.

Для сопоставления результатов были построены средние диаметры анализируемых проб угля до испытания и после него. Так как до испытания был отобран материал с фракцией свыше 25 мм, то начальный средний диаметр у всех проб одинаков. Результаты вычислений показаны в таблице 2.

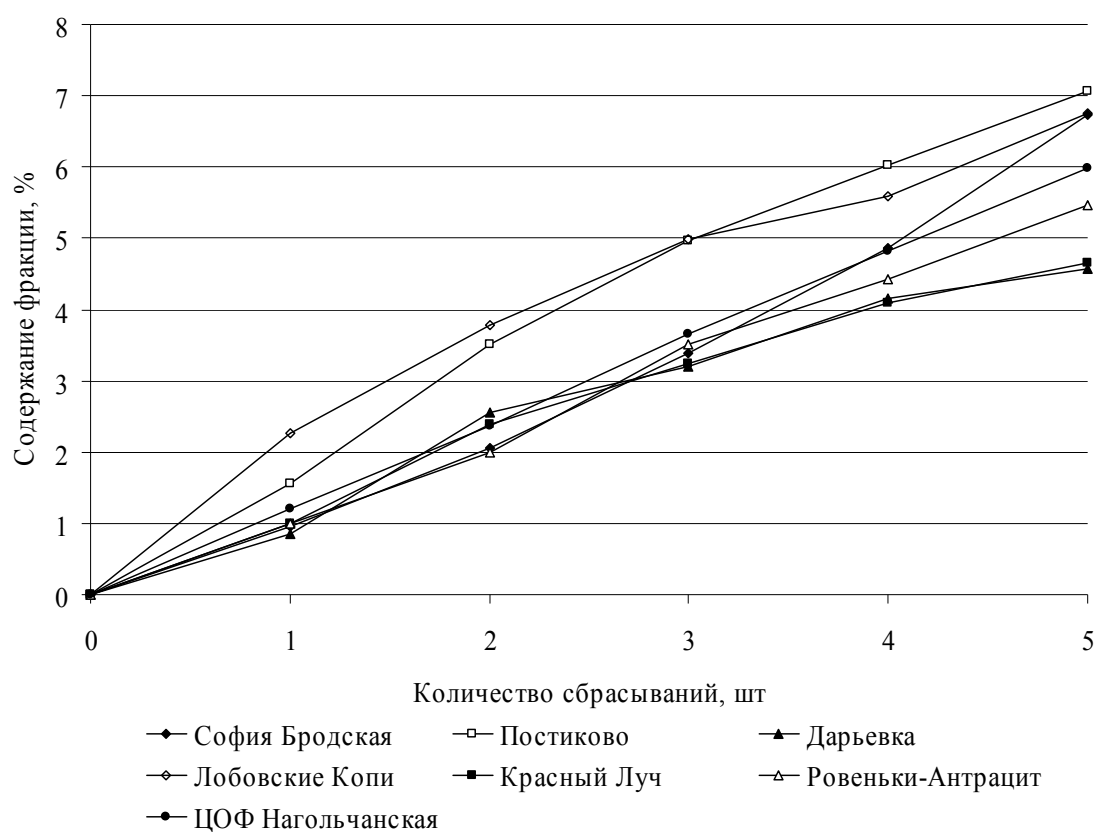


Рисунок 3 – Зависимость изменения содержания фракции 0-5 мм от количества сбрасываний

По результатам исследования антрацита видно, что наивысшей ударной прочностью обладают угли от следующих поставщиков: Лобовские Копи, Дарьевка, Ровеньки-Антрацит.

Таблица 2 – Средний диаметр анализируемых проб антрацита до и после испытаний

Поставщик	Средний диаметр кусков антрацита, мм	
	до испытаний	после испытаний
София Бродская	50	32,0
Постиково	50	34,4
ЦОФ Нагольчанская	50	36,2
Красный Луч	50	37,9
Ровеньки-Антрацит	50	39,2
Дарьевка	50	39,3
Лобовские Копи	50	40,1

В предыдущих исследованиях были найдены показатели реакционной способности и постреакционной прочности для проб этих же углей [4]. Результаты исследований представлены в таблице 3.

Таблица 3 - Показатели реакционной способности и постреакционной прочности антрацита

Поставщик	Показатели реакционной способности (CRI) и постреакционной прочности (CSR)	
	CRI	CSR
Постиково	35,7	17,2
Красный Луч	37,0	17,8
Дарьевка	36,8	18,4
София Бродская	35,5	21,4
ЦОФ Нагольчанская	40,0	21,9
Ровеньки-Антрацит	41,5	22,5
Лобовские Копи	39,1	25,0

Из таблиц 2 и 3 видно, что в двух испытаниях угли от поставщика Лобовские копи и Ровеньки-Антрацит показали наилучшие результаты, соответственно данные угли являются наиболее оптимальными для применения в доменной печи. Угли от остальных поставщиков показали различные степени прочности в данных двух методах испытаний.

На основании вышеизложенного предлагается применять как минимум два способа определения прочностных свойств угля, перед применением его в качестве заменителя кокса.

#### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

Определения прочности антрацита сбрасыванием разных угледобывающих предприятий Донбасса. Сравнены прочность антрацита сбрасыванием и показатели реакционной способности и постреакционной прочности. Данные показатели прочности показали, что наиболее подходящими свойствами для использования в доменной печи обладают антрациты, добытые на шахтах Лобовские Копи и Ровеньки-Антрацит. В дальнейшем планируются применение полученных результатов для повышения технико-экономических показателей доменной плавки при использовании антрацита в качестве заменителя кокса.

#### **Библиографический список**

1. Доменное производство: справочное издание в 2-х т. / [под ред. Вегмана Е.Ф.]. – М.: Металлургия, 1989 – (Подготовка руд и доменный процесс). Т.1. – 1989. – 496 с.

2. Кокс. Метод визначення індексу реакційної здатності коксу (CRI) і міцності залишку коксу після реакції (CSR) : (ISO 18894:2006, MOD). – [Чинний від 2007-10-12]. — К.: Держспоживстандарт України, 2007. — I, 24 с. — (Національний стандарт України).

3. Кокс каменноугольный. Метод определения прочности на сбрашивание: ГОСТ 28946-91. – [действует с 1992-01-07]. – М.: ИПК Издательство стандартов, 2004. – I, 10с.

4. Новохатский А.М. Звукопроницаемость материалов аглодоменного производства / А.М. Новохатский, Г.Д Михайлюк., А.В. Карпов, О.М. Тищенко / Сборник научных трудов ДонГТУ. - 2008. - № 27. - С. 201-210.

5. Новохатский А.М. Вплив хімічного складу антрациту на показники CSR і CRI / А.М. Новохатский, Г.Д. Михайлюк, А.В Карпов, В.П. Манаков / Сборник научных трудов ДонГТУ. - 2009. - № 28.- С. 224-232.

*д.т.н. Петрушов С.Н.,  
к.т.н. Русанов И.Ф.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),  
Оскирко Т.В.  
(ОАО “АМК”, Украина)*

## **ВЛИЯНИЕ СПОСОБА ВВОДА ШЛАМА В АГЛОШИХТУ НА ХОД ПРОЦЕССА АГЛОМЕРАЦИИ И КАЧЕСТВО АГЛОМЕРАТА**

*Наведені результати порівняння показників процесу агломерації та визначення якості агломерату при різних способах введення шламів до агломераційної шихти.*

**Ключові слова:** *агломерація, шлам, показники процесу агломерації, міцність агломерату.*

*Приведены результаты сравнения показателей процесса агломерации и определения качества агломерата при разных способах введения шламов в агломерационную шихту.*

**Ключевые слова:** *агломерация, шлам, показатели процесса агломерации, прочность агломерата.*

Использование шламов при агломерации железных руд и концентратов сталкивается с проблемой получения качественного агломерата и эффективного ведения процесса его спекания. Связано это с тем, что поступающий со шламохранилищ шлам имеет повышенную влажность (до 25 %). Такой шлам образует крупные куски, не разрушающиеся при закладке в штабеля шихтовых материалов. В результате в подготовленной к спеканию шихте шлам распределяется по ее объему неравномерно, ограниченно участвует в процессе окомкования, что не позволяет достичь высоких технико-экономических показателей процесса и получить качественный агломерат.

Решение проблемы рациональной подготовки шламов и их введения в агломерационную шихту позволит вовлечь в производство дешевый железосодержащий техногенный отход, тем самым снизить себестоимость получаемого агломерата высокого качества.

В практике агломерационного производства известно несколько способов подготовки шламов и их ввода в шихту.

Наиболее часто шлам перед вводом в агломерационную шихту обезвоживается каким-либо способом: механическим, термической

сушкой или подсушкой путем смешивания шлама с известью, колошниковой пылью и другими сухими материалами.

В последнее время получило распространение брикетирование промышленных отходов, в том числе и шламов. При брикетировании шламов получают в основном брикеты пригодные для доменного производства. Однако известны технологии, по которым шлам брикетируют, а затем дробят и вводят в агломерационную шихту.

Из шламов также могут формироваться микроокатыши с последующим их вводом в шихту.

Все известные способы в той или иной степени опробованы в лабораторных или промышленных условиях, как у нас, так и за рубежом.

Однако опробование различных способов ввода шламов в аглошихту проводилось в разных шихтовых и технологических условиях, не позволяет сравнить их влияние на ход процесса агломерации и качество агломерата.

В работе поставлена задача: сделать анализ влияния на ход агломерационного процесса и качество агломерата различных способов ввода шламов в шихту. В частности рассмотреть такие способы, как ввод подсушенного шлама, смешанного с известью, с известью и известняком, а также с предварительным окомкованием в рециркуляционном режиме.

Первостепенной задачей при выборе способа подготовки шламов перед их вводом в агломерационную шихту является определение той оптимальной влажности, при которой шлам становится рассыпчатым. Связано это с тем, что глубокое обезвоживание шламов требует значительных капитальных и энергетических затрат, а незначительное - не позволяет равномерно распределить шлам по объему шихты.

Для определения влажности шлама, при которой он становится рассыпчатым, авторами была использована следующая методика.

Проба шлама, массой 1,5 кг с исходной влажностью 25 % (с такой влажностью шлам поступает из карт обезвоживания на АМК) подсушивалась в сушильном шкафу. По мере сушки шлама с интервалом 15 минут определялась его влажность и отбиралась проба для формирования 10 кубических брикетов с размером стороны равной 1 см. Брикеты также были сформированы из шлама с исходной влажностью. Эти брикеты разрушались раздавливанием с фиксированием нагрузки разрушения. В результате проведенных исследований установлено, что шлам из шламонакопителя АМК становится рассыпчатым при влажности 8-9 % и до такой влажности его необходимо подсушивать для обеспечения равномерного состава шихты по всему ее объему.

Спекание агломератов с введением в шихту шлама различными способами проводилось на лабораторной установке ДонГТУ. лабора-



торная чаша имела диаметр 150 мм и высоту 400 мм. Для уменьшения тепловых потерь в окружающую среду чаша была теплоизолирована слоем асбеста и огнеупорной глины толщиной 10 мм.

Во всех опытных спеканиях шихта оставалась неизменной. Расход материалов (кг) в пересчете на тонну агломерата был следующий:

концентрат	руда	известняк	известь	шлам	топливо
750	187	68	15	94	61

В качестве твердого топлива для агломерации использовали смесь коксовой мелочи и антрацита марки АС в соотношении 50:50. В шихту также вводился возврат в количестве 18 % от общей массы шихты. Такая шихта обеспечивала получение агломерата основностью 1,33.

Составленную шихту смешивали, увлажняли до влажности 7,8 % и окомковывали в чашевом окомкователе, боковая поверхность чаши которого образована усеченным конусом [1]. В таком окомкователе шихта окомковывается в рециркуляционном режиме [2].

Окомкованная шихта загружалась в лабораторную чашу слоем 300 мм и зажигалась с использованием пылеугольного топлива.

По результатам спеканий определяли массу полученного агломерата, усадку слоя, длительность процесса, выход годного агломерата по фракции +10 мм и ситовый состав агломерата. Весь полученный агломерат испытывался на прочность по методике описанной в работе [3]. Согласно этой методике годный агломерат крупностью более 10 мм дробился на щековой дробилке с размером выходной щели  $\delta = 10$  мм. После чего агломерат рассеивался на фракции на ситах со стандартным размером ячейки от 1 до 15 мм.

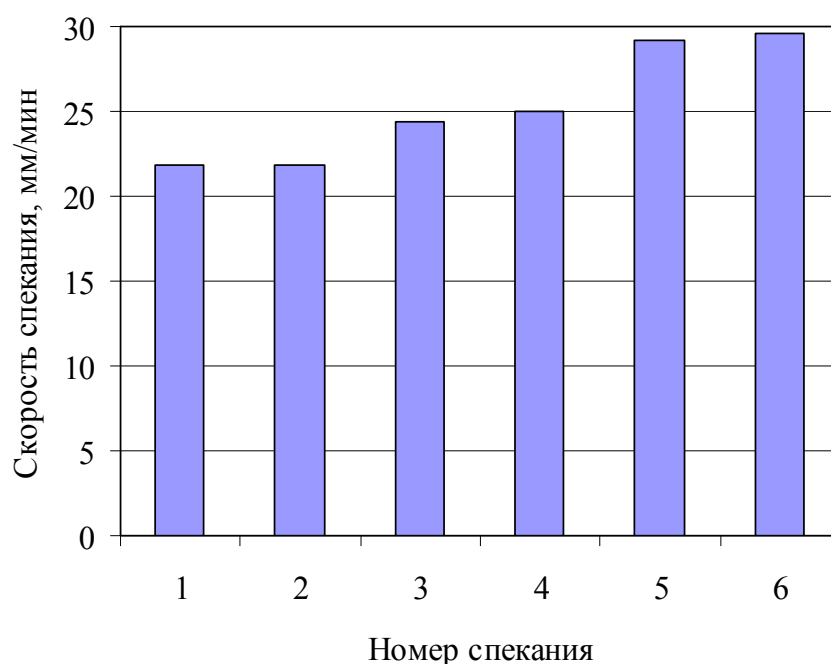
По результатам рассевов рассчитывались коэффициенты  $m$  и  $n$  уравнения

$$F(d) = \left( \frac{d}{m \cdot \delta} \right)^n.$$

Это уравнение, как показано в работе [3] является кумулятивной функцией  $F(d)$  распределения кусков дробленого материала по крупности  $d$ . Коэффициент  $n$  уравнения является показателем прочности материала, чем он больше, тем прочнее материал.

Коэффициент  $m$  в этом уравнении показывает, во сколько раз размер максимального куска превышает размер щели дробилки. Он введен для того, чтобы максимальное значение соотношения в скобках было равно единице.

Как свидетельствуют полученные данные, способ введения шлама в шихту существенно влияет на ход процесса агломерации.

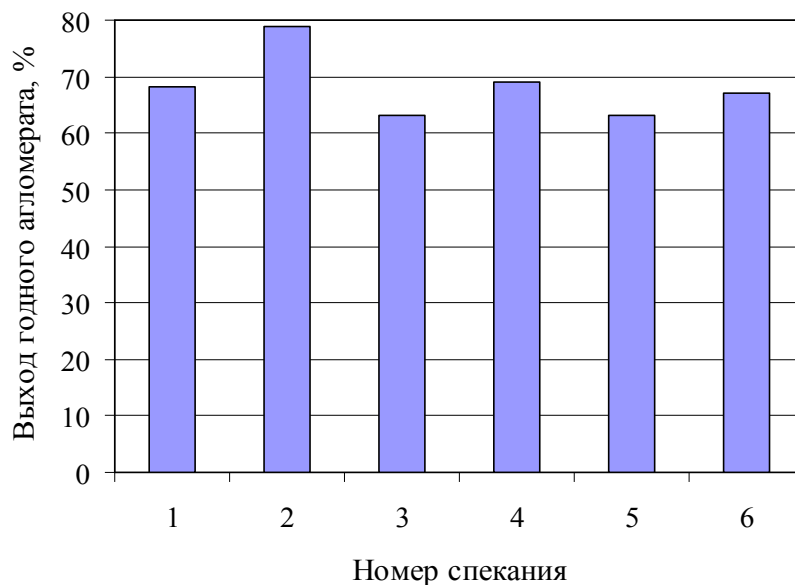


1 – шлам влажностью 25 %, 2 – шлам влажностью 8 %, 3 – шлам с известью, 4 – шлам с известью и известняком, 5 – шлам окомкованный, 6 – шлам окомкованный с добавкой бентонита.

Рисунок 1 – Скорость спекания  
при разных способах ввода шлама в шихту

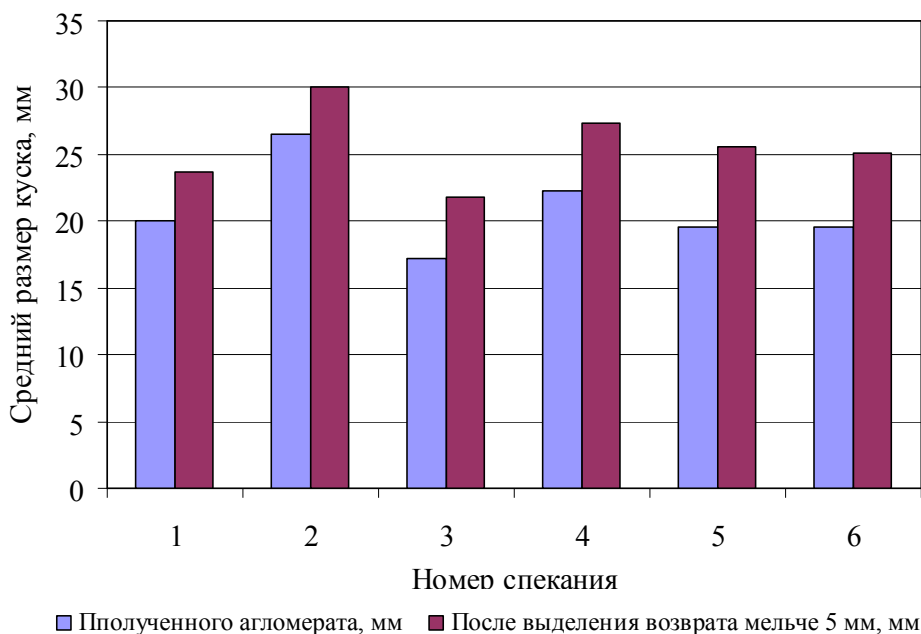
В первую очередь изменяется скорость спекания агломерата. На рисунке 1 показана скорость спекания агломерата при разных способах введения шлама в шихту. Наименьшая скорость спекания была при спекании шихты с влажностью шлама 25 %. Это было вызвано, по-видимому, тем, что влажный шлам образовывал комки, которые при спекании в зоне сушки разрушались и ухудшали газодинамические условия спекания агломерата. Однако при этом выход годного агломерата был достаточно большой и составлял 68,2 % (рисунок 2).

Подсушка шлама до влажности  $W = 8 \%$  существенно не повлияла на скорость спекания, однако выход годного агломерата при этом значительно вырос, и стал составлять 78,8 %. Это был наибольший выход годного из всех, наблюдававшихся в работе. К тому же этот агломерат был самым крупным (рисунок 3).



1 – шлам влажностью 25 %, 2 – шлам влажностью 8 %, 3 – шлам с известью, 4 – шлам с известью и известняком, 5 – шлам окомкованный, 6 – шлам окомкованный с добавкой бентонита.

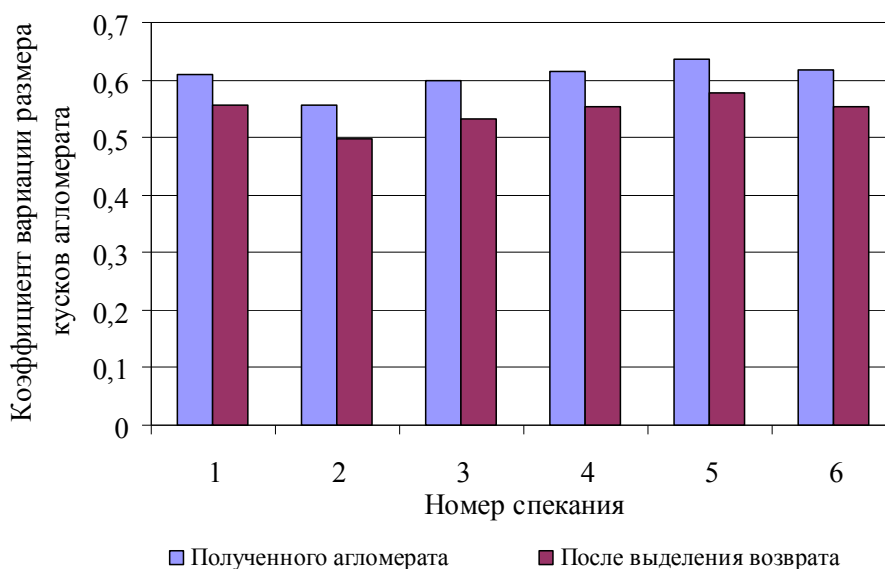
Рисунок 2 – Выход годного агломерата при разных способах ввода шлама в шихту



1 – шлам влажностью 25 %, 2 – шлам влажностью 8 %, 3 – шлам с известью, 4 – шлам с известью и известняком, 5 – шлам окомкованный, 6 – шлам окомкованный с добавкой бентонита.

Рисунок 3 – Средняя крупность кусков агломерата

Средняя крупность кусков полученного агломерата составила 26,5 мм, а после выделения возврата на сите 10 мм она выросла до 30,0 мм. По размеру кусков этот агломерат был наиболее однородным (рисунок 4). Колебание размера кусков агломерата от среднего размера характеризовался коэффициентом вариации равным 0,56, а после выделения возврата – 0,50. То есть, при использовании в шихте предварительно подсушенного шлама все показатели были лучше, чем при производстве обычного агломерата в промышленных условиях. Это, по-видимому, было вызвано тем, что подсушенный шлам равномерно располагался по всему объему шихты. К тому же углерод, который присутствует в шламе, также равномерно распределялся по объему шихты, что создавало в разных зонах слоя равные тепловые условия.



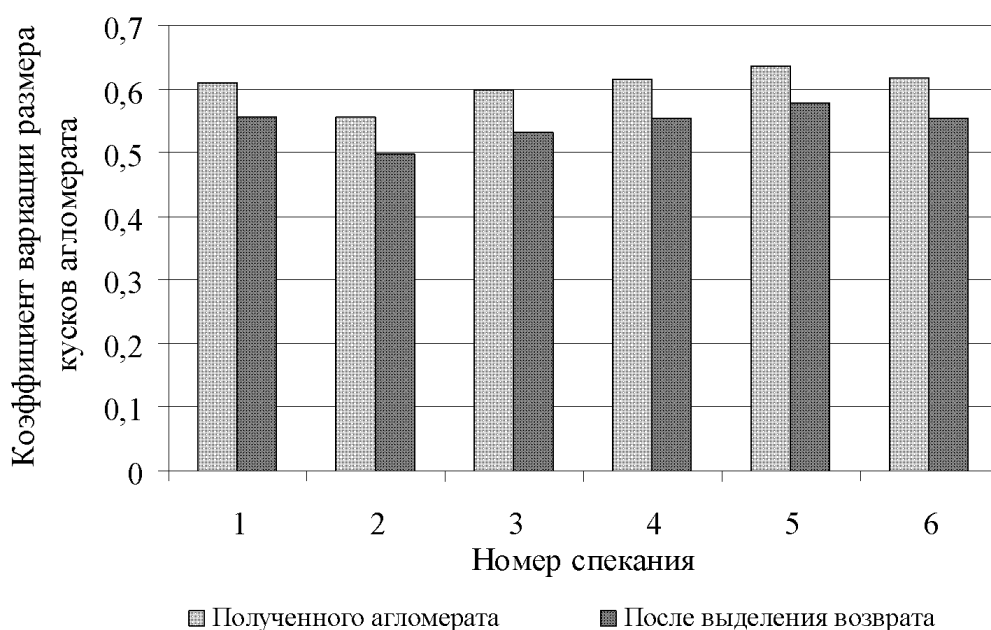
1 – шлам влажностью 25 %, 2 – шлам влажностью 8 %, 3 – шлам с известью, 4 – шлам с известью и известняком, 5 – шлам окомкованный, 6 – шлам окомкованный с добавкой бентонита.

Рисунок 4 – Коэффициент вариации размера кусков агломерата

Предварительное смешивание шлама с известью и с известью и известняком в опытах привело к росту скорости спекания, но выход годного агломерата при этом уменьшился. Размер кусков полученного агломерата при таком способе вводу шлама в шихту уменьшился, но после отсева мелкого агломерата он возрос на 4,5-5,0 мм. При этом агломерат стал более неоднородным по крупности кусков. Ухудшение качества агломерата очевидно вызвано тем, что при таком способе ввода шлама в шихту известь и известняк распределяются неравномерно по объему шихты.

Введение в шихту шлама с предварительным его окомкованием в рециркуляционном режиме позволяет значительно увеличить скорость спекания без существенных изменений показателей процесса агломерации, и качества агломерата. Причиной этого является то, что при окомковании шихты в рециркуляционном режиме образуются прочные гранулы узкого класса крупности (в условиях опытов средняя крупность гранул равнялась 4,8 мм, при коэффициенте вариации размера кусков равном 0,2). Во время загрузки в агломерационную установку и в зоне переувлажнения эти гранулы практически не разрушались. Об этом свидетельствует минимальная усадка слоя (7 %), когда в других опытах она составляла 8-9%. В результате в течение всего периода спекания обеспечивалась высокая газопроницаемость слоя.

Значения рассчитанного по описанной выше методике показателя прочности  $n$  для исследованных агломератов находились в пределах 1,13-1,21 (рисунок 5). Для промышленных агломератов показатель  $n$  обычно равен 1,25-1,50. Таким образом, полученные агломераты были менее прочны, чем промышленные. Из исследованных агломератов наибольшую прочность имели агломераты, спеченные из шихт, в состав которых шлам вводился после его предварительного окомкования



1 – шлам влажностью 25 %, 2 – шлам влажностью 8 %, 3 – шлам с известью, 4 – шлам с известью и известняком, 5 – шлам окомкованный, 6 – шлам окомкованный с добавкой бентонита.

Рисунок 5 – Показатели прочности полученных агломератов

Численные значения показателя  $m$  для исследованных агломератов также был ниже, чем для промышленных (1,25-1,34 против 1,6-1,8). Выделить какой либо агломерат по этому показателю затруднительно.

В проведенной работе состав шихты не изменялся. Поэтому изменения калькуляции себестоимости агломерата при использовании разных способов введения шлама в агломерационную шихту будут происходить за счет изменения условно постоянных расходов.

Изменения условно постоянных расходов происходят при росте, или уменьшении производительности аглоустановки. В данной работе производительность изменялась за счет изменения скорости спекания агломерата, и выхода годного агломерата.

Изменение производительности может быть определено по формуле

$$\Delta \Pi = 1 + \frac{v_{\delta} - v_o}{v_{\delta}} + \frac{M_{\delta} - M_o}{M_{\delta}},$$

где  $v_{\delta}$  и  $v_o$  – скорость спекания агломерата в базовом и опытном спеканиях соответственно, мм/сек;

$M_{\delta}$  та  $M_o$  – масса годного агломерата в базовом и опытном спеканиях соответственно, кг.

В таблице приведены результаты сравнительного расчета изменений условно постоянных расходов при рассмотренных ранее способах ввода в шихту шлама. Сравнение проведено по отношению к первому спеканию, когда в шихту вводился шлам с влажностью 25 %.

Приведенные результаты свидетельствуют о том, что при любом способе подготовки шлама и ввода его в шихту себестоимость агломерата уменьшается по сравнению с обычным вводом влажного шлама. При этом наиболее эффективным является введение в шихту предварительно окускованного шлама.

В целом, на основании проведенных опытных спеканий агломерата установлено, что оптимальным вариантом является введение в шихту шлама, подсушенного до влажности около 8%. При этом могут быть достигнуты наивысшие показатели спекания и получен качественный агломерат.

Таблица – Результаты расчетов изменения себестоимости агломерата при различных способах введения шлама в шихту

Вариант спекания	1	2	3	4	5	6
Условная производительность	1,00	1,16	1,04	1,16	1,26	1,34
Относительное изменение условно постоянных расходов	1	0,865	0,957	0,862	0,791	0,746
Условно постоянные расходы, гр	49,5	42,8	47,4	42,7	39,1	36,9
Изменение условно постоянных расходов, гр		-6,7	-2,1	-6,8	-10,4	-12,6

В тоже время, проведенная экономическая оценка изменения условно постоянных расходов показывает, что не следует отказываться и от введения в шихту предварительно окомкованного шлама. При этом необходимо разработать мероприятия, которые улучшали бы качество полученного агломерата.

#### Библиографический список

1. Пат. 24350 Україна, МПК<sup>7</sup> С 22 В 1/24. Огрудкувач шихти / Г.М. Попов, В.А. Козачишин.; заявник та патентоутримувач Донбаський держ. техн. ун-т. – №200702016; заявл. 26.02.07; опубл. 25.06.07, Бюл. №9.
2. Козачишин В.А. Расчет производительности конусного гранулятора /В.А. Козачишин, Г.Н. Попов // Сборник научных трудов ДонГТУ. - Алчевск, 2009. - № 29. – С. 262-264.
3. Определение прочности материалов по результатам их дробления /Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Остапенко Д.Б., Русанов Р.И., Петрушов Д.С. // Теория и практика производства чугуна: междун. науч.-техн. конф., 24-27 мая 2004 г.. - Кривой Рог, 2004. – С. 499-50.

**к.т.н. Боровик П.В.,**

**д.т.н. Луценко В.А.**

**(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина borovikpv@mail.ru)**

## **ФАКТОР ТРЕНИЯ В АСИММЕТРИИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ МОМЕНТА ПРОКАТКИ С УЧЕТОМ ДЕЙСТВИЯ ГРАВИТАЦИИ**

*Розглянутий вплив тертя на асиметрію розподілу моментів між валками, котра викликана вигином смуги під дією гравітаційних сил. Встановлено, що їх вплив на асиметрію розподілу моменту має місце при певних значеннях фактора форми. Ступінь впливу посилюється по мірі зменшення значення фактора форми аж до переходу моменту на верхньому валку в генераторний режим. При збільшенні значення чинника форми і зменшенні коефіцієнта тертя різниця в умовах контактної взаємодії валків з металом вирівнюється, що за певних умов приводить до симетричного розподілу моменту прокатки.*

**Ключові слова:** коефіцієнт тертя, сили гравітації, момент прокатки, асиметрія процесу прокатки, напружено-деформований стан, контактні напруження.

*Рассмотрено влияние трения на асимметрию распределения моментов между валками, вызванной изгибом полосы под действием гравитационных сил. Установлено, что их влияние на асимметрию распределения момента имеет место при определенных значениях фактора формы. Степень влияния усиливается по мере уменьшения значения фактора формы вплоть до перехода момента на верхнем валке в генераторный режим. При увеличении значения фактора формы и уменьшении коэффициента трения разница в условиях контактного взаимодействия валков с металлом выравнивается, что при определенных условиях приводит к симметричному распределению момента прокатки.*

**Ключевые слова:** коэффициент трения, силы гравитации, момент прокатки, асимметрия процесса прокатки, напряженно-деформированное состояние, контактные напряжения.

Повышение надежности прокатного оборудования зависит от точности расчета энергосиловых параметров прокатки. При этом наиболее часто встречающимся видом аварийной ситуации является поломка прокатных валков, имеющих минимальный запас прочности по сравне-



нию с другими элементами прокатной клетки. Это часто связано с возникающей в процессе прокатки асимметрией распределения моментов между валками при неизменном суммарном моменте прокатки. Поэтому уточнение влияния различных параметров на характер распределения моментов прокатки имеет большое научное и практическое значение.

При отсутствии факторов, вызывающих асимметрию процесса прокатки (различие коэффициентов трения на верхней и нижней контактных поверхностях раската, разные диаметры верхнего и нижнего прокатных валков, прокатка с одним приводным валком, прокатка биметаллов и др.) [1] суммарный момент прокатки равномерно распределяется между валками и может быть определен с помощью формулы Баюкова В.Ф. [1]:

$$M_{\text{пр}} = p_{\text{ср}} \cdot b \cdot R^2 \cdot f_y \cdot (\alpha - 2 \cdot \gamma), \quad (1)$$

где:  $p_{\text{ср}}$  – среднее удельное усилие;

$b$  – ширина раската;

$R$  – радиус валка;

$f_y$  – коэффициент контактного трения;

$\alpha$  – угол захвата;

$\gamma$  – угол критического сечения.

Следует отметить достаточно сложное влияние величины коэффициента трения на величину момента прокатки, так как при его изменении изменяются значения среднего удельного усилия и угла критического сечения. Однако, имея значение суммарного момента при симметричном распределении его между валками, можно прогнозировать безопасные условия работы валков. При нарушении симметрии процесса прокатки имеет место неравномерное распределение момента прокатки, а изменение величины коэффициента трения может усилить существующую неравномерность, что, в свою очередь, повысит вероятность поломки более нагруженного валка.

Целью данной работы является теоретическое исследование влияния трения на распределение моментов между валками при наличии асимметрии процесса, вызванной изгибом полосы под действием гравитационных сил.

Наличие разности уровней рольганга и нижнего валка приводит к тому, что под действием силы тяжести полоса, после выхода из валков, изгибается до соприкосновения с рольгангом (рисунок 1). При этом на выходе из очага деформации в верхних слоях возникают растягивающие напряжения, а в нижних сжимающие. Вследствие этого изменяется дли-

на дуги контакта на верхнем и нижнем валках, а также происходит изменение распределения контактного давления и касательного напряжения, что при различных значениях коэффициента трения и определенных условиях реализации процесса может существенно отличаться от соответствующих симметричному обжатию прокатываемой полосы.

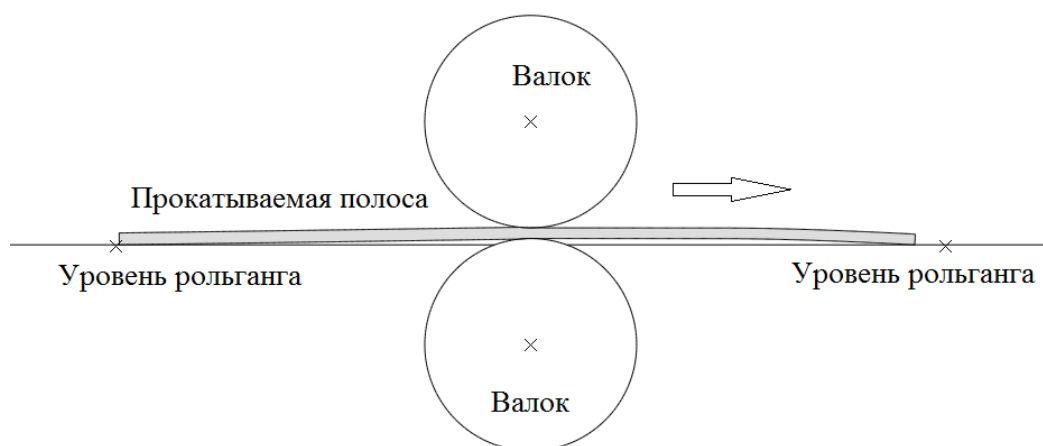


Рисунок 1 – Пример деформации полосы при наличии разности уровней рольганга и нижнего валка с учетом гравитации

В ходе исследования асимметрии распределения моментов прокатки между верхним и нижним валками использовали метод конечных элементов, который широко используется в механике деформируемого тела [2].

Разработанная конечно-элементная математическая модель позволяет моделировать плоскую деформацию полосы в процессе горячей прокатки с возможностью учета сил гравитации и уровня подающего и принимающего рольгангов.

Материал моделируется как упруго-пластический с изотропным упрочнением. Механические свойства материала представляются как зависимость напряжения текучести от условий реализации процесса прокатки.

Исходными данными для расчета были приняты следующие:

Диаметр валков – 840 мм, материал заготовки – сталь 17Г1С, исходная толщина раската 47 мм, номинальная температура прокатки 890°C, скорость прокатки – 3 м/с, величина обжатия – 2,8; 4,75; 7,1; 9,6; 12,27; 15; 17,72; 25,5 мм (значения фактора формы 0,75; 1; 1,25; 1,5; 1,75; 2; 2,25 и 3 соответственно). Расчеты моментов прокатки были произведены при значениях коэффициента трения  $f = 0,2; 0,3; 0,4$  и разнице в уровнях рольганга и нижнего валка (уровень прокатки) -25 мм.

В результате расчетов было отмечено, что в процессе прокатки отношение момента верхнего валка к нижнему ( $k = M_{\text{в}}/M_{\text{н}}$ ) не является постоянным. На рисунке 2 представлены зависимости отношения моментов прокатки при некоторых значениях фактора формы в процессе прокатки.

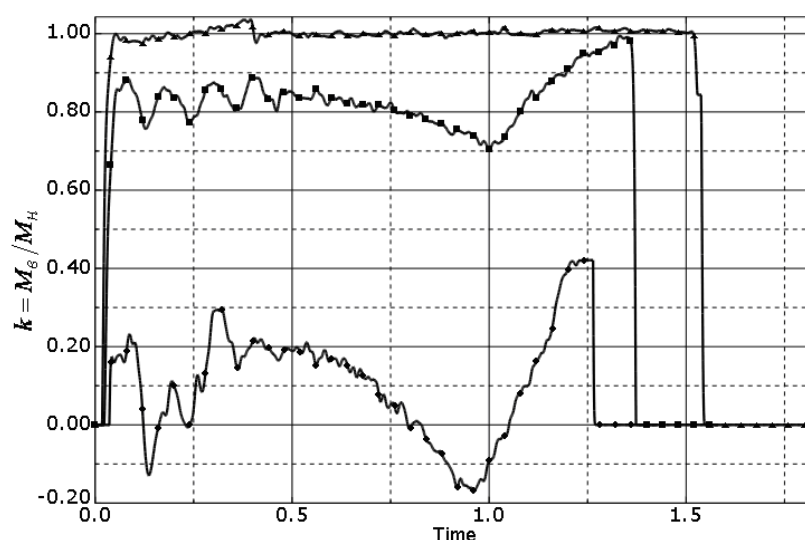


Рисунок 2 – Зависимости отношения моментов прокатки от времени при значениях фактора формы 0,75 (◆), 1,25 (■) и 1,75 (▲) в процессе прокатки с коэффициентом трения  $f = 0,3$

При обработке полученных отношений моментов прокатки были получены зависимости максимального и минимального соотношения моментов прокатки в зависимости от значения фактора формы для различных значений коэффициента трения (рисунок 3).

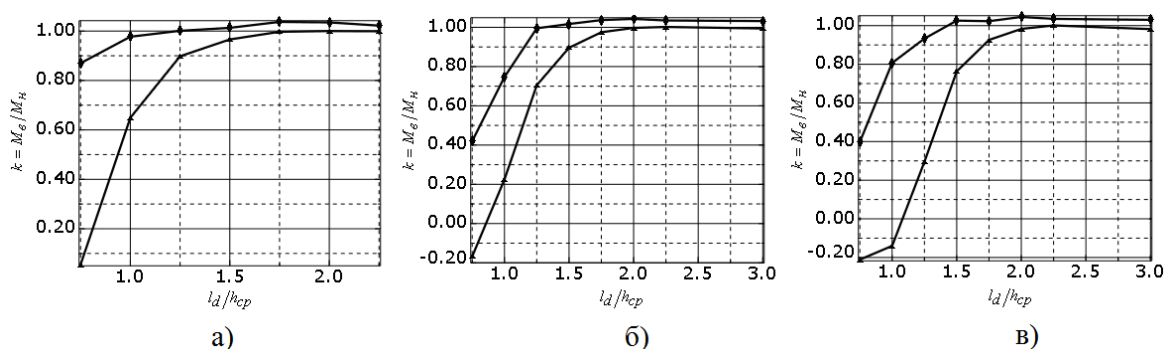


Рисунок 3 – Зависимости величины минимального (▲) и максимального (◆) отношения моментов прокатки от значения фактора формы при коэффициенте трения  $f = 0,2$  (а);  $0,3$  (б);  $0,4$  (в)

Из представленных зависимостей следует, что независимо от величины коэффициента трения с увеличением значения фактора формы разница между максимальной и минимальной величиной отношения моментов прокатки сокращается до определенного значения фактора формы и в дальнейшем можно говорить о симметричном распределении момента прокатки между верхним и нижним валком.

Дальнейший анализ показал, что при несимметричном распределении момента прокатки напряженное состояние очага деформации для минимального и максимального отношения моментов несколько различно. В качестве примера на рисунке 4 представлено напряженное состояние очага деформации при значении фактора формы 0,75 для случаев минимального и максимального отношения моментов прокатки при различных значениях коэффициента трения.

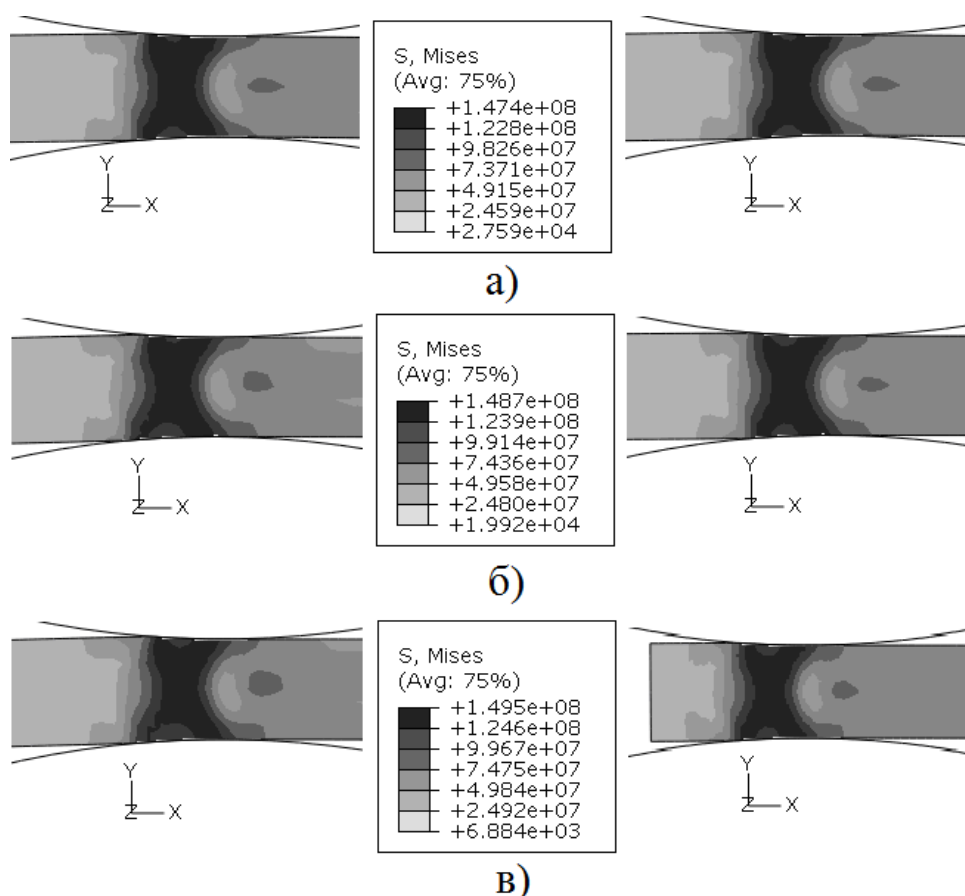


Рисунок 4 – Форма очага деформации и распределение интенсивности напряжений по Мизесу (Па) при значении фактора формы 0,75 для случаев минимального (левый столбец) и максимального (правый столбец) отношения моментов прокатки при коэффициенте трения  $f = 0,2$  (а);  $0,3$  (б);  $0,4$  (в)

Кроме того, из полученных результатов следует, что величина суммарного момента прокатки практически одинакова и неизменна в течение всего процесса прокатки. В тоже время перераспределение отношения моментов при разных значениях коэффициента трения различно (рисунок 5).

Основной причиной этого явления может быть то, что за счет разности в уровнях рольганга и нижнего валка раскат, под действием гравитационных сил, изгибается и, как следствие, изменяются условия на контакте между раскатом и верхним и нижним валком.

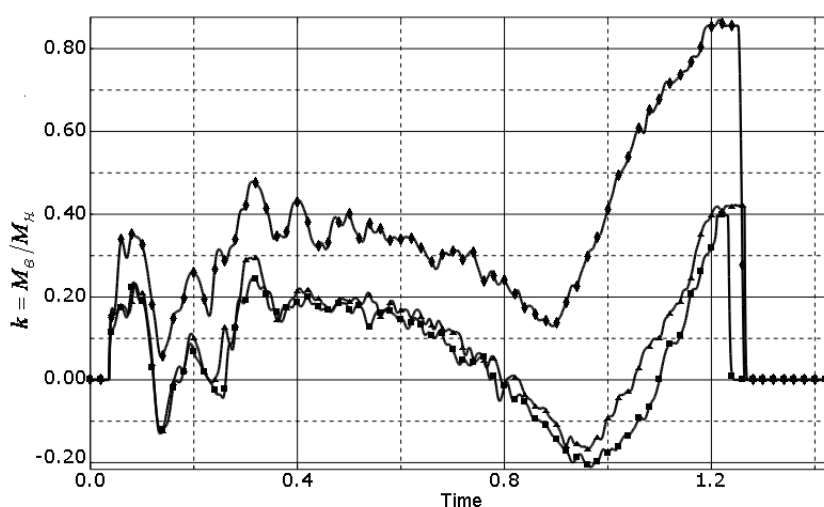
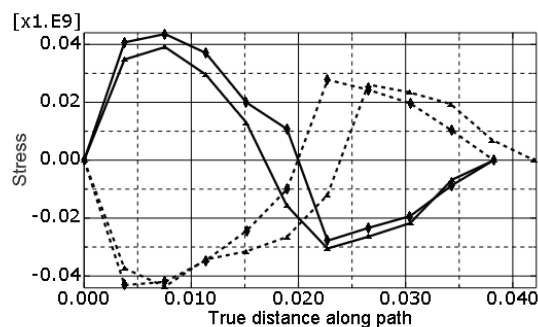
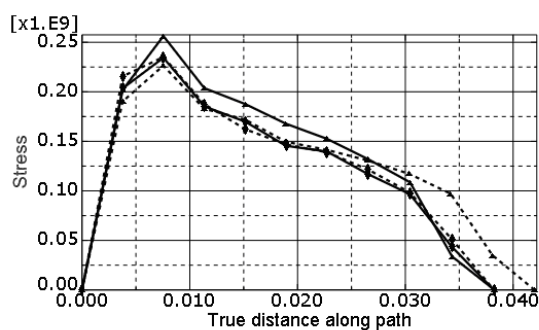


Рисунок 5 – Зависимости отношения моментов прокатки от времени в процессе прокатки при значении фактора формы 0,75 и коэффициентах трения  $f = 0,2$  (◆);  $0,3$  (▲);  $0,4$  (■)

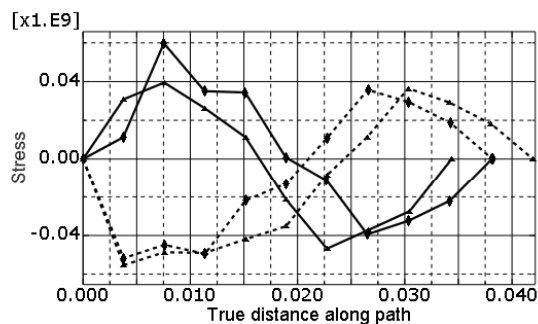
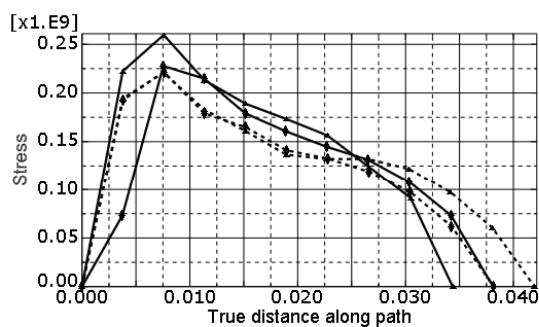
С целью анализа полученных зависимостей были построены эпюры распределения по длине дуги контакта нормальных давлений и касательных напряжений между валками и металлом (рисунок 6). При построении эпюр за точку начала и точку конца длины дуги очага деформации принимали соответствующие точки входа металла в очаг деформации и выхода из него. Следует указать на то, что дискретность конечно-элементной модели вносит некоторую погрешность в определение длины дуг контакта, однако это не влияет на основные причины явления асимметрии загрузки прокатных валков.

Из представленных зависимостей хорошо видно, что в данных условиях длина дуги контакта на верхнем валке несколько меньше чем на нижнем валке, а величина разности длин дуг контакта увеличивается с увеличением коэффициента трения. При этом можно указать на то, что влияние величины коэффициента трения на величину отношения моментов, при прочих равных условиях, носит нелинейный характер, что подтверждается зависимостями, представленными на рисунках 2 и 4.

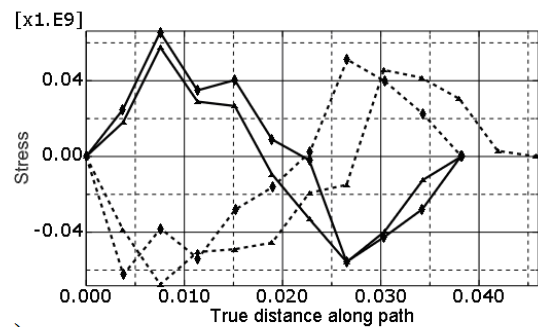
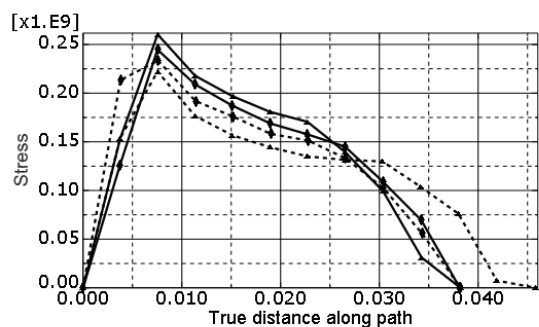
Кроме того, следует отметить, что при максимальном отношении моментов ( $\approx 0,88$ ), наблюдается выравнивание длин дуг контакта и характера распределения нормальных давлений и касательных напряжений на контакте верхнего и нижнего валком (рисунок 6 а). Таким образом, можно утверждать, что в случае выравнивания условий на контакте верхнего и нижнего валков величина отношения моментов приближается к 1.



а)



б)



в)

Рисунок 6 – Эпюры распределения по длине (м) дуги контакта нормальных давлений и касательных напряжений (Па) между верхним (сплошная линия) и нижним (пунктирная линия) валками и металлом при максимальной (◆) и минимальной (▲) величине отношения моментов и значения фактора формы 0,75 для величины коэффициента трения  $f = 0,2$  (а);  $0,3$  (б);  $0,4$  (в)

При этом выравнивание величины отношения моментов, до полностью симметричного состояния, зависит не только от величины фактора формы, но и от величины коэффициента трения.

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

1. Установлено, что коэффициент трения и силы гравитации оказывают существенное влияние на асимметрию распределения момента прокатки между валками, при определенных значениях фактора формы.

2. Степень влияния величины коэффициента трения с учетом сил гравитации на асимметрию распределения момента прокатки усиливается по мере уменьшения значения фактора формы. При этом увеличение коэффициента трения может привести к переходу момента на верхнем валке в генераторный режим.

3. По мере увеличения значения фактора формы разница в условиях контактного взаимодействия валков с металлом выравнивается, что при определенных условиях приводит к симметричному распределению момента прокатки. При этом уменьшение коэффициента трения способствует наступлению симметричного распределения при меньших значениях фактора формы.

Результаты работы могут быть использованы при совершенствовании технологических режимов и совершенствовании оборудования прокатки полос, а также при развитии методов теоретического исследования процесса прокатки полос.

### **Библиографический список**

1. Грудев А. П. *Теория прокатки* / А. П. Грудев. – М. : Металлургия, 1988. – 239 с.

2. Liu G. R. *The Finite Element Method: A Practical Course* / G. R. Liu, S. S. Quek. – 2003. – 348с.

**к.т.н. Боровик П.В.,**

**д.т.н. Луценко В.А.**

**(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, borovikpv@mail.ru)**

## **РЕШЕНИЕ ПРОБЛЕМЫ УЧЕТА МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ РЕЗКИ НА НОЖНИЦАХ**

*Розглянута можливість використання експериментальних даних процесу різки паралельними ножами з метою врахування механічних властивостей матеріалу що розрізають у гарячому стані. Дана оцінка можливих причин що впливають на якість результатів моделювання.*

**Ключові слова:** математичне моделювання, ножиці, крива течучості.

*Рассмотрена возможность использования экспериментальных данных процесса резки паралельными ножами с целью учета механических свойств материала разрезаемого в горячем состоянии. Дана оценка возможных причин оказывающих влияние на качество результатов моделирования.*

**Ключевые слова:** математическое моделирование, ножницы, кривая текучести.

На современном этапе благодаря росту возможностей вычислительной техники, успешно развиваются подходы теоретических исследований, базирующиеся на разработке численных математических моделей, в основу которых положены методы теории упругости и пластичности, а также вопросы механики разрушения. Таким образом, поскольку экспериментальные исследования процессов обработки давлением в промышленных условиях сопряжены с целым рядом финансовых и организационных проблем, целесообразным является смещение направления исследований в сторону теоретических, базирующихся на использовании возможностей современной вычислительной техники и способных в максимально полной степени отображать реальные физические процессы, протекающие в металле.

Среди известных методов математического моделирования процессов обработки давлением особого внимания заслуживает метод конечных элементов [1], который в настоящее время широко применяется для решения широкого круга разнообразных задач. В тоже время, мак-



симально полная степень отображения реального процесса в ходе моделирования методом конечных элементов может быть получена при соблюдении определенных условий.

Применительно к процессу резки металла на ножницах адекватность результатов моделирования может быть обеспечена при соблюдении следующих условий [2]:

- корректное описание условий контакта между инструментом и материалом;
- проведение дополнительных экспериментов для правильного выбора аппроксимирующей функции, учитывающей механические свойства материала;
- правильный выбор способа, учитывающего истощение материалом способности к деформированию и наступление начала разрушения;
- адекватный выбор формулировки метода конечных элементов, а также подхода при численной реализации.

Соблюдение этих условий при моделировании процесса резки на ножницах в горячем состоянии, представляется непростой задачей, поскольку диапазон рабочих температур 400...800°C [3] недостаточно исследован на предмет механических свойств разрезаемых сталей [4]. Кроме того, как указывается в работе [5] выбор аппроксимирующей функции может существенно влиять на качество получаемых результатов, поскольку при моделировании процесса резки степень пластической деформации может достигать значений в несколько единиц, а такие значения могут быть получены только путем экстраполяции. При этом для получения экспериментальных данных необходимо использовать специальное оборудование, которое является весьма дорогостоящим.

В качестве цели данной работы ставилась задача получить зависимость напряжения текучести от степени пластической деформации, позволяющая получать при моделировании адекватные результаты.

Для достижения данной цели было решено использовать результаты ранее проводившихся лабораторных исследований по влиянию технологических параметров процесса резания металла на ножницах с параллельным резом на величину удельной работы [3]. По результатам данных исследований были получены зависимости изменения истинного сопротивления срезу  $\tau_e$  в зависимости от глубины относительного внедрения ножей  $\varepsilon_n$  (рисунок 1).

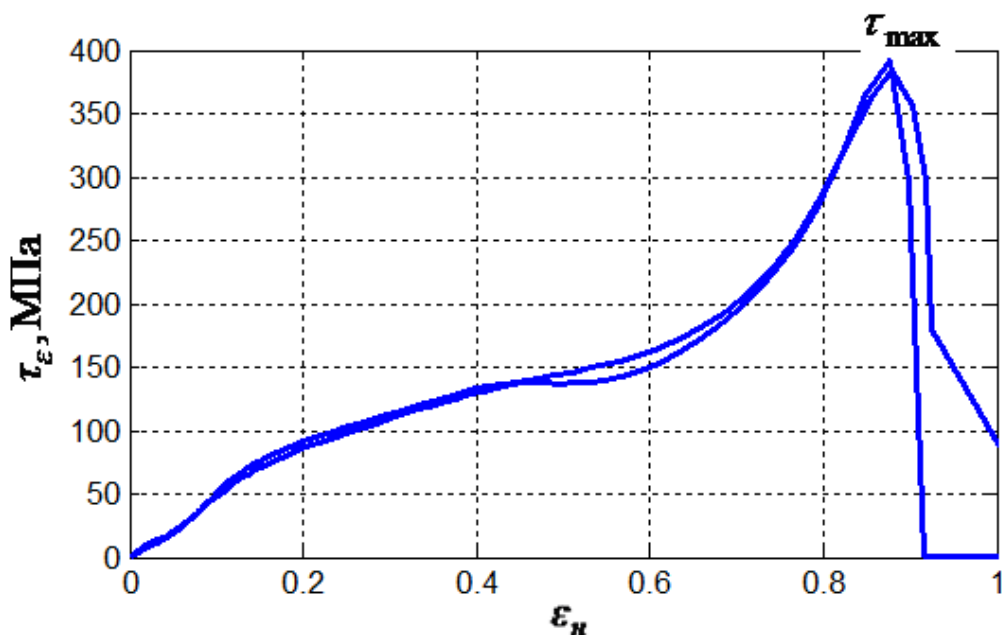


Рисунок 1 – Экспериментальные зависимости истинного сопротивления срезу  $\tau_\varepsilon$  в зависимости от глубины относительного внедрения ножей  $\varepsilon_n$  для стали А36 при температуре  $T = 650^\circ\text{C}$

Для расчета степени пластической деформации  $\varepsilon_p$  использовали соотношение:

$$\varepsilon_p = \ln \left[ \left( \frac{1}{1 - \varepsilon_n} \right)^{\frac{\tau_\varepsilon}{\tau_{\max}}} \right], \quad (1)$$

где  $\varepsilon_n$  – глубина относительного внедрения ножей;

$\tau_{\max}$  – максимальное значение истинного сопротивления срезу согласно эксперимента (рисунок 1).

В результате преобразования по выражению (1) кривые истинного сопротивления были преобразованы к виду, представленному на рисунке 2.

Полученные зависимости брали за основу при получении кривых текучести. В качестве аппроксимирующего уравнения использовали степенную функцию вида:

$$\sigma_s = \sigma_{s0} + b \bar{\varepsilon}_p^m, \quad (2)$$

где  $\sigma_s$  – эквивалентное напряжение текучести;  
 $\sigma_{s0}$  – начальное напряжение текучести при данной температуре;  
 $\bar{\varepsilon}_p$  – эквивалентная пластическая деформация;  
 $b$  и  $m$  – показатели упрочнения.

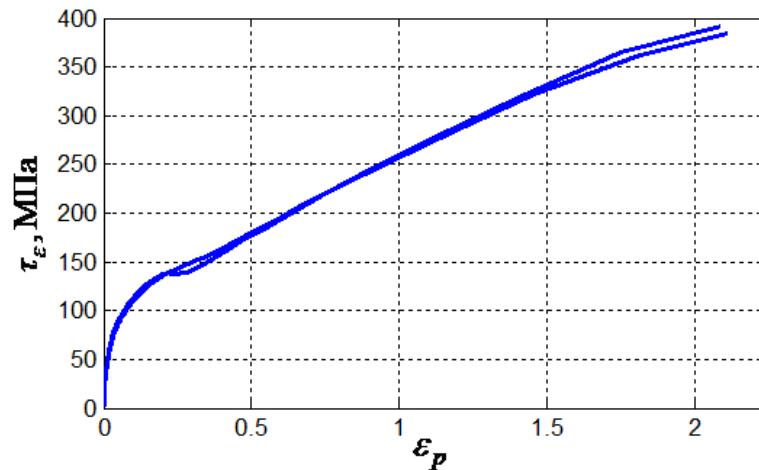


Рисунок 2 – Зависимости истинного сопротивления срезу  $\tau_\varepsilon$  от степени пластической деформации  $\varepsilon_p$  для стали A36 при температуре  $T = 650^\circ\text{C}$

На основе метода наименьших квадратов в результате итерационной процедуры определяли параметры  $\sigma_{s0}$ ,  $b$  и  $m$ . В качестве критерия сходимости использовали наибольшее совпадение аппроксимирующей зависимости с экспериментальными кривыми (рисунок 3).

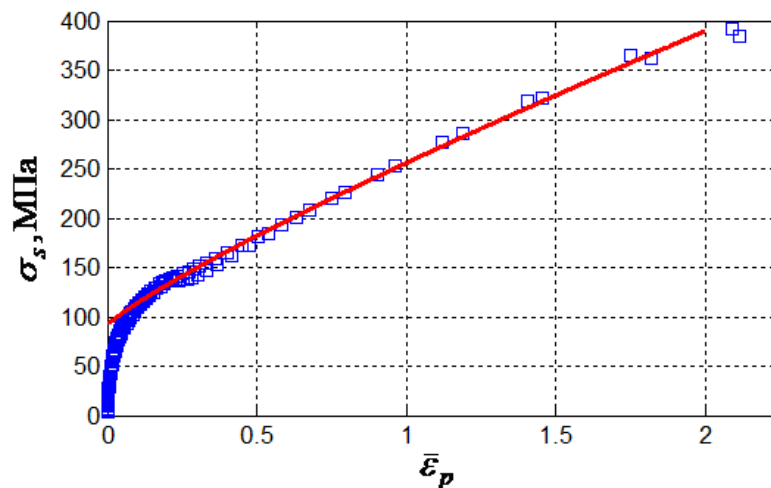


Рисунок 3 – Графическое представление аппроксимирующего уравнения (2) для стали A36 при температуре  $T = 650^\circ\text{C}$

Полученную зависимость использовали в конечно-элементной математической модели, описывающей плоскую задачу резки параллельными ножами. Модель (рисунок 4) включает три абсолютно жестких недеформируемых компонента – прижим, верхний и нижний ножи, а также деформируемый брус моделирующий лист и отрезаемую кромку.

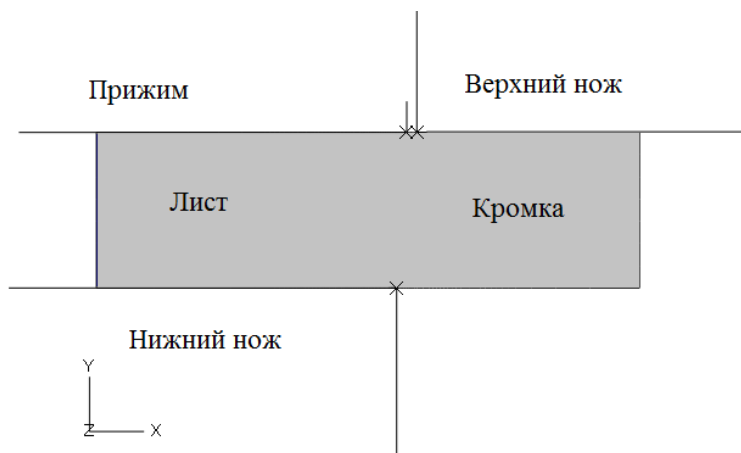


Рисунок 4 – Общий вид модели резки параллельными ножами

Сетка бруса состоит из изопараметрических четырехугольных линейных элементов с редуцированной схемой интегрирования, имеющих свойства сплошной деформируемой среды в условиях плоской деформации. В ходе математической реализации использовали процедуру адаптации сетки в формулировке Лагранжа-Эйлера [5]. Инструменты моделируются как аналитические недеформируемые поверхности.

Трение между контактными поверхностями моделирует закон трения Кулона. При этом коэффициент трения является величиной постоянной, характеризующей связь между контактным давлением и касательным (контактным) напряжением.

На левую свободную поверхность бруса наложено ограничение по его перемещению вдоль оси X. В процессе математической реализации нижнему ножу вместе с прижимом предписывается постоянная линейная скорость движения вверх, а верхнему ножу вниз.

Разрушение материала моделировали методом исключения элементов из расчета, после исчерпания ресурса пластичности в соответствии с диаграммой пластичности [5].

Исходными данными для расчета были приняты следующие:

Толщина разрезаемого листа – 10 мм, ширина отрезаемой кромки – 15 мм, номинальная температура процесса –  $650^{\circ}\text{C}$ , скорость резки – 40 мм/с.

В результате математической реализации процесса резки параллельными ножами была получена форма профиля листа в прикромоч-

ной зоне после резки (рисунок 5 б). Можно видеть, что форма свободной поверхности (верх листа) хорошо согласуется с формой реальной заготовки (рисунок 5 а), порезанной при аналогичных условиях. Данный факт подтверждает адекватность полученной кривой пластического течения, поскольку формообразование данной поверхности происходит на этапе пластической деформации очага резки, т.е. до начала разрушения.

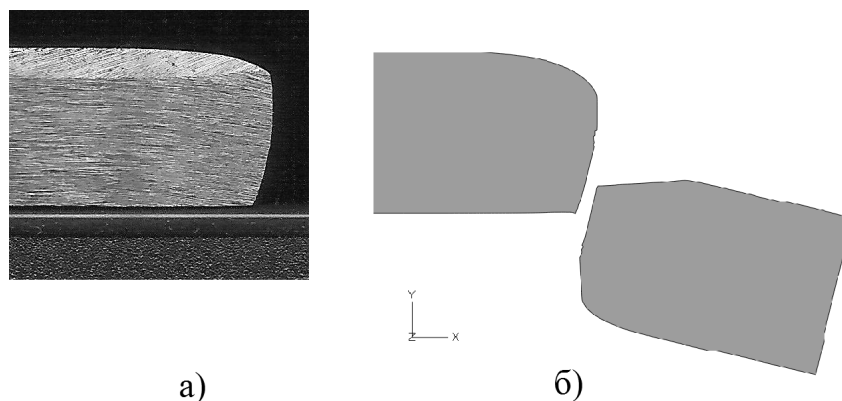


Рисунок 5 – Форма профиля заготовки после резки параллельными ножами (а) и по результатам моделирования (б)

В то же время, как можно видеть из полученных зависимостей силы резания от относительного внедрения (рисунок 6) экспериментальные данные и результаты моделирования вполне удовлетворительно согласуются на стадии пластической деформации ( $\varepsilon_n < 0,3$ ), что также подтверждает адекватность полученной кривой пластического течения.

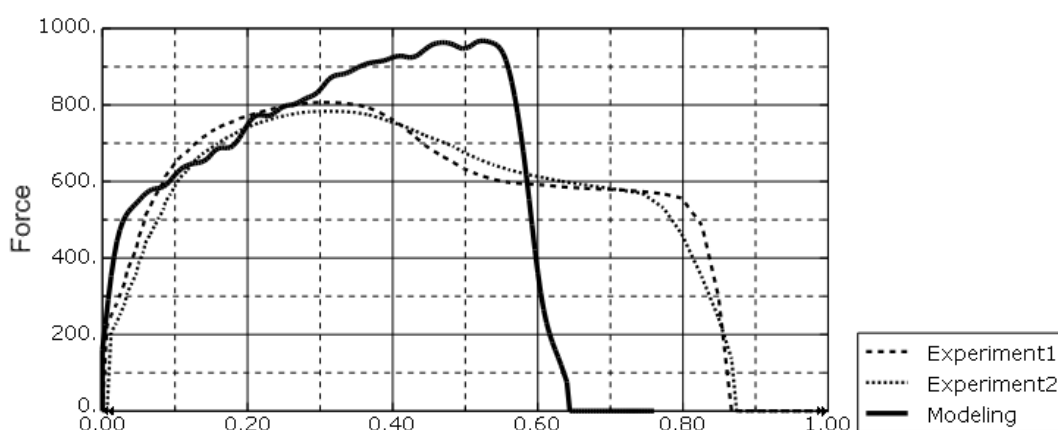


Рисунок 6 – Зависимости изменения силы резания от относительного внедрения по результатам экспериментов и моделирования

Различие в полученных зависимостях, объясняется тем, что в качестве диаграммы пластичности, согласно которой моделируется про-

цесс разрушения, была взята диаграмма для стали близкой по химическому составу (09Г2С), поскольку найти такие данные для марки А36 при температуре резки не представляется возможным.

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

- для учета механических свойств материала в ходе математического моделирования процесса горячей резки на ножницах, при отсутствии справочных данных, можно получить кривую пластического течения на базе экспериментальных данных процесса;

- предложенный подход позволяет с достаточно высокой степенью адекватности моделировать стадию пластической деформации в очаге резки;

- отсутствие достоверных данных по использованию ресурса пластичности (диаграммы пластичности) может вносить в модель существенную погрешность даже в случае использования диаграмм пластичности для сталей марок близких по химическому составу.

Результаты данной работы могут быть использованы при развитии математического моделирования процессов обработки давлением, которые сопровождаются разделительными операциями.

В перспективе намечены комплексные исследования, направленные на обеспечение более достоверной исходной информации для математического моделирования процесса резки на ножницах в горячем состоянии.

### **Библиографический список**

1. Liu G. R. *The Finite Element Method: A Practical Course* / G. R. Liu, S. S. Quek. – 2003. – 348с.

2. Боровик П. В. Развитие методов численного моделирования процессов резки металла на дисковых ножницах / П. В. Боровик / Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск, 2006. – № 22. – С. 166-172.

3. Боровик П. В. Совершенствование технологии и оборудования процесса продольной резки толстых горячекатаных листов на дисковых ножницах : дис. на соискание учен. степени канд. техн. наук: 05.03.05 / Боровик Павел Владимирович. – Краматорск, 2008. – 225 с.

4. Полухин П. И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов / П. И. Полухин, Г. Я. Гун, А. М. Галкин. – М. : Металлургия, 1976. – 488 с.

5. Wisselink H. H. *Title: Analysis of Guillotining and Slitting, Finite Element Simulations. Ph.D-Thesis* / H. H. Wisselink. – Twente, The Netherlands, 2000.

*к.т.н. Мушегян В.О.  
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона  
НАН Украины, г. Киев, Украина)*

## **ПОЛУЧЕНИЕ СЛИТКОВ МОЛИБДЕНА МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОЙ ПЛАВКИ С ПРОМЕЖУТОЧНОЙ ЕМКОСТЬЮ**

*Проведено дослідні плавки злитків молибдену в електронно-променевій печі із проміжною ємністю. Методом математичного моделювання процесу формування злитка визначений оптимальний технологічний режим переплаву. Досліджено структуру та хімічний склад злитків.*

**Ключові слова:** *молибден, електронно-променева плавка, проміжна ємність, математичне моделювання, швидкість охолодження, злиток, макроструктура, хімічний склад.*

*Проведены опытные плавки слитков молибдена в электронно-лучевой печи с промежуточной емкостью. Методом математического моделирования процесса формирования слитка определен оптимальный технологический режим переплава. Исследованы структура и химический состав слитков.*

**Ключевые слова:** *молибден, электронно-лучевая плавка, промежуточная емкость, математическое моделирование, скорость охлаждения, слиток, макроструктура, химический состав.*

В последние десятилетия специалисты в области жаропрочных материалов уделяют повышенное внимание тугоплавким металлам – Nb, Ta, W, Mo как основе нового класса жаропрочных сплавов. Особый интерес представляет молибден. Температура плавления молибдена равна  $2610^{\circ}\text{C}$ , т. е. приблизительно на  $1000^{\circ}\text{C}$  выше точек плавления обычных высокотемпературных сплавов. Только вольфрам и тантал превосходят молибден по тугоплавкости. Модуль упругости молибдена при комнатной температуре равен около  $0,32 \cdot 10^6$  МПа. Это — одно из самых высоких значений модуля для промышленных сплавов. С ростом температуры модуль изменяется незначительно. Так, при  $870^{\circ}\text{C}$  он все еще приблизительно на  $1/3$  выше модуля упругости стали при комнатной температуре. Указанные выше параметры позволяют рассматривать молибден в качестве перспективных мате-

риалов, прежде всего для элементов промышленных печей, электронных пушек, реактивных двигателей [1].

В настоящее время акцент постепенно переносится с изучения возможных областей применения и повышения служебных характеристик сплавов Мо на экономические и технологические аспекты их промышленного производства. Разработаны различные технологические схемы получения слитков молибдена – как методом спекания из порошка (металлокерамика), так и процессы получения более чистого по примесям молибдена. Это традиционная для тугоплавких металлов вакуумно-дуговая плавка (ВДП) [2]. Вакуумно-дуговой переплав в разряженной атмосфере инертного газа обладает ограниченными возможностями по очистке исходного молибденового сырья от вредных примесей и газов и требует высокой чистоты от шихтовых материалов. Ведутся исследования по получению сплавов молибдена методом электронно-лучевой плавки (ЭЛП), которая использует поверхностный источник нагрева – электронный луч. При этом возникает проблема хладноломкости слитков молибдена, обусловленная в первую очередь крупными кристаллитами, характерными для слитков ЭЛП [3].

Задача данной работы состояла в том, чтобы, основываясь на положительном опыте, накопленном в ИЭС им. Е.О. Патона в области выплавки слитков тугоплавких металлов [4], изучить возможность получения слитков молибдена заданного химического состава и с благоприятной структурой методом электронно-лучевой плавки с промежуточной ёмкостью (ЭЛПЕ).

Были проведены экспериментальные плавки восстановленного молибденового концентрата производства ОАО «Чистое железо» (Ереван, Армения) в виде брикетов. Химический состав исходного сырья приведен в таблице 1. Брикеты представляют собой цилиндры диаметром 40 и длиной 45-50 мм, средней массой 0,8 кг из восстановленного водородом молибденового порошка.

Таблица 1 – Химический состав слитков Мо ЭЛПЕ и исходного сырья

Продукция	Содержание элементов, масс.%					
	C	S	Fe	Cu	O	N
Молибден металлический в виде спеченных брикетов	0,005	0,001	0,2	0,01	0,2	0,03
Слитки ЭЛПЕ Ø 70 и 100 мм	0,002	<0,001	0,007	<0,001	0,0005	0,002



Использовано преимущество электронно-лучевого переплава молибдена перед ВДП – переплавлять металл в любом виде (брикеты, порошок стружка), тогда как при дуговой плавке необходимо приготовление расходного электрода.

Плавки проводили на установке МВ-1 [5]. Брикет из восстановленного молибденового порошка загружался в нерасходуемый короб, после чего установку вакуумировали до уровня остаточного давления  $5 \cdot 10^{-2}$  Па. Используя программируемые схемы разверток и сканирования электронных лучей исходные брикеты прогревали на краю промежуточной емкости, в результате чего происходило интенсивное газовыделение и брикеты становились пористыми. Продолжая увеличивать интенсивность нагрева (повышением мощности до 100 кВт), плавно переходили к плавлению брикетов и заполнению объема промежуточной емкости. По мере накопления металла в промежуточной емкости производили порционный слив расплава в медный водоохлаждаемый цилиндрический кристаллизатор.

Для исключения возникновения в процессе кристаллизации слитка структурной неоднородности и крупного зерна необходимо равномерное распределение температуры по поверхности жидкой ванны в кристаллизаторе [6]. С другой стороны, для получения гладкой поверхности слитка необходимо локальное повышение удельной мощности нагрева в периферийной части слитка [7]. Поэтому для выбора оптимальных параметров плавки молибдена были проведены расчёты в рамках математической модели процессов переноса тепла в слитке при ЭЛПЕ [8].

Моделировали режим, при котором поверхность слитка обогревается двумя электронными лучами: нагрев первым лучом ( $W_1$ ) равномерно распределён по центральной части слитка, второй луч ( $W_2$ ) обогревает поверхность слитка вблизи стенок кристаллизатора. В результате моделирования были определены параметры режима плавки (таблица 2), при соблюдении которых обеспечивается равномерная температура на поверхности центральной части жидкой ванны, а в периферийной области достигается минимальный перегрев  $\sim 50$  К. При этом создаются одинаковые (по радиусу) условия кристаллизации расплава молибдена. В формируемом слитке были рассчитаны также изменяющиеся во времени температурные поля, что позволило определить скорость охлаждения расплава при кристаллизации. В указанных условиях скорость охлаждения составила 1-3 К/с.

Выплавку слитков осуществляли в соответствии с рассчитанными мощностями и конфигурацией нагрева его торца в кристаллизаторе. Электронным лучом, с помощью круговой развертки по свободной по-

верхности формируемого слитка в кристаллизаторе, поддерживали наличие постоянной жидкой ванны глубиной до 6 мм.

Таблица 2 – Параметры плавки слитка Мо Ø 100 мм

Общая мощность ЭЛ нагрева	183 кВт
Мощность в кристаллизаторе	32 кВт ( $W_1=12$ кВт, $W_2=20$ кВт)
Скорость плавки	57 кг/ч
Удельный расход электроэнергии (без учета вакуумной системы)	3,21 кВт·ч/кг

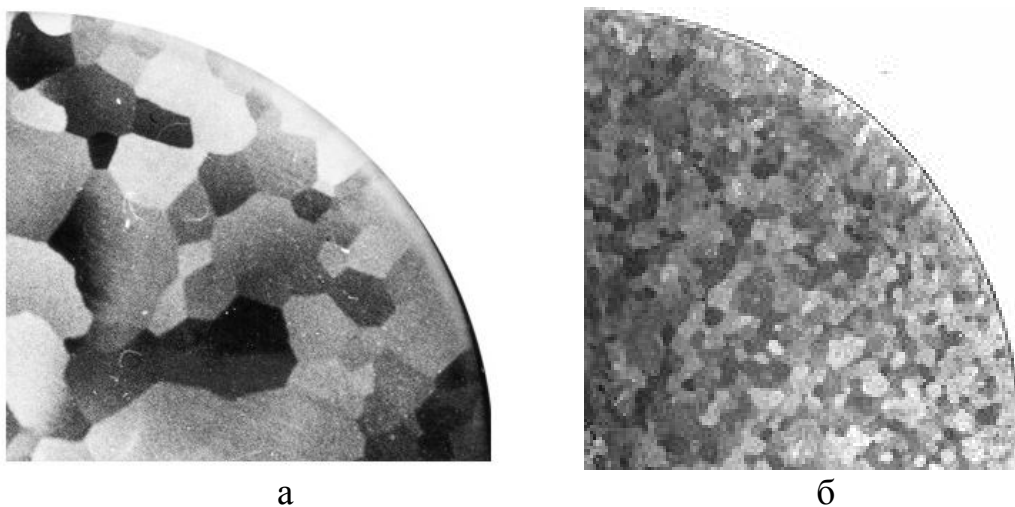
При этом программируемым сканированием лучей добивались увеличения интенсивности обогрева у стенок кристаллизатора по сравнению с центральной зоной для минимизации поверхностных дефектов при формировании слитка. После окончания плавки слиток оставался в условиях вакуума до полного остывания.

В результате плавки были получены слитки молибдена ЭЛПЕ диаметром 100 мм (рисунок 1). Поверхность слитков – гладкая, без разрывов и трещин, с небольшими гофрами.



Рисунок 1 – Слиток Мо ЭЛПЕ Ø100 мм

В отличие от слитков прямого электронно-лучевого переплава макроструктура слитков ЭЛПЕ, полученных в оптимизированном режиме характеризуется однородностью и относительно мелким зерном (рисунок 2).



а – прямой переплав, б – плавка с промежуточной емкостью

Рисунок 2 – Макроструктура слитков молибдена Ø100 мм  
электронно-лучевой плавки (1/4 поперечного сечения)

Химический анализ слитков показал, что в результате электронно-лучевого переплава брикетов молибдена с использованием промежуточной емкости полученный слиток очищается от подавляющего большинства примесей, в частности примесей O, N, Fe, Cu, C, S (см. таблицу 1). Измерением механических свойств металла слитков установлено, что твердость литого молибдена ЭЛПЕ HV 140-155 кг/мм<sup>2</sup> намного ниже, чем молибдена полученного после вакуумно-дугового переплава HV 176-180 кг/мм<sup>2</sup>, что свидетельствует о повышении пластических свойств металла за счет очистки от примесей и уменьшения величины зерна.

Метод моделирования тепловых процессов при ЭЛПЕ с учетом физико-химических особенностей молибдена позволил рассчитать технологические параметры процесса плавки, обеспечившие получение слитков Мо заданной чистоты и кристаллического строения. Результаты проведенных исследований свидетельствуют о перспективности использования метода ЭЛПЕ для получения слитков молибденовых сплавов.

Дальнейшие исследования будут направлены на повышение технико-экономических параметров электронно-лучевой плавки молибдена с использованием промежуточной емкости и улучшение качества получаемого слитка.

### **Библиографический список**

1. Geoffrey E. Spriggs *A history of fine grained hardmetal* / E. Geoffrey // *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. - Volume 13, Issue 5, 1995. - pp. 241-255.
2. Тиммонс Дж. А. Дуговая плавка молибдена / Тиммонс Дж. А., Ийнлинг Р. Дж.; под ред. А.К. Натансона. – М.: Издательство иностранной литературы, 1962. – С. 28-42.
3. Савицкий Е.М. Металловедение сплавов тугоплавких и редких металлов / Е.М. Савицкий, Г.С.Бурханов. – М.: Наука, 1971. – 356 с.
4. Электронно-лучевая плавка / [Патон Б.Е., Тригуб Н.П., Козлитин Д.А. и др.] – К.: Наукова думка, 1997. – 265 с.
5. Мушегян В.О. Электронно-лучевая установка для плавки молибдена / В.О. Мушегян // *Специальная электрометаллургия*. – 2010. – № 1. – С. 44-47.
6. Тригуб Н.П. Оптимизация выплавки слитков сталей и сплавов в электронно-лучевой установке с промежуточной емкостью / Н.П. Тригуб, С.В. Ахонин // *Пробл. спец. электрометаллургии*. – 1996. – № 2. – С. 12-17.
7. Электронно-лучевая плавка крупных слитков сложнолегированных сплавов с мелкозернистой структурой / Д.А. Козлитин, Н.П. Тригуб, С.В. Ахонин [и др.] // *Проблемы спец. электрометаллургии*. – 1994. – № 3-4. – С. 42-47.
8. Жук Г.В., Математическое моделирование процессов кристаллизации титанового сплава Ti-6Al-4V при ЭЛПЕ / Г.В. Жук, Л.В. Ахонина, Н.П. Тригуб // *Пробл. спец. электрометаллургии*. – 1998. – № 2. – С. 1-25.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А**

*к.т.н. Огинский И. К.  
(Национальная металлургическая академия Украины, Днепр-  
петровск, Украина, oginskyu@googlemail.com)*

## **РАБОТА И МОМЕНТЫ ПРИ ПРОКАТКЕ В НЕСИММЕТРИЧНЫХ КАЛИБРАХ**

*Выполнен анализ существующих подходов к определению энергосиловых параметров при сортовой прокатке, дано обоснование целесообразности развития методов на основе смещенного объема. Предложен метод определения работы и момента при прокатке в несимметричных калибрах, в основе предлагаемых подходов лежит уточнение параметров объемного течения металла, использование принципа минимума расхода энергии. Предложен метод прямого определения момента прокатки на основе единичного объема. Использование названных подходов и принципов позволяет исключить участие в методах расчета работы и моментов трудноопределимых вспомогательных параметров прокатки (коэффициента трения, опережения и нейтрального угла).*

**Ключевые слова:** прокатка, работа, момент, калибр, параметр, смещенный объем.

*Виконано аналіз існуючих підходів до визначення енергосилових параметрів при сортовій прокатці, надано обґрунтування доцільності розвитку методів на основі зміщеного об'єму. Запропоновано метод визначення та моменту при прокатці в несиметричних калібрах, в основі запропонованих підходів є уточнення параметрів об'ємної течії металу, використання принципу мінімуму розходу енергії. Запропоновано метод прямого визначення моменту прокатки на основі одиничного об'єму. Використання даних підходів та принципів дозволяє виключити додаткові параметри прокатки, визначення яких викликає труднощі, (коефіцієнт тертя, випередження та нейтральний кут) в методах розрахунку роботи та моментів.*

**Ключові слова:** прокатка, робота, момент, калібр, параметр, зміщений об'єм.

Характер распределения моментов между валками при прокатке в несимметричных калибрах всегда вызывал большой практический и научный интерес. Неравномерное распределение нагрузок между валками и элементами главной линии стана ухудшает условия их работы вслед-

ствие появления дополнительных динамических нагрузок, вызывает опасность создания аварийных ситуаций. Причиной возможной поломки валков становится чрезмерная перегрузка одного из них, в то время как суммарный момент (момент прокатки) может не превышать допустимого. Несимметричные случаи прокатки в практике встречаются достаточно часто и они являются объектом многих исследований, но теоретические решения созданы лишь для простых случаев прокатки [1 и др.]. Решения технологических задач, связанных с прокаткой в несимметричных калибрах, основываются большей частью на практических рекомендациях, теоретические положения продолжают оставаться недостаточно раскрытыми, в частности, не созданы методы определения суммарного момента (момента прокатки).

Существующие методы определения энергосиловых параметров при прокатке по своим физическим подходам могут быть представлены двумя группами. Первыми возникли методы, в основе которых объемные характеристики очага деформации, создателем методов первой группы является Финк, который ввел понятие смещенный объем при прокатке. В основе методов первой группы, наряду со смещенным объемом, лежат другие признаки объемного течения металла, выраженные в виде коэффициентов и не имеющие характерных названий. В основе методов второй группы лежит контактное взаимодействие металла с валками и в определении энергосиловых параметров методами второй группы участвуют: контактные напряжения; коэффициент внешнего трения; величины, характеризующие взаимное перемещение металла и валков – опережение, скольжение и нейтральный угол. Определение каждого параметра всегда связано с погрешностями, в итоге, необходимая точность расчетов становится недостижимой. Методы второй группы получили большее развитие и распространение, не смотря на то, что они ставятся в зависимость от большого числа факторов, которые в свою очередь, являются трудноопределимыми и не всегда однозначными. В методах второй группы не всегда достаточно корректно отражена физическая сущность выше упомянутых характеристик. Коэффициент внешнего трения при прокатке не имеет однозначного физического смысла [2, 3] по причине того, что на контакте существуют два вида внешнего трения – покоя и скольжения (зоны скольжения и прилипания). Нейтральный угол, будучи одним из признаков методов первой группы, является также недостаточно однозначной величиной, поскольку его проявление ставят в зависимость от опережения при прокатке, которое, как принято считать, зависит от условий контактного взаимодействия [4; 5 и др.]. Отсутствует единство мнений о механизме образования опережения и его взаимосвязи с другими параметрами [6; 7], что ставит под сомнение достаточно полную физическую корректность ме-

тодов первой группы. К методам первой группы можно отнести и энергетические методы [8], поскольку в них энергосиловые параметры также ставятся в зависимость от контактного взаимодействия, в частности, от нейтрального угла. Трение при прокатке является основным и одновременно малоизученным фактором. Существуют различные точки зрения на природу внешнего трения при прокатке, по-разному воспринимается применимость законов и моделей трения [9-15]. Единство мнений по вопросам контактного взаимодействия не достигнуто, обсуждение порой носит острый дискуссионный характер [11-14]. Приведенные признаки состояния теории пластического трения [9-15], спорность положений в части природы опережения [5; 6; 15] свидетельствуют о том, что точность определения энергосиловых параметров методами второй группы не может быть достаточно высокой, в частности, возникают затруднения при определении момента прокатки и работы через силу внешнего трения и нейтральный угол. Еще в большей степени проблемной становится задача определения работы и момента для случаев прокатки в калибрах, уже по той причине, что в очаге деформации, ограниченном сложными пространственными поверхностями, не могут быть использованы такие понятия как опережение и нейтральный угол, поскольку применительно к калибру они утрачивают свою определенность и однозначность.

Целью настоящей работы является анализ существующих подходов к определению энергосиловых параметров и развитие методов их определения, создание метода определения работы и момента при прокатке в калибрах; целью является также анализ и уточнение подходов к определению параметров прокатки, влияющих на характер распределения моментов на валки, разработка теоретического метода определения отношения моментов на валках при прокатке в несимметричных калибрах. В основе предлагаемых подходов лежит уточнение признаков объемного течения металла, использование принципа минимума расхода энергии. На основе развития и уточнения названных подходов и признаков становится возможным исключить прямое участие в методах расчета работы и моментов трудноопределимых вспомогательных параметров прокатки (коэффициента трения, опережения и нейтрального угла) и тем самым приблизиться к необходимой точности решения прикладных задач.

Методы первой группы отличаются подходами к определению смещенного объема. Формула Финка имеет следующий вид:

$$A = p V \ln \frac{h_0}{h_1}. \quad (1)$$

Формула (1) предназначена только для случаев прокатки на гладкой бочки без уширения. Предпринимались попытки расширить подход Финка, Тафель в одной из своих работ придает формуле (1) следующий вид:

$$A = p V \ln \lambda . \quad (2)$$

В таком виде выражение (2) становится известным под именем формулы Киссельбаха-Гульста, считается, что оно учитывает уширение. Прейслером была предпринята попытка учесть работу сложного формоизменения, в результате получено выражение, имеющее вид:

$$A = p V \ln \frac{h_l b_l l_l}{V} . \quad (3)$$

Приведенные выражения включают отношение линейных размеров и не содержат какие-либо параметры, характеризующие объемное течение металла. Все полученные другими авторами (в установлении объемных признаков течения металла принимали участие Вейс, Кирхберг, Герман, Зибель, Грасгоф, Кодрон, Пупе, Виноградов, Гавриленко, Верещагин, Лисс, Петров и другие) зависимости являются упрощенными и также не отражают какой-либо картины объемных перемещений металла, исследователям не удалось выявить смещенный объем среди других объемных признаков очага деформации. Смещенный объем, будучи составляющей энергетической характеристики процесса прокатки (работы прокатки), должен иметь, своего рода, «энергетическое наполнение», он должен ставиться в прямое соответствие величине затраченной работе. Задача состоит в том, чтобы из возможных объемных перемещений в очаге деформации выявить то, которое в наибольшей степени отвечает затраченной работе.

Физические основы смещенного объема и его характерные признаки с достаточной определенностью проявляются при прокатке на гладкой бочке, задача определения названного объема выходит за рамки настоящей работы и, кроме того, применимость метода в прямом виде (с признаками прокатки на гладкой бочке) для стоящей задачи ограничена. Рассмотрим в качестве примера прокатку прямоугольной полосы в разрезном открытом калибре, который по совокупности представляет собой практически все достаточно характерные признаки рассматриваемого процесса. На первом этапе ограничимся рассмотрением прокатки без уширения.

Выделим наиболее характерные объемные признаки очага деформации, среди которых могут быть те, которые в наибольшей степени



соответствуют представлениям о смещенном объеме как энергетической составляющей работы. Выявление характерных объемов и связанных с ними других параметров должно базироваться на физически обоснованном определении положения раската в калибре. Проблема прогнозирования положения раската в калибре при несимметричной прокатке возникла у исследователей, начиная с периода освоения первых фасонных профилей, в настоящее время она не утратила своей остроты. Созданные подходы не содержат в своей основе каких-либо достаточно глубоких физических предпосылок, поскольку базируются на геометрических взаимосвязях. Положение раската в калибре должно подчиняться законам механики, в которых отображается равновесие системы валки-металл в вертикальном направлении и выполнение энергетического принципа минимума работы. На рисунке 1 показаны области  $V_{OC1}$  и  $V_{OC2}$ , которые могут быть представлены как объемы, отделенные от основного металла в результате его осадки валками. Если бы речь шла о процессе осадки в чистом виде, то сумму названных объемов можно было назвать смещенным объемом в вертикальном направлении (которое является одним из главных), поскольку в теории ОМД принято считать [16]; «Смещенный объем – это прибавленный или удаленный в процессе деформирования объем в одном из главных направлений». Механизм процесса прокатки является более сложным, поскольку включает характерные признаки осадки, волочения и свои собственные и выделить смещенные объемы по главным направлениям не представляется возможным. Нельзя с уверенностью сказать какая часть объема, находящегося в очаге деформации, за определенный период времени (например, за время поворота валка на угол  $\alpha$ ) сместится в вертикальном направлении, в продольном и поперечном направлениях и, наконец, какой объем останется в границах очага деформации. Теория прокатки в настоящее время не располагает подобными сведениями. Если исходить из условия, что система валки-металл является самоуравновешивающейся и смещенный объем является количественной мерой затраченной работы, то металл, условно осаженный со стороны обеих валков в вертикальном направлении (при определенном конечном перемещении), должен занимать минимальный суммарный объем:

$$V_{OC} = \min(V_{OC1} + V_{OC2}). \quad (4)$$

Условие (4) соответствует принципу минимума работы.

Объем  $V_{OC}$  является вспомогательным параметром, собственно смещенный объем (как объемная составляющая энергозатрат) проявляется в перемещениях основного направления металла.

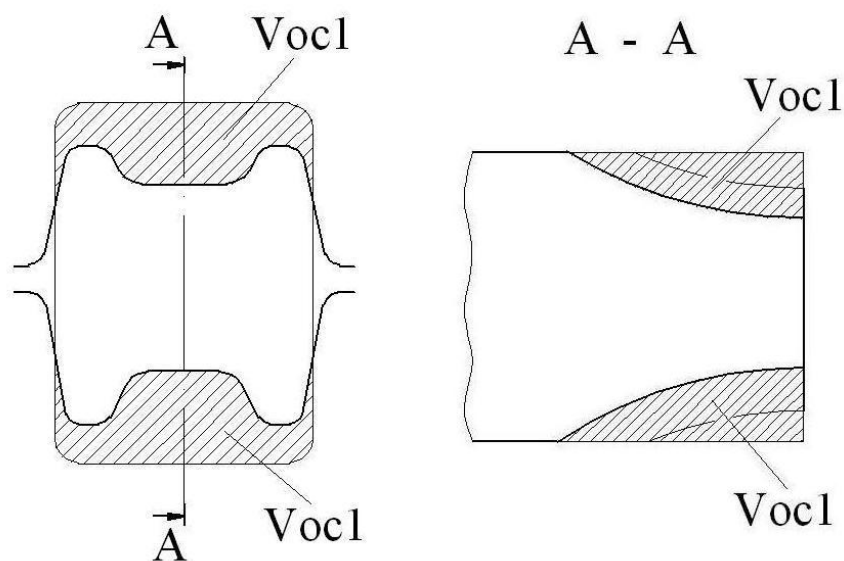


Рисунок 1 – Разрезной калибр и задаваемый раскат

Основным направлением движения металла является такое, где он движется по траекториям, близким к направлению действующего внешнего усилия – силы момента прокатки. Поскольку валки имеют только возможность вращения и неподвижны в поперечном направлении, а вертикальные перемещения металла являются составляющими главного потока, то объем  $V_{OC}$  может быть охарактеризован как условно осаженный объем.

Работу определим на основе подхода Финка, вводится понятие единичная работа  $A_e$  – работа, совершаемая за время поворота валка на угол  $\alpha$ :

$$A_e = V_c \sigma_{TC}, \quad (5)$$

$V_c$  – единичный смещенный объем – объем, смещенный при повороте валка на угол  $\alpha_{np}$ ;

$\sigma_{TC}$  – среднее по объему напряжение текучести.

Физический очаг деформации представляет собой весьма сложную картину его границы во входной части не могут быть обозначены, как это принято при простых случаях прокатки, углом контакта  $\alpha$  и необходимым становится введение допущений. Положение входной границы может быть выражено через приведенный угол контакта  $\alpha_{np}$ , который определяется из выражения:

$$\alpha_{np} = \arcsin \frac{2V_{oc}}{\Delta F} \frac{l}{R_k}. \quad (6)$$

В свою очередь входящие в выражение (6) параметры имеют следующие значения:

$$\frac{2V_{oc}}{\Delta F} = l_{np}, \quad (7)$$

$$\Delta F = F_0 - F_1, \quad (8)$$

$l_{np}$  - приведенная длина очага деформации;

$F_0$  и  $F_1$  - площади поперечного сечения раската до прокатки и после, соответственно;

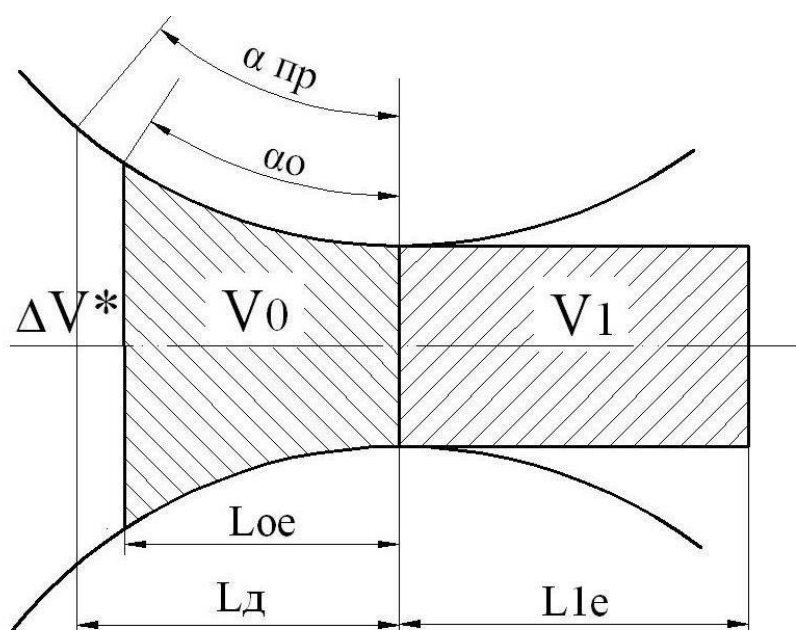
$R_k$  - катающий радиус (радиус, при котором окружная скорость валков равна скорости раската после его прокатки).

На основе выражения (6) и входящих в него параметров становится возможным рассмотрение объемных признаков очага деформации, используя элементы простого случая прокатки представленного на рисунке 2. Исходным является единичный объем  $V_e$ , он заключен между рабочими поверхностями валков и границами входа металла в валки и выхода из них. Граница на выходе лежит в плоскости осей валков, на входе условной границей очага деформации является плоскость, соответствующая углу  $\alpha_{np}$ . Единичный объем можно представить в виде двух характерных объемов (частей) – за время поворота валка на угол  $\alpha_{np}$  часть металла  $V_1$  выходит за пределы плоскости валков, а вторая  $\Delta V$  остается в очаге деформации в его выходной области. Указанный факт был выявлен на основе анализа картины объемных перемещений металла в очаге деформации и подтвержден экспериментально. Названное обстоятельство не привлекало внимание исследователей, вместе с тем, оно является весьма существенным и одним из элементов в построении картины смещенного объема. Объем  $V_1$  определяется следующим образом:

$$V_1 = R_k \alpha_{np} F_1, \quad (9)$$

где

$$R_k \alpha_{np} = l_{np}. \quad (10)$$



$\Delta V^*$  – объем, равный по величине остаточному объему  $\Delta V$  ;  
 $V_1$  – объем, вышедший из очага деформации за период поворота валка на угол  $\alpha$  ;  
 $V_0$  – объем, которому предстоит выйти из очага деформации после поворота валка на угол  $\alpha(V_0 - V_1)$  .

Рисунок 2 – Объемные признаки очага деформации

Вводится вспомогательный объемный параметр  $V_0$ , это объем, которому предстоит выйти из очага деформации за период поворота валка на угол  $\alpha_{пр}$ , численно он равен объему  $V_1$ :

$$V_0 = V_1. \quad (11)$$

Единичный смещенный объем  $V_c$  формируется в пределах  $V_0$ , который включает два типа характерных объемов представленных на рисунке 3: примыкающие к валкам  $V_c^*$ , и, находящийся между ними, длиной равной  $l_{le}$ . Объемы  $V_c^*$  при повороте валка на угол  $\alpha$  перемещаются и приобретают форму объема  $V_1$ . Объемы  $V_c^*$  в сумме представляют собой единичный смещенный объем  $V_c$ :

$$V_c = V_0 - F_l R_K \sin \alpha_0. \quad (12)$$

Величины  $V_0$  и  $\alpha_0$  находятся из геометрических взаимосвязей в соответствии с рисунком 3. Соответственно выражение для определения единичной работы примет вид:

$$A_e = F_l (R_K \arcsin \frac{2V_{OC}}{\Delta F R_K} - R_K \sin \alpha_o) \sigma_{TC}. \quad (13)$$

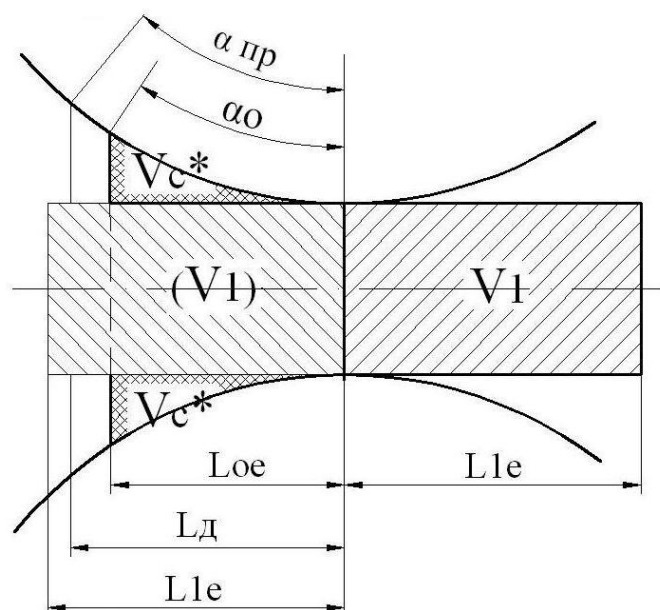


Рисунок 3 – Составляющие смещенного объема

Катающий радиус  $R_K$  обычно определяют из геометрических соотношений [17]. Для более точного определения  $R_K$  можно рекомендовать метод, который заключается в следующем. При прокатке замеряется угол поворота вала  $\varphi$  и расстояние  $l_\varphi$ , которое проходит передний конец раската, за этот же период времени. Катающий радиус определяется из соотношения:

$$R_K = l_\varphi / \varphi. \quad (14)$$

Момент прокатки определяется на основе единичной работы:

$$M = A_e / \alpha_{np}. \quad (15)$$

Распределение моментов между валами является сложной многофакторной задачей, правильность ее решения во многом предопреде-

лена нахождением положения раската в калибре. Анализ результатов экспериментальных исследований, выполненных автором [18] для случая прокатки двутавровой балки в закрытых балочных калибрах, позволяет рекомендовать для определения характера распределения моментов между валками следующую зависимость:

$$\frac{M_1}{M_2} = \frac{F_{\kappa 1}}{F_{\kappa 2}}, \quad (16)$$

где  $F_{\kappa 1}$  и  $F_{\kappa 2}$  – площади контактных поверхности каждого из валков.

Прокатка, проведенная авторами [18], была промоделирована в тех же условиях на основе вышеизложенных положений. Фрагменты промежуточных результатов расчета приведены на рисунке 4. Результаты расчетов и экспериментов приведены в таблице 1, сравнение показывает достаточно высокую их сходимость.

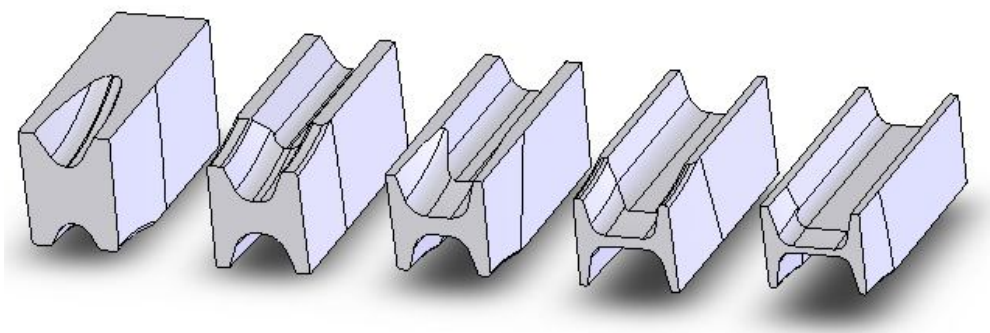


Рисунок 4 – К расчету отношения  $M_1 / M_2$  в работе [18]

Таблица 1 – Сравнение результатов расчета  $M_1/M_2$  для прокатки двутавровой балки с экспериментальными данными ( $M_{закр}$  – момент на валке, несущем закрытый ручей;  $M_{пр}$  – момент прокатки)

№ калибра	тип калибра	$M_{закр} / M_{пр}$		Относительная погрешность, %
		расчет	эксперимент	
1	разрезной закрытый	0,824	0,833	– 1,1
2	закрытый	0,774	0,842	– 8,1
3	закрытый	0,736	0,878	– 16,2
4	закрытый	0,723	0,872	– 17,1
5	закрытый	0,784	0,933	– 16,0

Выражение (15) является приближенным, более строгий учет факторов должен включать, по меньшей мере, напряжения на контакте каждого из валков:

$$\frac{M_1}{M_2} = \frac{p_{c1}}{p_{c2}} \frac{F_{\kappa 1}}{F_{\kappa 2}}, \quad (17)$$

где  $p_{c1}$  и  $p_{c2}$  – средние давления на контакте каждого из валков.

**Выводы.** В работе выполнен анализ существующих подходов к определению энергосиловых параметров при сортовой прокатке, дано обоснование целесообразности развития методов на основе смещенного объема. Предложен метод определения работы и момента при прокатке в несимметричных калибрах, в основе предлагаемых подходов лежит уточнение параметров объемного течения металла, использование принципа минимума расхода энергии. Предложен метод прямого определения момента прокатки на основе единичного объема. Использование названных подходов и принципов позволяет исключить участие в методах расчета работы и моментов трудноопределимых вспомогательных параметров прокатки (коэффициента трения, опережения и нейтрального угла) и тем самым повысить точность решения прикладных задач.

### Библиографический список

1. Николаев В.А. Силовые параметры в несимметричных условиях прокатки / Известия вузов, Черная металлургия.- 2007. - № 9. -С. 22-23.
2. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке. - М.: Металлургия, 1973. - 288 с.
3. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А.Н. Леванов, В.Л. Колмогоров, С.П. Буркин и др. – М.: Металлургия, 1976. - 416 с.
4. Павлов И.М. Теория прокатки. - М.: Металлургиздат, 1950. 610 с.
5. Целиков А.И. Основы теории прокатки. – М.: Металлургия, 1965.- 247с.
6. Долженков Ф.Е. О некоторых противоречиях современной теории прокатки // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Том 5. Пластична деформація металів. - Дніпропетровськ: «Системні технології», 2002. - С. 353-355.
7. Долженков Ф.Е. Уширение, опережения и вытяжка при продольной прокатке (О некоторых противоречиях современной теории прокатки) // Известия вузов, ЧМ. – 2003. - № 6. - С. 41-44.

8. Выдрин В.Н. Динамика прокатных станов. - М.:Металлургиздат, Свердловское отделение, 1960. – 255 с.
9. Василев Я.Д. Модель напряжений трения при прокатке // Производство проката. - 1998. - № 6. - С. 2-8.
10. Василев Я.Д. Уточнение модели напряжений трения при прокатке // Известия вузов, ЧМ. - 2000. - № 11. - С. 22-24.
11. Зильберг Ю.В. Закон и модели пластического трения // Известия вузов, ЧМ. - 2000. - № 11. - С. 22-24.
12. Хайкин Б.Е. Рецензия на статью Ю.В. Зильберга «Закон и модели пластического трения» // Известия вузов, Черная металлургия. - 2000. - № 11. - С. 24-25.
13. Ответы автора Ю.В. Зильберга на замечания рецензента Б.Е. Хайкина. / Известия вузов, Черная металлургия. - 2000. - № 11. - С. 25.
14. Хайкин Б.Е. Операционалистический подход к проблеме трения в условиях обработки металлов давлением / Б.Е. Хайкин // Известия вузов, Черная металлургия. – 2000. - № 11. - С. 26-27.
15. Зильберг Ю.В. О некоторых противоречиях и допущениях теории прокатки / Ю.В. Зильберг // Известия вузов, Черная металлургия. - 2004. - № 11. -С. 24-26.
16. Громов Н.П. Теория обработки металлов давлением / Н.П. Громов. – М.: Металлургия, 1967. – 340 с.
17. Илюкович Б.М. Прокатка и калибровка. Справочник. Том 1. / Б.М. Илюкович, Н. Е. Нехаев, С. Е. Меркурьев. - Днепропетровск. РВА Дніпро-Вал. – 506 с.
18. Теряев В. А. О площадях контакта металла с валком при прокатке балок в обычных и универсальных калибрах / В. А. Теряев, Ю. В. Павлович // Прокатное производство: сб. научн. тр. ИЧМ. - М.: Металлургия. - 1969. - Вып. 29. - С. 146-154.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*



*к.т.н. Сотніков О.Л.,  
к.т.н. Руденко В.І.,  
к.т.н. Ошовська Е.В.  
(ДВНЗ «ДНТУ», Донецьк, Україна,  
e-mail: as@mech.dgtu.donetsk.ua)*

## **ВІБРОМЕТРИЧНИЙ МЕТОД КОНТРОЛЮ СОСПРЯМОВАНОГО РУХУ КРИСТАЛІЗАТОРА З ТЕХНОЛОГІЧНОЮ ВІССЮ МБЛЗ**

*У статті розглянута актуальність питання контролю відхилень геометричної осі кристалізатора від технологічної осі струмка МБЛЗ та наведено результати теоретичного та експериментального аналізу можливостей існуючих та перспективних методів контролю.*

**Ключові слова:** *радіус хитання, технологічна вісь, контроль, аналізатор вібрації, кристалізатор, механізм хитання.*

*В статье рассмотрена актуальность вопроса контроля отклонений геометрической оси кристаллизатора от технологической оси ручья МНЛЗ и приведены результаты теоретического и экспериментального анализа возможностей существующих и перспективных методов контроля.*

**Ключевые слова:** *радиус качания, технологическая ось, контроль, анализатор вибрации, кристаллизатор, механизм качания.*

**Постановка проблеми.** У процесі експлуатації механізму хитання кристалізатора машини безперервного лиття заготовок (МБЛЗ) відбувається постійна зміна, як правило, в гіршу сторону, технічного стану деталей, вузлів і приводу механізму. Результатом зміни стану механізму хитання є викривлення параметрів коливального руху кристалізатора МБЛЗ, і зокрема порушення траєкторії руху кристалізатора. Наслідком цього є зниження стабільності і безпеки процесів безперервного розливання сталі на МБЛЗ, знижується продуктивність МБЛЗ, погіршується якість поверхні одержуваної заготовки та збільшується ймовірність аварійних проривів розплавленого металу під кристалізатором.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** З метою попередження відхилення геометричної осі кристалізатора від технологічної осі струмка (від співвісності кристалізатора з технологічною віссю) МБЛЗ під час зміни перерізу заготовки або планової заміни кристалізатора, виконується контроль виставки кристалізатора щодо базових і центральних

осей МБЛЗ по реперам, закладеним при будівництві машини [1]. Роботи по виставці кристалізатора виконуються обслуговуючим персоналом МБЛЗ із залученням геодезичної служби металургійного підприємства. При цьому широко використовуються струни, лінійки, рулетки, будівельні рівні, нівеліри та інші геодезичні інструменти. Можливий контроль співвісності кристалізатора з роликами зони вторинного охолодження за допомогою шаблонів і направляючих пристроїв [2]. Дані методи і способи контролю дозволяють з відносно достатньою точністю виставити кристалізатор в одному з можливих його положень, що недостатньо, тому що кристалізатор в процесі лиття безперервнолитого злитка здійснює коливальний рух за умовами технологічного процесу. Відхилення ж від співвісності кристалізатора з технологічною віссю МБЛЗ може виникнути безпосередньо в процесі лиття, в цьому випадку визначити їх наявність за допомогою даних методів і способів практично неможливо.

Тому, в даний час, широко поширюється на металургійних підприємствах контроль траєкторії руху будь-якої точки столу хитання кристалізатора МБЛЗ, шляхом її побудови у вертикальних площинах, які проходять уздовж і/або перпендикулярно технологічній осі струмка машини, за графіками руху даної точки в двох/трьох взаємно перпендикулярних напрямках [3]. Даний метод контролю можна розглядати як класичний, що став широкодоступним завдяки застосуванню сучасної обчислювальної техніки [4].

Співробітниками кафедри «Механічне обладнання заводів чорної металургії» ДВНЗ «Донецький національний технічний університет» також ведуться дослідження по розробці перспективних методів контролю відхилень від співвісності кристалізатора і інше обладнання МБЛЗ з технологічною віссю машини [5...7].

**Мета статті** – виконати теоретичний та експериментальний аналіз можливостей поширеного на металургійних підприємствах і розробленого авторами перспективного автоматизованого методу контролю спрямованого руху кристалізатора з технологічною віссю МБЛЗ.

**Виклад основного матеріалу.** Побудова траєкторії руху однієї або декількох точок столу хитання (ланки механізму хитання, на якому встановлений і закріплений кристалізатор) дозволяє виконати контроль правильності настройки і регулювання механізму хитання кристалізатора МБЛЗ, оцінити і визначити причини спотворення траєкторії руху, як в процесі лиття безперервнолитого злитка, так і в режимі його імітації. Значення переміщення вказує на фактичний розмах коливань столу хитання і не збігається із заданим у результаті виникнення несправності або неправильного налаштування механізму хитання. З цих же причин форма графіка переміщення точки столу хитання як функції часу, що відображає фактичне переміщення столу, буде відрізнятися від закону

коливального руху, обумовленого конструкцією важільного механізму хитання або параметрами гідравлічного приводу механізму.

Достовірність результатів аналізу траєкторій руху точок столу хитання залежить від досвіду і кваліфікації оператора (як правило, механіка) МБЛЗ. Безперервний обсяг інформації вимагає підвищеної уваги оператора і великого часу на аналіз. При цьому увага приділяється відстеженню правильності форми траєкторії руху, а не відхилень від співвісності кристалізатора з технологічною віссю струмка МБЛЗ. Експертні системи аналізу траєкторій руху точок столу хитання кристалізатора МБЛЗ в даний час відсутні.

Для МБЛЗ радіального типу технологічна вісь у вертикальній площині на ділянці формування безперервнолитого злитка представляє собою дугу кола з радіусом, рівним базового радіусу МБЛЗ. Для точок робочої грані гільзи кристалізатора, що має більший радіус кривизни, траєкторії руху також будуть представляти собою дугу кола з радіусом, рівним базового радіусу МБЛЗ. На підставі цього можна зробити висновок, що радіус дуги кола, яке відповідно технологічної осі машини і що є траєкторією руху точок грані гільзи кристалізатора з великим радіусом кривизни є параметром, що визначає соспрямованість руху кристалізатора з технологічною віссю струмка МБЛЗ.

Запропонований авторами в роботах [5 та 6] метод визначення радіуса хитання кристалізатора дозволяє оперативно виконувати контроль правильності установки і вивірки кристалізатора, якій здійснює коливальний рух відносно технологічної осі струмка МБЛЗ, за параметрами коливання столу хитання. Розроблений метод полягає в наступному.

За допомогою портативного аналізатора вібрації в період планових і непланових зупинок процесу розливання сталі на МБЛЗ, а при використанні стаціонарної системи і під час розливання сталі, виконується вимірювання амплітуди коливання ( $A_1$  і  $A_2$ ) у вертикальному напрямку двох точок, розташованих на поздовжньої осі симетрії столу хитання з боку приводу (1) і з боку пневматичних пристроїв (2) на відстані один від одного  $L$ , так щоб точка 2 розташовувалася на відстані  $l$  від робочої грані гільзи кристалізатора з великим радіусом кривизни (рисунок 1). І потім у відповідності з нижче наведеними формулами обчислюється радіус хитання кристалізатора МБЛЗ [8]:

$$R = \frac{A_2 \cdot L}{A_2 - A_1} - l. \quad (1)$$

Для автоматизації процесу обчислення і відстеження трендів зміни радіуса хитання кристалізаторів МБЛЗ авторами розроблено спеціалізоване програмне забезпечення (ПЗ) «МБЛЗ Радіус» (рисунок 2).

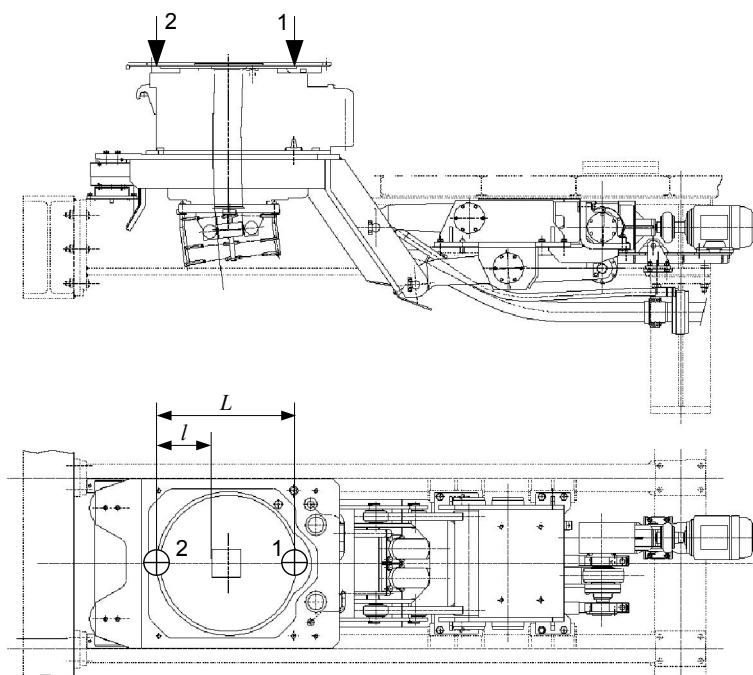


Рисунок 1 – Точки контролю амплітуди коливання столу хитання для визначення радіуса хитання кристалізатора МБЛЗ

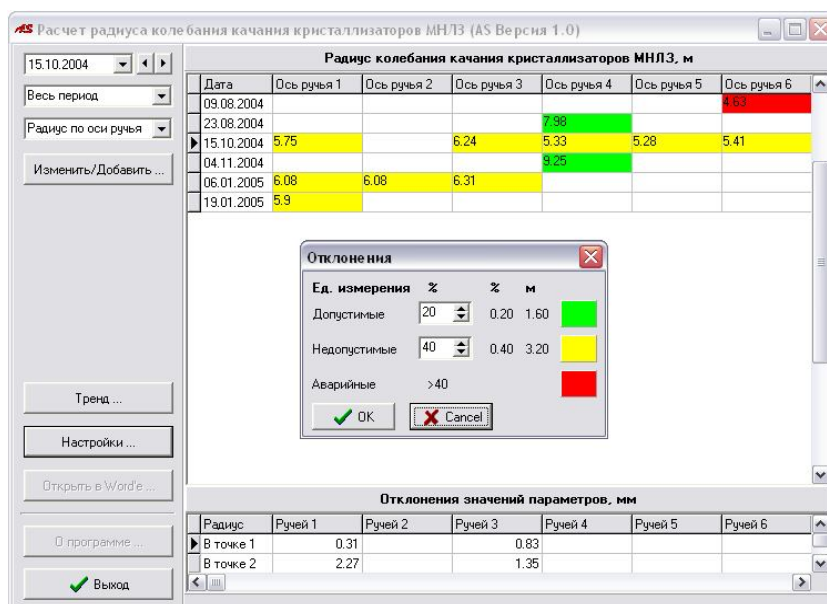


Рисунок 2 – Зовнішній вигляд ПЗ «МБЛЗ Радіус»

Дослідно-промислове випробування методу оперативного контролю відхилення радіусу хитання кристалізатора МБЛЗ проведено в умовах електросталеплавильного цеху ЗАТ «Мініметалургійний завод» Істіл (Україна)», нині ЗАТ «Донецький електрометалургійний завод» (Украї-

на), в період з 2004 по 2008 р. на сортовий радіальної МБЛЗ «DANIELI» з базовим радіусом 8000 мм.

У бюро технічної діагностики відділу головного механіка заводу разом з ПЗ «МБЛЗ Радіус» була передана розроблена «Інструкція з оперативного контролю відхилень радіусу хитання кристалізатора МБЛЗ». Також дані матеріали були передані в ТОВ «ІТЦ «Вібродіагностика» (Україна) для застосування з вібровимірювальною технікою, що серійно виробляється підприємством.

У період з 1 червня по 15 жовтня 2004 р. проводилося дослідження механічних коливань шести механізмів хитання кристалізатора МБЛЗ «DANIELI» ЗАТ «Мініметалургійний завод» Істіл (Україна)». Програма дослідження включала реєстрацію та аналіз параметрів коливального руху кристалізатора МБЛЗ при різних режимах роботи машини, під час імітації процесу лиття заготовок (на холостому ході) при різній швидкості витягування зливка, перерізі заготовки, частоті та амплітуді коливання кристалізатора [9].

Вимірювання параметрів вібрації (вібропереміщення (мкм); віброшвидкості (мм/с); віброприскорення ( $\text{м/с}^2$ )) виконувалися за допомогою портативного аналізатора вібрації АС 6400 [10]. Місця встановлення датчика показані на рисунку 1. Кріплення датчика виконувалось за допомогою постійного магніту з силою притиснення 50...70 Н. Даний спосіб кріплення відноситься до альтернативних способів і скорочує вимірюваний частотний діапазон до 5000 Гц. Результати вимірювання заносилися для подальшого аналізу в ПЗ «МБЛЗ Радіус».

Конструкція шарнірного чотириланкового механізму хитання кристалізатора МБЛЗ «DANIELI» (рисунок 1) дозволяє змінювати параметри руху кристалізатора МБЛЗ у діапазонах: частота від 0 до 400 кол./хв. (від 0 до 6,67 Гц) і амплітуда від 0 до 8 мм. Аналізований частотний діапазон коливань відповідає низькочастотному діапазону 0...500 Гц.

У ході експериментального підтвердження встановленої залежності між амплітудою коливання і радіусом хитання кристалізатора МБЛЗ [9], що лежить в основі розробленого методу контролю радіусу хитання [5,6,8] було показано, що радіус хитання кристалізатора МБЛЗ «DANIELY» змінюється від вимірювання до вимірювання, відображає зміну технічного стану механізму хитання під час експлуатації. Мінімальне і максимальне значення радіусу хитання кристалізатора МБЛЗ досягало відповідно 4000 і 9000 мм. У таблиці 1 та на рисунку 3 представлено один з прикладів визначення фактичного радіуса хитання кристалізатора МБЛЗ за результатами вимірювання параметрів коливального руху столу хитання.

Таблиця 1 – Результати вимірювання амплітуди коливання столу хитання та визначення фактичного радіуса хитання кристалізатора МБЛЗ

Точка контролю, відповідно рисунку 1	Фактичний розмах амплітуди коливання, мм	Відхилення від розрахункового значення, мм	Фактичний радіус хитання кристалізатора, м
1	9,392	0,31	5,75
2	11,351	2,27	

Побудована, за результатами вимірювання у двох взаємно перпендикулярних напрямках переміщення точки столу хитання, як функції часу, траєкторія руху точки (рисунок 3) нагадує за формою дугу кола, відповідну технологічній осі МБЛЗ. Як видно з графіка на рисунку 3, траєкторія змінюється від циклу до циклу, тобто присутні додаткові коливання в горизонтальному напрямку, у вертикальному ж напрямку такі коливання відсутні, це говорить про те, що несправністю є зазори в механічній системі механізму хитання, які вибираються тільки в горизонтальному напрямку. Траєкторія руху у вигляді вісімки пояснює зміну частоти коливання, тобто вибірка зазорів відбувається циклічно, під дією навантаження і крутного моменту приводу механізму хитання.

За формою траєкторії руху контрольної точки за допомогою відомих методів геометрії визначено радіус дуги кола, якій дорівнює 5,7 м, що відповідає, з допустимою різницею в 0,9 %, радіусу хитання кристалізатора, визначеного за допомогою розробленого методу (таблиця 1). Фактичний радіус відрізняється від проектного значення (8 м) на 2,3 м, що свідчить про наявність несправностей механізму хитання.

Робота фахівців бюро технічної діагностики відділу головного механіка ЗАТ «Мініметалургійний завод» Істіл (Україна) з діагностування механізму хитання кристалізатора МБЛЗ «DANIELI» в період з 2004 по 2008 рр. підтверджує отримані при експериментальному дослідженні результати. Використання розробленого методу контролю дозволило знизити відхилення параметрів коливального руху кристалізаторів МБЛЗ (амплітуди коливання і радіуса хитання) з  $\pm 50$  до  $\pm 10$  % від проектних значень, а також продовжити термін служби гільзи кристалізатора МБЛЗ в 2 рази за рахунок своєчасного виявлення, визначення та усунення несправностей механізму хитання, що підтверджено відповідним актом впровадження.

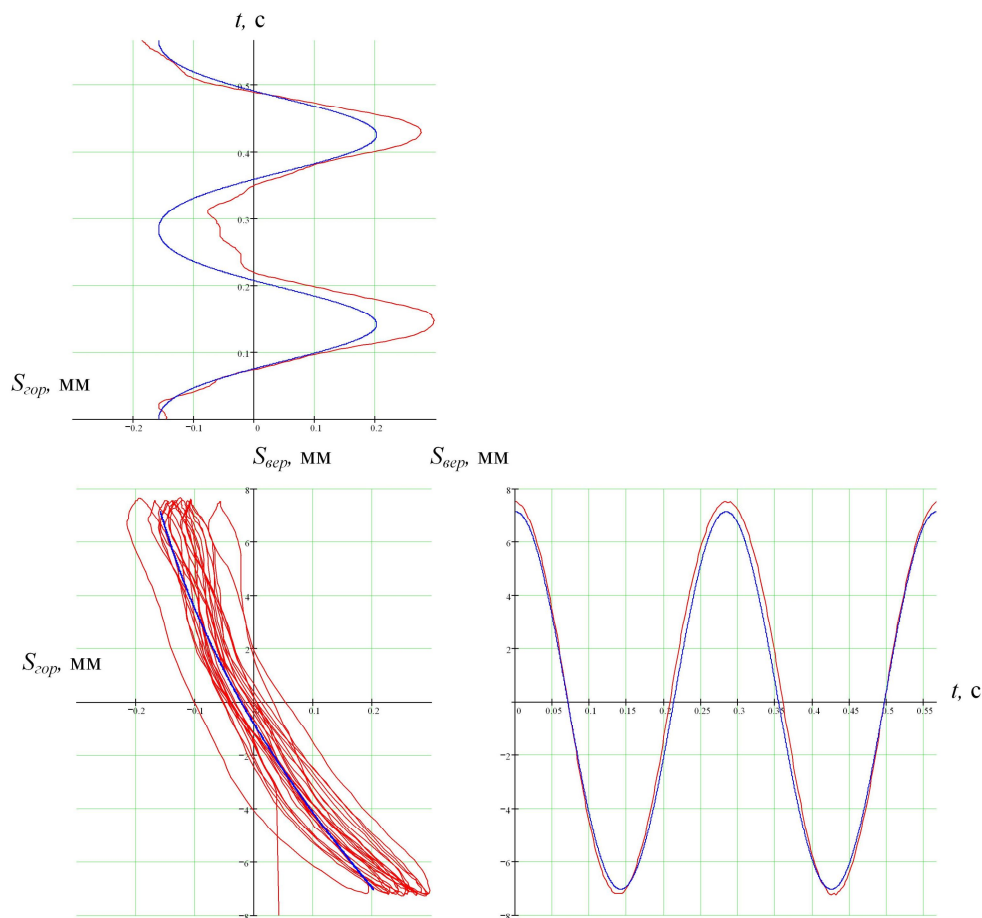


Рисунок 3 – Фактична (1) і теоретична (2) траєкторії руху точки столу хитання у вертикальній площині вздовж технологічної осі струмка

**Висновки.** Метод контролю відхилення радіусу хитання кристалізатора МБЛЗ від базового (заданого) радіуса МБЛЗ на основі встановленої залежності радіуса хитання від амплітуди коливання столу хитання, дає можливість контролювати відхилення геометричної осі гільзи кристалізатора від технологічної осі струмка МБЛЗ в поздовжньому напрямку. Метод контролю полягає у визначенні фактичного радіуса хитання кристалізатора за результатами вимірювання амплітуд коливання столу хитання і порівнянні з базовим радіусом МБЛЗ. Різниця між цими радіусами відповідає відхиленню.

Результати експериментального дослідження відхилень параметрів коливального руху механізму хитання кристалізатора МБЛЗ підтверджують ефективність і доцільність застосування розробленого методу контролю, що дає можливість більш обґрунтовано обслуговуючому персоналу машини приймати рішення щодо проведення технічного обслуговування і ремонту механізму хитання, з метою попередження відхилень параметрів коливального руху кристалізатора МБЛЗ.

Розроблений метод контролю соспрямованого руху кристалізатора з технологічною віссю МНЛЗ можливо застосовувати для механізмів хитання різної конструкції.

### **Бібліографічний список**

1. Производственно-техническая инструкция «Техническое обслуживание МНЛЗ «DANIELI». ПТИ 234-3-52-2007. – Донецк: ЗАО «ММЗ Истил (Украина)», 2007. – 53 с.
2. Тимохин О.А. Особенности расчета технологической оси МНЛЗ и ее контроля / В.А. Тимохин // Сталь. – 2000. № 2. – С. 16 – 21.
3. Харалдсон Т. Освоение устройств «Динафлекс» и «Гидровам» для улучшения работы МНЛЗ / Т. Харалдсон, К. Пирмер, Х. Айдингер, Й. Молнар // Сталь. – 2001. № 4. – С. 53 – 55.
4. Сидоров В.А. Анализ систем контроля и диагностирования механизмов качания МНЛЗ / В.А. Сидоров, А.Л. Сотников // Наукові праці Донецького національного технічного університету (Металургія). – Донецьк, 2005. – Вип. 102. – С. 46-55.
5. Сидоров В.А. Определение радиуса качания кристаллизатора МНЛЗ / В.А. Сидоров, А.Л. Сотников // Современная электрометаллургия. – 2006. - № 4. – С. 43-46.
6. Сидоров В.А. Метод оперативного контроля соосности кристаллизатора с технологической осью ручья МНЛЗ / В.А. Сидоров, А.Л. Сотников // Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия» ОАО «Черметинформация». – 2006. - № 9. – С. 38 – 41.
7. Могильный С.Г. Геодезические работы при проверке соосности оборудования машины непрерывного литья заготовок / С.Г. Могильный, А.А. Шоломицкий, А.Л. Сотников // Металлургические процессы и оборудование. – 2009. - № 2. – С. 19 – 27.
8. Сотников А.Л. Предупреждение отклонений параметров колебательного движения кристаллизатора МНЛЗ на основе развития методов диагностики механизма качания: дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.05.08 «Машины для металлургического производства» / Сотников Алексей Леонидович. – Донецк, 2008. – 216 с.
9. Сидоров В.А. Исследование параметров вибрации столов качания МНЛЗ / В.А. Сидоров, А.Л. Сотников // Вибрации в технике и технологиях. – 2005. - № 2. – С. 85 – 89.
10. Инженерно-технический центр «Вибродиагностика» [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://zfs.lg.ua/>.

*Рекомендовано до друку к.т.н., проф. Ульяницьким В.Н.*



*к.т.н. Чебан В.Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ФИЛЬТРОВ ТИПА «ЦИЛИНДР В КОНУСЕ»**

*Зроблений огляд гідродинамічних фільтрів з нерухомим фільтроелементом. Відзначені недоліки і переваги гідродинамічних фільтрів типу «циліндр у конусі» у порівнянні з гідродинамічними фільтрами типу «циліндр у циліндрі» та необхідність їх удосконалення з метою розширення технологічних можливостей. Наведено розрахунок запропонованого фільтру.*

**Ключові слова:** *гідродинамічний фільтр, фільтроелемент, тонкість очистки.*

*Выполнен обзор гидродинамических фильтров с неподвижным фильтроэлементом. Отмечены недостатки и преимущества гидродинамических фильтров типа «цилиндр в конусе» в сравнении с гидродинамическими фильтрами типа «цилиндр в цилиндре» и необходимость их усовершенствования с целью расширения технологических возможностей. Представлен расчет предложенного фильтра.*

**Ключевые слова:** *гидродинамический фильтр, фильтроэлемент, тонкость очистки.*

История развития гидродинамических фильтров (ГДФ) с неподвижным фильтроэлементом [1–8] дает основания считать, что с точки зрения максимальной эффективности их использования для очистки технической воды, рабочих и смазочных жидкостей от твердых загрязнений на предприятиях металлургической и горной промышленности, что является актуальной проблемой, следует отметить два основных их типа: первый – ГДФ типа «цилиндр в конусе» [1–4] и второй – ГДФ типа «цилиндр в цилиндре» [5–8]. Остальные ГДФ, например, «конус в цилиндре», «два конуса в цилиндре» и «конус в конусе» являются подвидами первого типа и менее эффективны.

Представленное выше парное сочетание форм элементов конструкции фильтров преследует одну цель – создание в них одного [1–4] или двух [5–8] каналов для осуществления принципа гидродинамической очистки жидкости от твердых загрязнений. Причем, чем шире возможности выходов из этих каналов, тем шире возможности фильтров.

Так, ГДФ «цилиндр в конусе», имеющие сужающийся в направлении движения жидкости вдоль образующей цилиндра канал с кольцевым выходом, широко использовались в 90-х годах 20-го столетия для очистки малых потоков рабочих и смазочных жидкостей для горного оборудования [4]. Но их нельзя было эффективно или вообще использовать для очистки больших потоков жидкости, особенно для очистки жидкостей с крупными загрязнениями. В этом случае их сменили ГДФ «цилиндр в цилиндре» [5–7], имеющие два серповидных постоянных по высоте канала с прямоугольным выходом для движения жидкости вокруг цилиндра. Очевидно, что основным звеном, определяющим возможности ГДФ, является упоминаемый выше канал для осуществления принципа гидродинамической очистки жидкости от твердых загрязнений, а конкретнее – форма сечения его выхода.

Создание ГДФ с кольцевым выходом канала для очистки больших потоков жидкости с более-менее крупными загрязнениями приводит к значительным габаритам конструкции по высоте, что в значительно меньшей мере имеет место у ГДФ с прямоугольным выходом канала.

Но, переориентация ГДФ на ГДФ «цилиндр в цилиндре» произошла с потерями всех достоинств, присущих ГДФ «цилиндр в конусе».

Так, сравнительный анализ конструкций этих фильтров показывает, что при прочих равных условиях фильтроэлемент ГДФ «цилиндр в конусе» имеет цилиндрическую проницаемую поверхность на 12–17% большую, чем его конкурент, т.е. ГДФ «цилиндр в цилиндре». Это объясняется наличием у последнего на цилиндрической поверхности двух непроницаемых зон, необходимых для создания условий принципа гидродинамической очистки в каналах и исключения отсоса фильтрата в слив на выходе с них, что в свою очередь увеличивает диаметр, вес и стоимость конкурента. Кроме того, у конкурента фильтроэлемент в корпусе установлен эксцентрично, что в сравнении с концентричным расположением усложняет и по времени удлинняет процесс изготовления фильтра. Наличие у конкурента двух серповидных каналов свидетельствует о том, что возможность достижения максимальной ширины выхода канала использована не в полной мере, так как при одном канале она была бы в 2 раза больше, что более значительно расширила бы возможности фильтра в очистке жидкости с крупными загрязнениями.

Известно, что цилиндр высотой, равной его диаметру, имеет наибольшую полную поверхность из всех, вписанных в него, фигур. Но так же известно, что во всех ГДФ для фильтрации используется только боковая поверхность цилиндра. Причем, в ГДФ «цилиндр в цилиндре» для этого нет возможности использовать поверхности оснований цилиндра,

а в ГДФ «цилиндр в конусе» она имеется, но не используется или используется не рационально.

Очевидно, что если достоинства ГДФ «цилиндр в конусе» довольно убедительны и не использованы в ГДФ «цилиндр в цилиндре», то возникает необходимость в такой их реконструкции, которая бы обеспечила сохранение упоминаемых выше достоинств и, возможно, породила бы новые, причем для новых условий очистки, что и является целью данной работы.

Инженерные исследования конструкции ГДФ «цилиндр в конусе» показали, что такая реконструкция вполне осуществима. Причем, это возможно за счет использования для фильтрации поверхности хотя бы одного основания цилиндра фильтроэлемента, в частности, его основания, расположенного со стороны входа в сливной патрубок. В этом случае кольцевой канал остается, но меняется только назначение его кольцевого выхода, виновника всех бед этой конструкции, которому при этом отводится роль связующего звена одного канала с входом другого, дополнительного, канала с более гибкими возможностями его выхода с точки зрения расширения возможностей ГДФ. И образован этот дополнительный канал перфорированной поверхностью упоминаемого выше основания фильтроэлемента и поверхностью торцевой стенки корпуса фильтра, как это показано на рисунке 1.

Усовершенствованный гидродинамический фильтр состоит из конического корпуса, выполненного в виде перевернутого стакана 1 с дном 2, закрепленного с возможностью съема к емкости 3 с впускным 4, сливным 5 и выпускным 6 патрубками. В корпусе концентрично установлен фильтроэлемент 7 диаметром  $d_{\phi}$ , проницаемая цилиндрическая (периферийная) поверхность 8 которого вместе с внутренней конической поверхностью стакана 1 образуют кольцевой (периферийный) канал 9 с уменьшающейся в направлении движения жидкости площадью сечения. Кольцевой выход канала 9 сообщен с входом дополнительного (торцевого) канала 10 так же с уменьшающейся в направлении движения жидкости площадью сечения, созданного проницаемой поверхностью основания 11 фильтроэлемента 7 и дном 2 стакана 1. При этом дно 2 и основание 11 могут быть плоскими, коническими в виде прямого или обратного конуса, эллиптическими и сферическими, а цилиндрический выход высотой, равной ширине  $h$  созданного ими дополнительного канала 10, непосредственно сообщается с входом сливного патрубка 5. Входной конец сливного патрубка 5 выступает в полость 12 фильтроэлемента 7 на всю его высоту и соединен с проницаемым основанием 11. Полость 12 фильтроэлемента 7 сообщена с полостью выпускного патрубка 6. Второе основание фильтроэлемента 7 выполнено непроницаемым.



Выход дополнительного (торцевого) канала 10 в виде цилиндра диаметром  $d_{k1}$  и высотой  $h$  ( рисунок 1) имеет площадь  $F_{k1} = \pi \cdot d_{k1} \cdot h$ .

Выход же канала до реконструкции в виде кольца диаметром  $d_\phi$  и шириной  $h_k$  имел бы площадь  $F_k = \pi \cdot (d_\phi \cdot h_k + h_k^2)$ . Если учесть, что  $h_k^2 \ll d_\phi$ , то  $F_k \approx \pi \cdot d_\phi \cdot h_k$ . Из рисунка 1 видно, что  $d_\phi > d_{k1}$ . Тогда, при  $h = h_k$  площадь выхода канала до реконструкции была бы намного больше площади канала после реконструкции. Поэтому, при одинаковой скорости истечения жидкости из них, потери ее со сливом после реконструкции будут намного меньше. Или же, при одинаковой площади выходов каналов и скорости истечения жидкости из них, высота канала после реконструкции будет больше, что позволит очищать жидкости с большими по размеру загрязнениями, т.е. расширить возможности применения усовершенствованного гидродинамического фильтра.

Если дополнительный канал 10 выполнен плоскими, параллельными и соосными дисками с движением жидкости к их центру, то он имеет линейно уменьшающуюся к центру площадь сечения, что способствует снижению потерь давления.

Каналы с постоянной невысокой скоростью жидкости целесообразны в фильтрах, применяемых для очистки легко очищаемых жидкостей от твердых загрязнений, или в устройствах, используемых для фракционного разделения суспензий. Жидкости с более жесткими условиями очистки требуют более высоких скоростей в каналах, но малых скоростей на выходе из них, т.е. дополнительных возможностей фильтров, предоставление которых в данном случае обеспечивается за счет разнообразия форм поверхностей, образующих дополнительный канал 10. Предложенные коническая, эллиптическая и сферическая их формы вполне отвечают этим требованиям, так как такое разнообразие форм порождает создание разнообразных условий очистки в фильтрах. И, какая из этих форм наиболее приемлема, решается в каждом конкретном случае в зависимости от способности жидкости к очистке, места монтажа фильтра, возможности его изготовления, исходных данных на его разработку.

Немаловажную роль при реконструкции играют и другие элементы фильтра, в том числе их взаимное расположение. Так, расположение выпускного патрубка 6 со стороны впускного патрубка 4 корпуса, т.е. на емкости 3, обеспечивает уменьшение диаметра  $d_{k1}$  выхода канала 10, а значит и его площади, в сравнении с тем, если бы он был расположен на дне 2 стакана 1 концентрично в сливном. Что этим достигается, сказано выше. Расположение сливного 5 и выпускного 6 патрубков на емкости 3 и со стороны впускного патрубка 4, дает возможность снимать корпус без отсоединения фильтра от сети водоводов и без затрат на это времени. Выполнение корпуса вертикального исполнения в виде перевернутого стакана 1 обеспечивает использование грузоподъемных ме-

ханизмов при монтаже и демонтаже фильтра, т.е. достичь уровня обслуживания ГДФ «цилиндр в цилиндре».

В основе большинства практических расчетов ГДФ лежат исходные данные и рекомендательные параметры. Расчетная схема предложенного гидродинамического очистителя типа «цилиндр в конусе» представлена на рисунке 2.

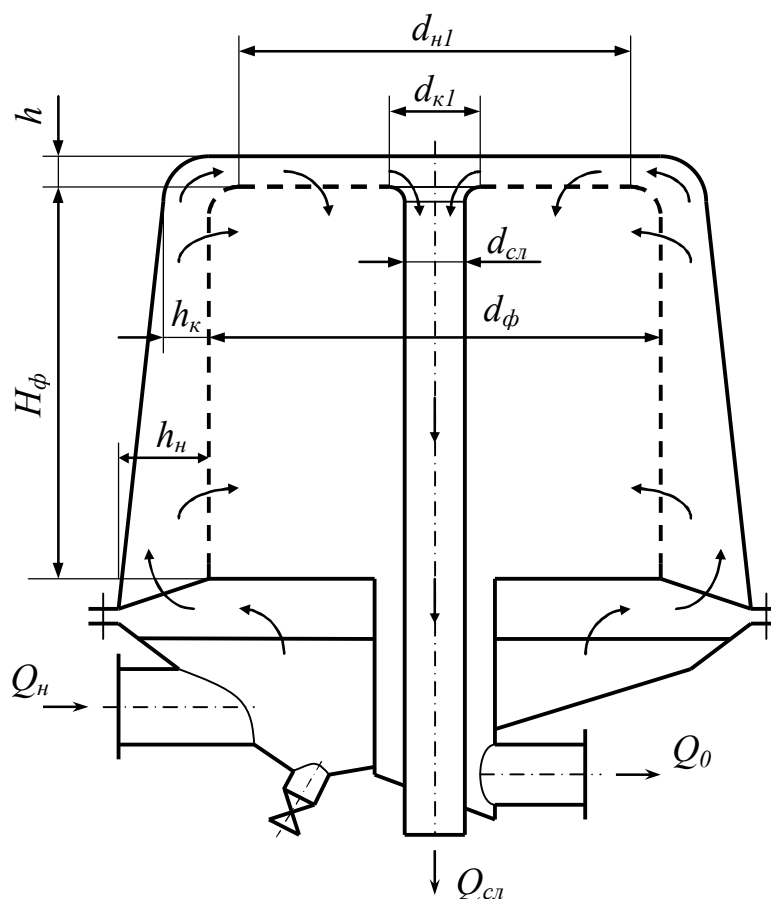


Рисунок 2 – Расчетная схема

К основным исходным данным для расчета очистителя относятся:  
производительность очистителя по входу  $Q_n$  [ $\text{м}^3/\text{с}$ ];

количество сливаемой из очистителя жидкости  $Q_{сл}$  [ $\text{м}^3/\text{с}$ ], принимаемое равным до 6% от производительности по входу  $Q_n$ , т.е.  $Q_{сл} = n \cdot Q_n$ , где  $n \leq 0,06$ ;

производительность очистителя по фильтрату  $Q_0$  [ $\text{м}^3/\text{с}$ ], определяемая из выражения  $Q_0 = Q_n - Q_{сл} = (1 - n) \cdot Q_n$ ;

тонкость очистки  $d_0$  [ $\text{мм}$ ];

максимальный размер частиц загрязнений в исходной жидкости  $d_{max}$  [ $\text{м}$ ];

степень загрязненности жидкости в г/л.

Так как гидродинамическая очистка жидкости предусматривает непрерывное удаление из очистителя загрязнений, то очевидно, что через каналы очистителя должны пройти частицы загрязнений с размером  $d_{max}$ , поэтому ширина дополнительного (торцевого) канала, принимается равной  $h = (1,1 \div 1,5) \cdot d_{max}$ .

Площади характерных сечений каналов очистителя:

площадь входного сечения в кольцевой (периферийный) канал:

$$F_n = \frac{\pi}{4} \cdot (D_n^2 - d_\phi^2) = \frac{\pi}{4} \cdot [(d_\phi + 2 \cdot h_n)^2 - d_\phi^2] = \pi \cdot h_n \cdot (d_\phi + h_n), \text{ м}^2 \quad (1)$$

площадь выходного сечения из кольцевого канала:

$$F_k = \frac{\pi}{4} \cdot (D_k^2 - d_\phi^2) = \frac{\pi}{4} \cdot [(d_\phi + 2 \cdot h_k)^2 - d_\phi^2] = \pi \cdot h_k \cdot (d_\phi + h_k), \text{ м}^2 \quad (2)$$

площадь входного сечения в дополнительный (торцевой) канал:

$$F_{n1} = \pi \cdot d_{n1} \cdot h, \text{ м}^2 \quad (3)$$

площадь выходного сечения из торцевого канала:

$$F_{k1} = \pi \cdot d_{k1} \cdot h, \text{ м}^2 \quad (4)$$

где  $d_\phi$  – диаметр фильтроэлемента;  $h_n$  – ширина входного сечения в кольцевой канал;  $h_k$  – ширина выходного сечения из кольцевого канала;  $d_{n1}$  – диаметр входного сечения в торцевой канал;  $d_{k1}$  – диаметр выходного сечения из торцевого канала.

Для определения площадей характерных сечений необходимо предварительно вычислить диаметр фильтроэлемента очистителя.

Но одного знания значения этого диаметра без учета особенностей его определения не достаточно, чтобы утверждать, что очиститель с рассчитанным по нему фильтроэлементом будет работоспособным. Очистители будут работоспособны только в том случае, если значение отношения продольной скорости  $v_{np}$  жидкости в канале над проницаемой поверхностью фильтроэлемента к ортогональной скорости  $v_0$  фильтрата через эту поверхность будет равно значению  $i = \frac{v_{np}}{v_0} = 3 \div 12$ .

Конкретное значение  $i$  зависит от свойств и степени загрязненности ис-

ходной жидкости. В очистителях жидкости этого типа с постоянной продольной скоростью в каналах очистителя, значение последней принимают равным  $v_{np} = 0,5 \div 1,5$  м/с.

Диаметр сливного трубопровода:

$$d_{cl} = \sqrt{\frac{4 \cdot Q_{cl}}{\pi \cdot v_{cl}}} = \sqrt{\frac{4 \cdot n \cdot Q_n}{\pi \cdot v_{cl}}}, \text{ м.}$$

где  $v_{cl} = 1,5 \div 2,0$  м/с – скорость течения жидкости в сливном трубопроводе.

Диаметр выходного сечения из торцевого канала:

$$d_{\kappa 1} = \frac{n \cdot Q_n}{\pi \cdot h \cdot v_{np}}, \text{ м.}$$

При этом должно быть выполнено условие, что  $d_{\kappa 1} \geq d_{cl}$ .

Площадь проницаемой поверхности фильтроэлемента складывается из цилиндрической проницаемой поверхности и проницаемой поверхности одного из оснований (торцевая поверхность):

площадь цилиндрической поверхности:

$$F_{ц.н} = \pi \cdot d_{\phi} \cdot H_{\phi}, \text{ м}^2$$

площадь торцевой поверхности:

$$F_{m.n} = \frac{\pi}{4} \cdot (d_{н1}^2 - d_{\kappa 1}^2), \text{ м}^2$$

полная площадь проницаемой поверхности фильтроэлемента:

$$F_{\phi} = F_{ц.н} + F_{m.n} = \pi \cdot d_{\phi} \cdot H_{\phi} + \frac{\pi}{4} \cdot (d_{н1}^2 - d_{\kappa 1}^2), \text{ м}^2$$

где  $H_{\phi}$  – высота проницаемой части фильтроэлемента.

Ортогональная скорость фильтрата через проницаемую поверхность фильтроэлемента определяется из следующего выражения:



$$v_0 = \frac{Q_0}{F_\phi \cdot k_\phi} = \frac{(1-n) \cdot Q_n}{\left[ \pi \cdot d_\phi \cdot H_\phi + \frac{\pi}{4} \cdot (d_{n1}^2 - d_{\kappa1}^2) \right] \cdot k_\phi}, \text{ м/с} \quad (5)$$

где  $k_\phi$  – коэффициент живого сечения проницаемой поверхности фильтроэлемента;

$$k_\phi = k_\kappa \cdot k_c,$$

где  $k_\kappa$  – коэффициент живого сечения перфорированного корпуса фильтроэлемента;  $k_c$  – коэффициент живого сечения сетки.

Примем  $H_\phi = d_\phi \cdot m$  и  $d_{n1} \approx d_\phi$ . Подставим эти значения в выражение (5).

Получим:

$$v_0 = \frac{(1-n) \cdot Q_n}{\left[ \pi \cdot d_\phi^2 \cdot m + \frac{\pi}{4} \cdot (d_\phi^2 - d_{\kappa1}^2) \right] \cdot k_\phi}, \text{ м/с}. \quad (6)$$

Из выражения (6) определим диаметр фильтроэлемента:

$$d_\phi = \sqrt{\frac{\frac{(1-n) \cdot Q_n}{v_0 \cdot k_\phi} + \frac{\pi}{4} \cdot d_{\kappa1}^2}{\pi \cdot \left( m + \frac{1}{4} \right)}}, \text{ м}$$

где  $m = 1,2 \div 2,2$  – зависит от  $d_{max}$  и выбирается из практических соображений методом подбора.

Высота проницаемой поверхности фильтроэлемента:

$$H_\phi = d_\phi \cdot m, \text{ м}.$$

Из выражения (4) находим площадь  $F_{\kappa1}$  выходного сечения из торцевого канала.

Из выражения (3) находим площадь  $F_{n1}$  входного сечения в торцевой канал, предварительно приняв  $d_{n1} \approx 0,95 \cdot d_\phi$ .

Площадь входного сечения в кольцевой канал определим из выражения:

$$F_n = \frac{F_{к1}}{n}, \text{ м}^2.$$

Из выражения (1) находим ширину  $h_n$  входного сечения в кольцевой канал.

Ширину  $h_k$  выходного сечения из кольцевого канала принимаем равной ширине  $h$  торцевого канала.

Из выражения (2) находим площадь выходного сечения из кольцевого канала.

Таким образом, предложенная реконструкция ГДФ с целью возможности очистки больших потоков жидкости с крупными загрязнениями обеспечила сохранение упоминаемых выше достоинств ГДФ типа «цилиндр в конусе» и взяла лучшее от ГДФ типа «цилиндр в цилиндре». Предложенная конструкция гидродинамического фильтра даже превзошла свои аналоги наличием дополнительного торцевого канала со значительно большей шириной выхода или меньшей его площадью, что расширило возможности применения фильтров и резко снизило потери жидкости со сливом, причем, даже до уровня потерь современных самоочищающихся обратной промывкой фильтров, основных конкурентов гидродинамических фильтров в этом вопросе.

#### **Библиографический список**

1. А. с. 1291182 СССР, МПК<sup>4</sup> B01D27/12, 35/22. Гидродинамический фильтр / А.И. Ельшин. – Опубл. 1987, Бюл. №7.
2. Miller Wendell, Martines Alphonso. Beckwashing-type filtering apparatus with filter support grid of grid-like segments. U.S. Patents №№4422938, 4427547 [Электронный ресурс] / Режим доступа : <http://ru.espasenet.com>.
3. Коваленко В.П. Гидродинамические фильтры для очистки нефтепродуктов / В.П. Коваленко, З.Л. Финкельштейн // Транспорт и хранение нефтепродуктов и углеводородного сырья. – 1985. – № 5.
4. Финкельштейн З.Л. Применение и очистка рабочих жидкостей для горных машин / З.Л. Финкельштейн. – М. : Недра, 1986. – 232с.
5. Финкельштейн З.Л. Опыт применения фильтров сверхвысокой производительности для очистки промышленных стоков / З.Л. Финкельштейн, Л.З. Финкельштейн // Вестник МАНЭБ, 2003 - Т. 8, № 5 (65). – С. 94-97.

6. Пат. 46507 Україна, МПК<sup>6</sup> B01D29/23, 35/02. Очисник потоку рідин / Бондаренко В.П., ; заявник і патентовласник Бондаренко В.П. – №2001075440 ; заявл. 31.07.01 ; опубл. 15.02.05, Бюл. № 2.

7. Пат. 64598 Україна, МПК<sup>6</sup> B01D37/00. Спосіб очищення рідин від механічних домішок у потоці / Бондаренко В.П. ; заявник і патентовласник Бондаренко В.П. – №2003076535 ; заявл. 14.07.03 ; опубл. 15.07.05, Бюл. № 7.

8. Пат. 80483 Україна, МПК<sup>6</sup> B01D29/00, 29/88, 35/22. Очисник потоку рідини від механічних домішок / Чебан В.Г. ; заявник і патентовласник Чебан В.Г. – №a200511223 ; заявл. 28.11.05 ; опубл. 25.09.07, Бюл. № 15.

*Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Ульяницьким В.Н.*

*к.т.н. Ершов В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ЦЕМЕНТАЦИЯ СТАЛЬНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОЙ ОБРАБОТКЕ ГРАФИТОМ**

*Приведені експериментальні дані по фазовому аналізу поверхневих шарів ряду сталей після електроіскрового науглерожження графітом. Показана роль початкової структури сталей на процес формування фаз при науглерожженні.*

**Ключові слова:** цементит, фазовий состав, електроіскрова обробка сталі, нітрід.

*Приведены экспериментальные данные по фазовому анализу поверхностных слоев ряда сталей после электроискрового науглероживания графитом. Показана роль исходной структуры сталей на процесс формирования фаз при науглероживании.*

**Ключевые слова:** цементит, фазовый состав, электроискровая обработка стали, нитрид.

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Известно [1,2], что электроискровое науглероживание стальной поверхности существенно повышает твердость и износостойкость конструкционных и инструментальных материалов. Считается [2], что это обусловлено некоторыми особенностями фазового состава сплавов после электроискровой обработке графитом. Ранее, в работе автора [3] было показано, что при искровом науглероживании железа, в его поверхностном слое образуется большое количество цементитной фазы, обладающей высокой твердостью, что вызывает упрочнение поверхностного слоя.

В современной литературе, посвященной этому вопросу, нет информации о возможном механизме образования цементитной фазы при электроискровом науглероживании графитом.

Целью настоящей работы является изучение характеристик фазового состава поверхностного слоя ряда углеродистых сталей, подвергнутых электроискровой обработке графитом. При этом будет обращено внимание на влияние исходного структурного состояния сталей на качественные и количественные характеристики фаз, образующихся при науглероживании.

**Анализ исследований и публикаций.** На основе имеющихся в литературе данных [1-3], образование цементита при искровом науглероживании может протекать по двум механизмам, Первый механизм основан на эффекте насыщения углеродом аустенитной фазы, образующейся при скоростном нагреве стальной поверхности, в условиях интенсивной бомбардировки катода положительными ионами воздушного зазора между электродами, В этом случае аустенит может получить максимальную концентрацию углерода в пределах до 2%. Такой насыщенный твердый раствор при мгновенном охлаждении слоя до комнатной температуры останется непревращенным в виде остаточного аустенита.

Другой механизм цементации может реализоваться в том случае, если тонкий поверхностный слой металла при бомбардировке положительными ионами перейдет в жидкое состояние [4] В этом случае положительные ионы углерода ( $C^{+4}$ ) на большой скорости проникнут в жидкий расплав и там создадут предельную концентрацию ионов углерода (до 3-5%). При таком содержании атомов углерода в расплаве, последующая при охлаждении кристаллизация металла должна создавать структуру белого чугуна, состоящего из 30 -70% цементитной фазы, остаточного аустенита и мартенсита [5].

**Постановка задачи.** В настоящем исследовании ставится задача полного анализа фазового состава поверхностных слоев различных сталей после электроискрового науглероживания. Для решения вопроса о возможном механизме формирования структуры слоя, необходимо оценить содержание углерода в фазах слоя и определить влияние структурного состава стали на изменения в составе упрочненного слоя.

#### **Изложение материала и его результаты.**

Для исследования были выбраны следующие материалы: технически чистое железо ( $< 0.04\%C$ ) и промышленные углеродистые стали с содержанием углерода в 0.19 % (сталь 20); 0.82% (сталь У8) и 1.28 % (сталь У13). Одну часть образцов этих материалов (20x20x10мм) подвергали полному отжигу, а другую – закалке в воде. После термической обработки образцы шлифовали и подвергали электроискровой обработке на экспериментальной установке конструкции автора. В качестве электрода – анода использовали стержни (диаметром 5 мм) из спектрально чистого графита. Режим нанесения покрытия:  $U = 50$  В;  $C = 700$  мФ,  $I = 4-5$  А, энергия искрового разряда - 0.85 Дж, время обработки – 5 мин/  $см^2$ .

Фазовый анализ науглероженной поверхности производили рентгеновским методом на дифрактометре ДРОН -1.5 в фильтрованном железном излучении. На ленте самописца регистрировали самые интенсивные аналитические линии фаз в области углов от 20 до 40<sup>0</sup>υ. Для характеристики твердых растворов использовали дифракционные линии в области больших углов ( $\geq 50^0 \text{ } \upsilon$ ).

По результатам рентгенографирования образцов, определяли качественный фазовый состав, измеряли интенсивность линий, их ширину, рассчитывали межплоскостные расстояния и параметры кристаллической решетки каждой фазы слоя. Кроме анализа поверхностного слоя образцов, производили послойный анализ фаз, где каждый слой получали методом последовательной сошлифовки и измерения глубины снятого металла по изменению диаметра отпечатка твердости.

На рисунке 1 приведены типичные дифрактограммы науглероженной поверхности технически чистого железа и высокоуглеродистой стали У13. Здесь же приведены дифрактограммы исходного состояния этих сталей в отожженном состоянии.

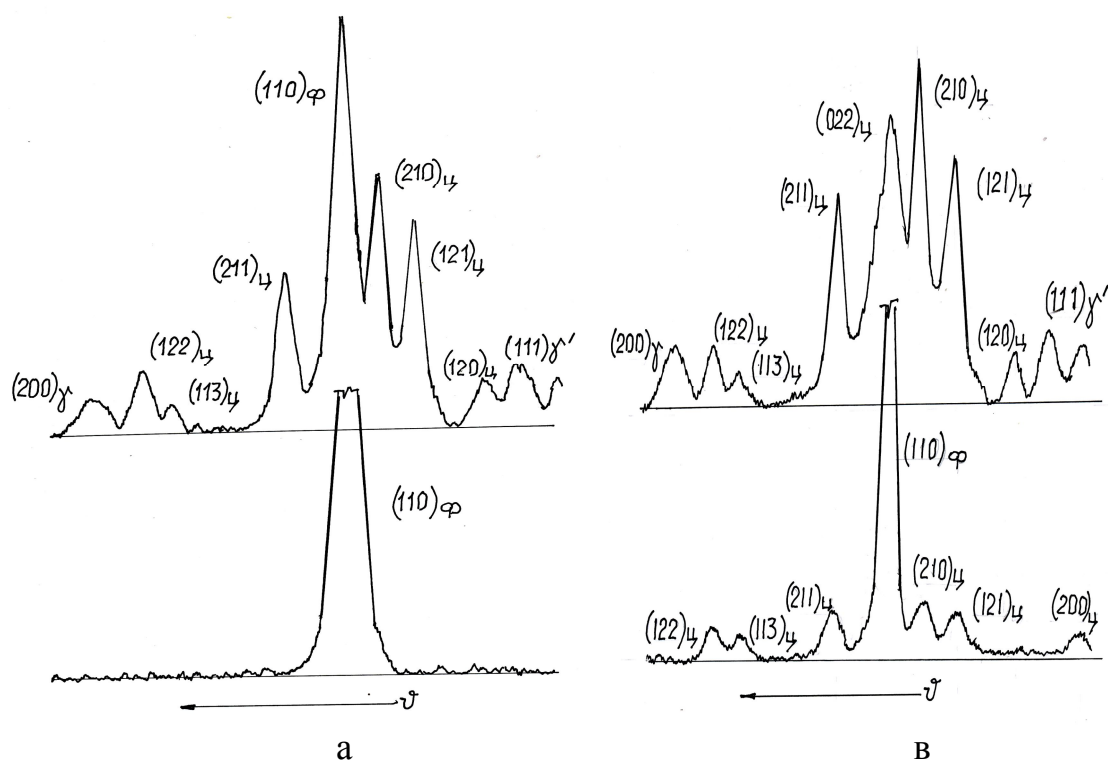


Рисунок 1 – Дифрактограммы технически чистого железа (а) и высокоуглеродистой стали У13 (б) в исходном отожженном состоянии (нижние кривые) и после электроискровой обработки (верхние кривые)

Из данных рисунка 1а видно, что в отожженном состоянии технически чистое железо имеет одиночную очень интенсивную линию феррита  $(110)$ , а после науглероживания ее интенсивность сильно снижается и параллельно на дифрактограмме обнаруживаются интенсивные линии цементитной фазы ( $\text{Fe}_3\text{C}$ ) и слабая линии  $\gamma^1$ -фазы ( $\text{Fe}_4\text{N}$ ) – нитрида железа, а также линия  $(200)$  остаточного аустенита.

На дифрактограмме высокоуглеродистой стали У13 (рисунок 1б) в исходном отожженном состоянии обнаруживаются слабые линии це-

ментитной фазы при интенсивной линии (110) феррита. Науглероживание этой стали полностью устранило ферритную линию и создало очень интенсивные линии цементита и более интенсивные, чем

у чистого железа, а также линии нитрида железа и остаточного аустенита. Аналогичная картина дифрактограмм оказалась и у отожженных образцов сталей с 0.19 и 0.82%С.

Когда проанализировали дифрактограммы закаленных образцов всех исследуемых материалов после науглероживания, то оказалось, что они мало чем отличаются от дифрактограмм отожженного состояния. Только интенсивность дифракционных линий основных фаз оказалась несколько меньшей.

Результаты анализа кристаллоструктурных характеристик фаз науглероженного слоя сталей и их дифракционных линий приведены в таблице 1. Так, по данным таблицы, у цементитной фазы науглероженных образцов железа и сталей, межплоскостные расстояния для плоскостей (211) оказались несколько меньше, чем у цементита исходного состояния высокоуглеродистой стали (1.9628 против 1.9703 кХ). Эта заметная разница в  $d$  цементита, по-видимому, связана с частичной заменой в его кристаллической решетке атомов углерода атомами азота. Интенсивность и ширина дифракционной линии (211) цементита практически не зависит от содержания углерода в стали и от исходного структурного состояния (отожженного или закаленного)

Из данных рисунка 1 видно, что после науглероживания железа и сталей, в их поверхностном слое обнаружен нитрид железа ( $\text{Fe}_4\text{N}$ ) –  $\gamma^1$  – фаза. Параметр кристаллической решетки этой фазы, рассчитанный по дифракционной линии (111) (таблица 1) оказался одинаковым для всех науглероженных слоев железа и сталей, за исключением стали У13, где он оказался несколько большим, чем у малоуглеродистых сталей. Образование нитрида железа свидетельствует об участии ионов азота воздуха в формировании фазового состава слоя. Характеристики интенсивности и ширины линии (111) этого нитрида для всех сталей оказались весьма близкими.

Анализ мартенситной фазы науглероженного слоя показал, что хотя параметр его решетки не зависит от исходного содержания углерода в стали, интенсивность аналитической линии (211) с ростом его содержания в стали сильно уменьшается, а ширина этой линии значительно возрастает.

Таблица 1- Характеристика фаз поверхностного слоя сталей после электроискрового науглероживания

Фаза	Параметр фазы	Чистое железо	Сталь с 0.19%С		Сталь с 1.28%С	
			Отожжен.	Закален.	Отожжен.	Закален.
Fe <sub>3</sub> C	d <sub>(211)</sub> , кХ	1.9643	1.9628	1.9612	1.9625	1.9640
	H <sub>(211)</sub> , мм	64	64	75	80	46
	B <sub>(211)</sub> , мрад	5.22	5.22	5.65.	4.95	5.65
$\gamma^1$ (Fe <sub>4</sub> N)	a, кХ	3.811	3.811	3.811	3.814	3.814
	H <sub>(111)</sub> , мм	20	22	22	25	14
	B <sub>(111)</sub> , мрад.	5.22	5.65	5.22	5.12	5.65
A <sub>ост</sub>	a, кХ	3.623	3.617	3.613.	3.615	3.611
	%С	1.79	1.59	1.49	1.57	1.42
	H <sub>(200)</sub> , мм	10	28	15	23	30
	B <sub>(200)</sub> , мрад.	5.65	8.70	10.90	10.87	10.00
$\alpha$ март	a, кХ	2.867	2.867	2.865	2.867	2.870
	H <sub>(211)</sub> , мм	159	113	66	26	10
	B <sub>(211)</sub> , мрад.	14.22	13.96	21.88	20.65	31.42

Примечание. Обозначения: d – межплоскостные расстояния; a – параметр кристаллической решетки; H и B – высота и ширина дифракционной линии.

Кроме цементита, мартенсита и нитрида железа, в поверхностном слое обработанных образцов выявлен остаточный аустенит, количество которого растет с увеличением содержания углерода в стали (увеличение интенсивности линии (200) аустенита). По величине параметра кристаллической решетки остаточного аустенита можно определить содержание в нем углерода. Для этого мы воспользовались методикой, предложенной Л.И. Миркиным [6], в которой расчет содержания углерода производится по формуле:

$$\%C = (a - a_0) / 0.033,$$



где  $a$  – параметр кристаллической решетки остаточного аустенита;  
 $a_0$  – параметр кристаллической решетки безуглеродистого аустенита, для которого он численно равен 3.576 кХ.

Как видно из таблицы 1, содержание углерода в остаточном аустените оказалось в пределах 1.4 – 1.8%, т.е. настолько значительным, что такой аустенит, имея мартенситную точку  $M_n$  значительно ниже комнатной температуры, не может превратиться в мартенсит при охлаждении до комнатной температуры. Кроме того, здесь видно, что количество остаточного аустенита (по  $H_{200}$ ) растет с увеличением содержания углерода в стали.

Далее в работе изучали распределение фаз по глубине упрочненного слоя, для чего производили последовательную сошлифовку слоев предварительно науглероженного образца отожженной стали У13. Контроль глубины каждого слоя осуществляли посредством измерения диаметра отпечатка твердости до и после шлифовки.

Таблица 2- Характеристика фазового состава приповерхностных слоев образца отожженной стали У13 после электроискрового науглероживания

Наименование фазы	Параметр фазы	Глубина слоя от поверхности, мкм, ( $\pm 0.5$ )				
		0	2.0	3.9	6.5	10.7
Цементит $Fe_3C$	$d_{(211)}$ , кХ	1.9638	1.9633	1.9658	1.9638	1.9658
	$H_{(211)}$ , мм	70	45	20	22	18
	$B_{(211)}$ , рад	0.0052	0.0059	0.0078	0.0072	0.0087
$\gamma^I (Fe_4N)$	$a$ , кХ	3.814	3.803	3.815	3.813	3.811
	$H_{(111)}$ , мм	24	20	10	14	8
	$B_{(111)}$ , рад	0.0048	0.0069	0.0067	0.0052	0.0084
$A_{ост}$	$a$ , кХ	3.620	3.620	3.618	3.616	3.618
	$H_{(200)}$ , мм	20	19	16	18	15
	$B_{(200)}$ , рад	0.0087	0.0070	0.0097	0.0113	0.0111
	%C	1.57	1.69	1.64	1.51	1.64

После шлифовки каждого слоя, производили рентгенографирование поверхности на дифрактометре и, тем самым, по его результатам оценивали изменения в фазовом составе слоев. Результаты фазового анализа каждого слоя представлены в таблице 2. Здесь видно, что с увеличением расстояния от поверхности науглероженного образца, интенсивность дифракционных линий ( $H_{hkl}$ ) основных фаз уменьшается, тем самым уменьшается количество цементита, нитрида железа и остаточного аустенита, а количество ферритной фазы возрастает. Кроме того, обращает на

себя внимание большая концентрация углерода в остаточном аустените (1.5 – 1.7%), что свидетельствует о сравнительно большой глубине проникновения атомов углерода в поверхностные слои металла.

Таким образом, полученные результаты настоящего исследования однозначно свидетельствуют о том, что проникновение атомов углерода в поверхностный слой стали происходит только после того как образуется жидкая фаза, позволяющая науглероживать металл до высокой концентрации.

В связи с полученными результатами, механизм процесса цементации стальной поверхности нам представляется в следующем виде. В момент максимального сближения графитового электрода - анода с поверхностью стального образца-катода, происходит искровой разряд, в канале которого положительные ионы азота и углерода на большой скорости бомбардируют катод, разогревают поверхностный слой металла до жидкого состояния и внедряются в него. Таким образом, жидкая фаза железа насыщается большим количеством атомов углерода и азота. Эта жидкость при охлаждении выделяет цементитную фазу и нитрид железа, а образующийся при кристаллизации аустенит имеет равновесную концентрацию углерода в пределах 1.5 – 1.8%. Этот аустенит не превращается в мартенсит и сохраняется в виде остаточного.

Доказательством предлагаемого механизма формирования фаз при науглероживании, стал эксперимент с использованием обратной полярности искрового разряда при обработке образца технически чистого железа. В этом случае графитовый электрод был катодом, а образец железа – анодом. Искровой разряд при обработке был обыкновенного вида, но фазовый состав образовавшегося слоя существенно различался от ранее рассмотренного. Прежде всего обнаружилось, что цементитной фазы в поверхностном слое практически не было, отсутствовал и нитрид железа ( $\text{Fe}_4\text{N}$ ). На дифрактограмме присутствовали только линии феррита, мартенсита и остаточного аустенита. Таким образом, становится очевидным, что только направленное движение положительных ионов азота и углерода к поверхности образцов, способно вызвать цементацию и образование нитрида железа в слое.

**Выводы и направления дальнейших исследований.** Выполненные исследования показали, что процесс формирования цементитной фазы в поверхностном слое стальных образцов происходит через этап образование жидкой фазы, ее насыщения ионами углерода и азота, последующей скоростной кристаллизации с образованием остаточного аустенита и нитрида железа.

Задачей дальнейших исследований является изучение влияния легирующих элементов на процессы формирования фазового состава при электроискровом науглероживании.

### **Библиографический список**

1. Иванов Г.П. Технология электроискрового упрочнения инструментов и деталей машин / Иванов Г.П. – М.: Машигиз, 1961. - 303 с.
2. Самсонов Г.В. Электроискровое легирование металлических поверхностей / Самсонов Г.В., Верхотуров А.Д., Бовкун Г.А. – К.: Наукова думка, 1976. - 219 с.
3. Ершов В.М. Карбидообразование металлов при электроискровом науглероживании / В.М. Ершов // Сборник научных трудов ДонГТУ. - 2007. - №24. – С. 212 – 217.
4. Верхотуров А.Д. Технология электроискрового легирования металлических поверхностей / А.Д. Верхотуров, И.М. Муха. – К. Техника, 1982. - 181 с.
5. Новиков И.И. Теория термической обработки металлов / И.И. Новиков– М.: Металлургия, 1986. - 480 с.
6. Миркин Л.И. Рентгеноструктурный контроль машиностроительных материалов / Л.И. Миркин.– М.: Машиностроение, 1979. – 134 с.

Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А

*к.т.н. Щербак В.В.,  
к.т.н. Левченко Э.П.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНОЙ СКОРОСТИ ЗАГРУЗОЧНОГО КОНВЕЙЕРА РУДНО-ДРОБИЛЬНОГО КОМПЛЕКСА**

*Наведено уточнені аналітичні вирази для визначення параметрів систем завантаження дробарних агрегатів гірничої та будівельної індустрії.*

**Ключові слова:** конвеєр, дробарка, швидкість стрічки, генеральна продуктивність, завантажувальна воронка.

*Приведены уточненные аналитические выражения для определения основных параметров систем загрузки дробильных агрегатов горной и строительной индустрии.*

**Ключевые слова:** конвейер, дробилка, скорость ленты, генеральная производительность, загрузочная воронка.

**Проблема и связь с научными и практическими задачами.** Повышение эффективности работы дробильно-измельчительных комплексов при производстве строительных материалов, обогащении железных руд и углей может быть достигнуто на стадии проектирования технологической линии, путем решения задачи рациональной динамической сбалансированности процессов загрузки и выгрузки дробильных машин.

Некоторым аспектам данной проблемы посвящены исследования [1], проводимые ранее в Научно-исследовательском проектно-конструкторском институте проблем дробления и измельчения материалов. Снижение энергоемкости процессов дробления при повышении требований к уровню автоматизации комплексов, а также увеличение надежности оборудования в целом, является актуальной задачей.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ отечественных и зарубежных разработок показал, что основное внимание уделяется совершенствованию конструкций загрузочных конвейеров, оснащению их регулируемыми приводами и системами автоматического управления [2, 3] При этом параметры загрузочных конвейеров определяются, исходя из расчетных или заданных тяговых усилий, без учета динамики процессов загрузки [4].

**Постановка задачи.** Задача определения скорости конвейера, обеспечивающей максимальную производительность процесса дробления, решалась [5], но без учета геометрии и компоновки оборудования, а также траекторий движения загружаемого материала. В данной статье впервые рассмотрена возможность определения скорости ленты конвейера с учетом основных параметров и компоновки оборудования рудно-дробильного комплекса обогатительного участка.

**Изложение материала и его результаты.** Существующие процессы, происходящие в современных дробильно-измельчительных комплексах, возможно охарактеризовать следующими видами рабочих операций:

- процесса загрузки исходного сырья;
- процесса внутрикамерного дробления материала;
- процесса выгрузки готового продукта.

Такая структуризация является правомерной, в связи с тем, что каждый из перечисленных процессов имеет четкие границы и может осуществляться в определенные промежутки времени самостоятельно.

Генеральная производительность машины  $\Pi$  определяется выражением:

$$\Pi = f(\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3), \quad (1)$$

где  $\Pi_1$  – производительность процесса выгрузки готового продукта;

$\Pi_2$  – производительность процесса внутрикамерного дробления материала;

$\Pi_3$  – производительность процесса загрузки исходного материала.

Из всех перечисленных составляющих генеральной производительности внешней характеристикой машины является  $\Pi_1$ , величиной которой определяется сама генеральная производительность. В системе рабочего процесса это последняя стадия, являющаяся функцией цели.

Вопрос об интенсивности загрузки исходного материала в камеру дробилки не представляется затруднительным, так как ясно, что она должна быть равна интенсивности выгрузки готового продукта.

Из задач, входящих в подсистему выгрузки материала, наиболее важными представляются следующие: определение фракционного состава исходного материала, расчет параметров питающего конвейера, выбор геометрических характеристик воронки и загрузочного отверстия дробилки.

Схема движения материала от подающего конвейера к дробилке показана на рисунке 1.

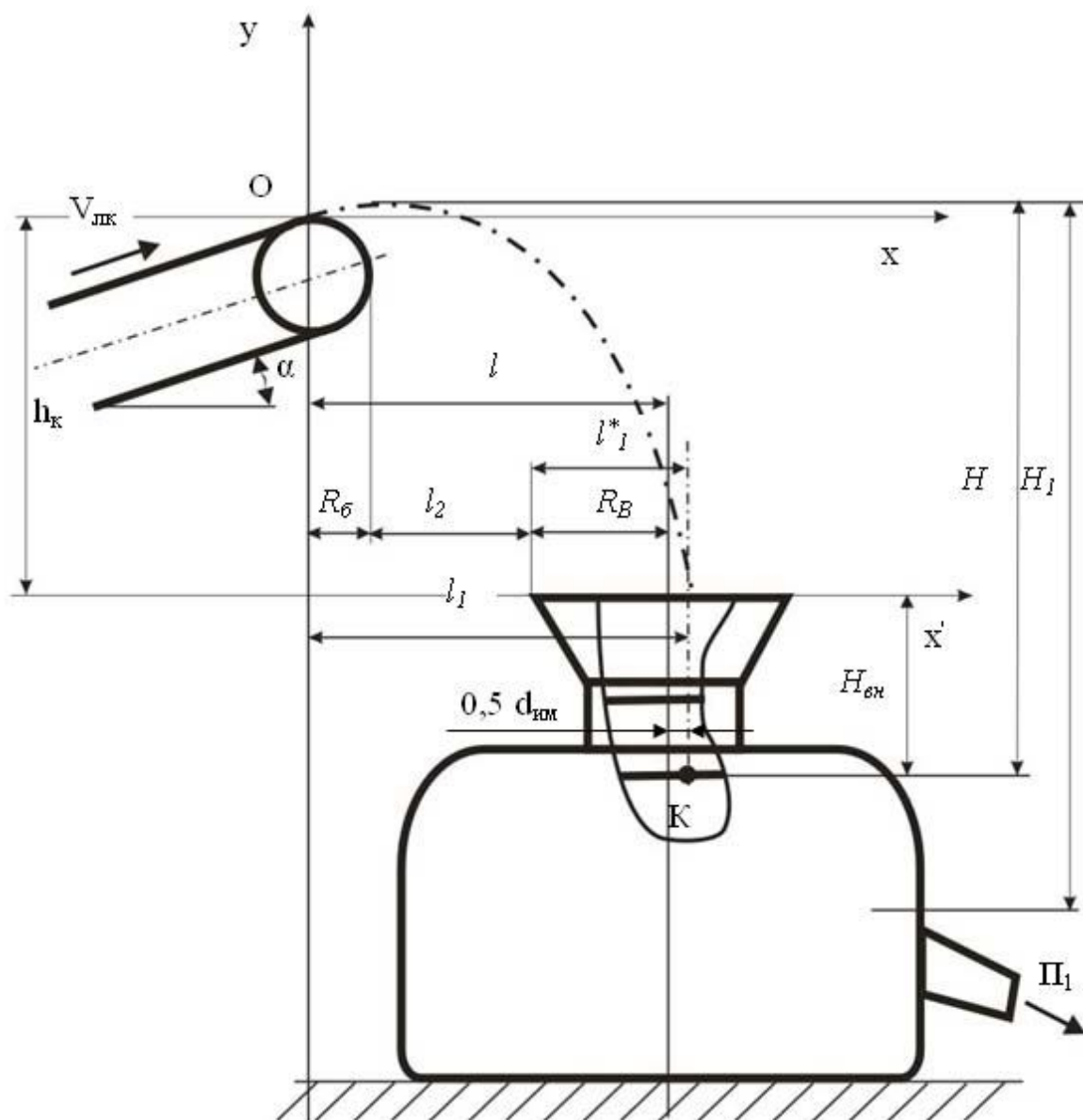


Рисунок 1 - Схема движения материала от подающего конвейера в дробильно-измельчительное устройство

В общем случае конвейер является питателем дробилки и может быть установлен под углом  $\alpha$  к горизонту. При этом движение тела, движущегося под углом  $\alpha$  к горизонту, описывается системой уравнений:

$$\begin{cases} x = V_0 \cos \alpha t \\ y = V_0 \sin \alpha t - \frac{gt^2}{2}, \end{cases} \quad (2)$$

где  $V_0$  – начальная скорость куска исходного материала в точке О.  
 $t$  – время движения.

Скорость  $V_0$  равняется скорости движения ленты конвейера  $V_{лк}$ .

Из системы (2) уравнение траектории движения куска исходного материала определится как:

$$y = x \operatorname{tg} \alpha - \frac{gx^2}{2V_0^2 \cos^2 \alpha}. \quad (3)$$

При  $y = -h_k$  получим:

$$\frac{g}{2V_0^2 \cos^2 \alpha} x - \operatorname{tg} \alpha x - h_k = 0,$$

откуда

$$x - l = \frac{\left( \operatorname{tg} \alpha + \sqrt{\operatorname{tg}^2 \alpha + \frac{2gh_k}{V_0^2 \cos^2 \alpha}} \right) V_0^2 \cos^2 \alpha}{g}; \quad (4)$$

или

$$l = \frac{V_0 \cos \alpha \left( V_0 \sin \alpha + \sqrt{V_0^2 \sin^2 \alpha + 2gh_k} \right)}{g}, \quad (5)$$

где  $h_k$  - расстояние по вертикали от точки отрыва куска материала с ленты конвейера до верхней плоскости загрузочной воронки дробилки;

$l$  - расстояние по горизонтали между вертикальной геометрической осью дробилки и точкой отрыва куска материала.

Для того, чтобы материал на пути, равном  $H_{вн}$  двигался относительно вертикально, необходимо выдержать такое сочетание  $V_0$  и  $h_k$ , чтобы разность между  $l$  и  $l_1$  не превышала, например,  $0,5d_{ум}$ , то есть:

$$l_1 - l \leq 0,5d_{ум}, \quad (6)$$

где  $l_1$  - расстояние по горизонтали между осью  $y$  и точкой пересечения с траекторией геометрического центра куска материала внутри дробилки при высоте полета  $H=h_k + H_{вн}$  в точке  $K$ ;

$d_{ум}$  - размер исходного материала.

Из выражения (5) и условия (6)

$$l_1 \leq \frac{V_0 \cos \alpha \left( V_0 \sin \alpha + \sqrt{V_0^2 \sin^2 \alpha + 2gh_k} \right)}{g} + 0,5d_{ум}; \quad (7)$$

$$l_1 = \frac{V_0 \cos \alpha \left( V_0 \sin \alpha + \sqrt{V_0^2 \sin^2 \alpha + 2g(h_k - H_{вн})} \right)}{g}. \quad (8)$$

Приравняв (8) и (7) и умножив полученное на  $\frac{1}{V_0}$ , при  $\alpha=0$  и  $V_{лк}=V_0$ , получим:

$$\sqrt{2g(h_k + H_{вн})} \leq \sqrt{2gh_k} + \frac{0,5d_{ум}g}{V_0}. \quad (9)$$

Откуда:

$$V_{лк} = V_0 \leq \frac{0,5d_{ум}g}{\sqrt{2g(h_k + H_{вн})} - \sqrt{2gh_k}}. \quad (10)$$

При этом:

$$l_1 = \frac{V_{лк} \sqrt{2g(h_k + H_{вн})}}{g}. \quad (11)$$

После остановки или при пуске конвейера в свободное пространство будут попадать куски материала, поэтому необходимо, чтобы  $l_2=0$ , тогда  $l_1=l_1^*+R_{\phi}$ , где  $R_{\phi}$  - радиус барабана конвейера с учетом толщины ленты.

Скорость  $V_{лк}$  определится с использованием (10) из нового условия  $l_1=R_{\phi}+0,5d_{ум}$ , где  $R_{\phi} \geq 1,5d_{ум}$  - радиус загрузочной воронки.

$$V_{лк} = \frac{(l_1^* + R_{\phi})g}{\sqrt{2g(h_k + H_{вн})}}. \quad (12)$$



Производительность конвейера  $\Pi_k$  должна соответствовать производительности разгрузки дробилки  $\Pi_l$  с учетом ее паспортной характеристики, поэтому:

$$\Pi_k = 3600V_{лк}F\rho_n, \quad (13)$$

при этом:

$$F = f(b_l, \alpha, M), \text{ м}^2, \quad (14)$$

где  $\rho_n$  - насыпная плотность исходного материала, кг/м<sup>3</sup>;

$F$  - площадь сечения материала на ленте, м<sup>2</sup>;

$b_l$  - ширина ленты, м;

$M$  – вид материала на ленте, с учетом его физических свойств.

Из формулы (13) при известном значении  $\Pi_l$  можно определить ширину ленты  $b_l$ , и другие параметры системы подачи материала [5].

Окончательно скорость движения ленты конвейера определится как:

$$V_{лк} = \frac{(R_e + 0,5d_{им} + R_6)g}{\sqrt{2g(h_k + H_{вн})}}, \text{ м/с}, \quad (15)$$

при площади сечения материала на ленте:

$$F = \frac{\Pi_l}{3600V_{лк}\rho_n}, \text{ м}^2. \quad (16)$$

**Выводы и направления дальнейших исследований** 1. Для обеспечения рационального динамического равновесия подпроцессов загрузки, выгрузки и дробления различных материалов необходимо, чтобы производительность системы питания исходным материалом была равна производительности разгрузочного устройства.

2. Полученные зависимости позволяют по известным характеристикам дробильной машины и исходного материала определять основные монтажные параметры системы питания, производительность, оптимальные скорость и ширину ленты загрузочного конвейера и являются теоретической инженерной базой при проектировании дробильно-измельчительных комплексов.

На основе полученных соотношений при дальнейшей работе планируется изучить влияние конкретных параметров с помощью графических зависимостей.

### **Библиографический список**

1. *Разработка теоретических основ надёжности, автоматизации машин принудительно-динамического самоизмельчения материалов и поиск областей использования продукции измельчения. Отчёт о НИР (заключ.) / Научн.-исслед. и прек.-констр. ин-т проблем дробления и измельчения материалов при Коммунарском горно-металлургическом институте. Рук. Щербак В.В.; исп. Левченко Э.П. [и др.]; - Алчевск, 1990. - 220 с. №ГР 0189003642.*
2. *Полунин В.Т. ленточные конвейеры в горной промышленности / В.Т. Полунин, Г.Н. Гуленко. – М.: Недра, 1982. – 288 с.*
3. *Зеличенко Г.Г. Автоматизация технологических процессов на предприятиях строительной индустрии / Г.Г. Зеличенко. – М.: Машиностроение, 1974. – 324 с.*
4. *Расчет металлургических машин и механизмов. Учебное пособие для металлургических специальностей вузов / В.М. Гребеник, Ф.К. Иванченко, В.И. Ширяев. – К.: Выща школа, 1988. – 466 с.*
5. *Спиваковский А.О. Теоретические основы расчета ленточных конвейеров / А.О. Спиваковский, О.Г. Дмитриев. – М.: Машиностроение, 1977. – 503 с.*

*Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Ульяницким В.Н.*

*к.т.н. Левченко О.О.,  
к.т.н. Левченко Е.П.,  
к.э.н. Зинченко А.М.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

### **ЗАСТОСУВАННЯ ОБ'ЄКТНО-ОРІЄНТОВНОГО ПІДХОДУ ДО ДОСЛІДЖЕНЬ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ДРОБЛЕННЯ В ОДНОВАЛКОВІЙ ЗУБЧАСТІЙ ДРОБАРЦІ**

*За допомогою об'єктно-орієнтованої середовища програмування Visual Basic створено програмний продукт та теоретично досліджено вплив основних параметрів одновалкової зубчастої дробарки з застосуванням багатofакторного дослідження.*

**Ключові слова:** *програма, одновалкова зубчаста дробарка; агломераційний спік, середовища програмування, багатofакторні дослідження, процес дроблення.*

*С помощью объектно-ориентированной среды программирования Visual Basic создан программный продукт и теоретически исследовано влияние основных параметров одновалковой зубчатой дробилки с применением многофакторных исследований.*

**Ключевые слова:** *программа, одновалковая зубчатая дробилка; агломерационный спек, среда программирования, многофакторный эксперимент, процесс дробления.*

**Проблема та зв'язок з науковими та практичними задачами.** Подання агломераційного спіку на дроблення в одновалкову зубчасту дробарку на виробництві здійснюється традиційним шляхом, а саме його зісковзуванням по направляючій поверхні більш холодною стороною вгору під дію зубців ротора [1]. Такий спосіб завантаження призводить до того, що руйнування суцільного пирогу агломерату на окремі фрагменти відбувається не досить ефективно, бо більш розігріта нижня поверхня відіграє роль своєрідної буферної подушки, при цьому енергія накладання зусиль на агломерат частково розсіюється на деформування його розпеченої основи [2], температура якої при цьому досягає 800 °С.

**Аналіз досліджень та публікацій.** Вивченню руйнування агломераційного пирога з більш гарячої сторони у літературних джерелах достатньої уваги не приділяється. Однак, відомо, що перевага руйнування агломерату з "гарячої" сторони є в тому, що при достатній площі

контакту зубців з пластичною масою не відбувається перездрібнення аглопирогу поблизу місця контакту [3], що стабілізує утворення повернення. Крім того, при значній кількості розплава у спеку у разі розповсюдження повздовжньої хвилі виникає гідравлічний удар, що передає послаблений, але достатній ударний імпульс, який забезпечує руйнування охолодженої маси пирога, що затверділа. При цьому може виникати торкретування розплаву на елементи дробарки. Таким чином, подання агломераційного пирогу на дроблення більш нагрітою стороною вгору є перспективним, а можливість реалізації цього доведено дослідженнями, проведеними в Донбаському державному технічному університеті за темою 148-ДБ „Наукове обґрунтування та оптимізація технологічного процесу дроблення агломерату”, на що вказувалося раніше [4-6].

**Постановка задачі.** Визначення оптимальних параметрів технологічного процесу одновалкової зубчастої дробарки є важливим та одночасно достатньо нелегким завданням отримання більш повної наукової інформації про процес подання гарячого агломерату більш нагрітою стороною вгору за рахунок математичного моделювання цього процесу. Вирішення такої задачі на базі застосування теорії багатофакторних досліджень може спрощуватися застосуванням спеціального програмного забезпечення. Тому головним завданням вирішення проблеми вивчення процесу є створення програмного продукту, направлено на розрахунок математичної моделі процесу, що описується, з метою підвищення зручності та рівня візуалізації розрахунків за допомогою об'єктно-орієнтованої середовища програмування.

**Викладення матеріалу та його результати.** Для спрощення виконання розрахунків згідно завдань досліджень розроблено комп'ютерну програму за допомогою об'єктно-орієнтованої середовища програмування Visual Basic (рис. 1) [7]. За функцію мети приймалася мінімальна відстань до упору, яка гарантує перекидання агломераційного пирогу за рахунок накопичення ним достатньої кінетичної енергії. Необхідні параметри, що закладаються у наведену форму, задаються відповідно вектору цільової функції з врахуванням реальних можливостей виробництва. При цьому величини змінних задаються не призовольно, а у строгій відповідності до матриці планування багатофакторного дослідження, а саме центрального композиційного ротатабельного уніформ планування другого порядку, відповідно інтервалам варіювання незалежних факторів [8].

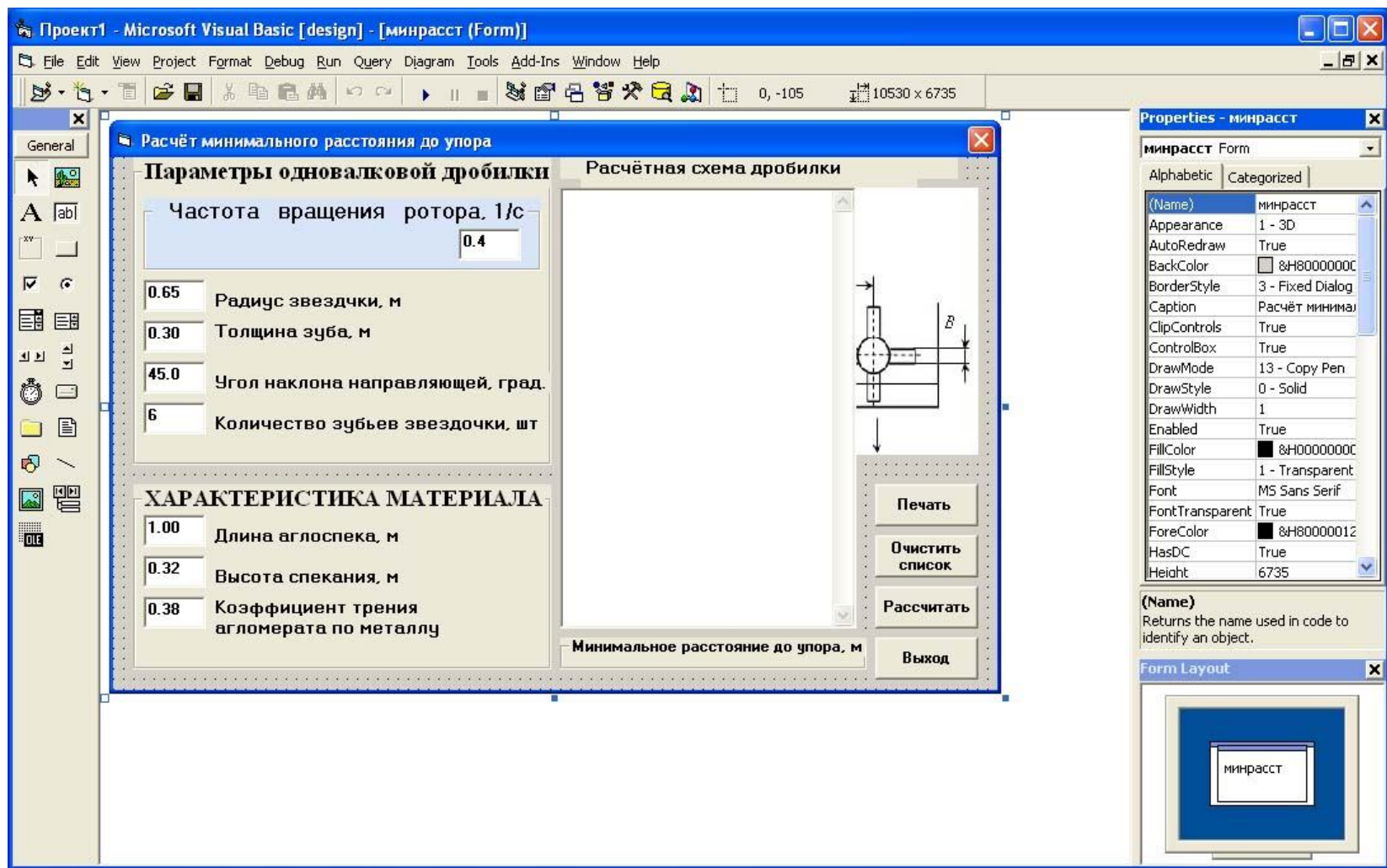


Рисунок 1 – Вікно розробки проекту програми розрахунку мінімальної відстані у середі Visual Basic

На рисунку 2 наведено вікно вже готової для використання програми, що зкомпільована в виконавчий exe-файл, яку можна застосовувати для розрахунку наведеної задачі розрахунку та багатьох інших параметрів дробарки.

Багатофункціональне застосування розробленої програми досягається наявністю в інтерфейсі стандартних об'єктів, як для введення необхідної інформації, так і для виведення результатів, що розраховуються. Так у якості початкових змінних параметрів, що характеризують устрій одновалкової зубчастої дробарки передбачено введення радіусу зірочки (для дробарки СМД -1 складає 1200 мм; СМД-2 – 1300 мм), товщини зуба зірочки ротора (залежить від конструктивного виконання), кута нахилу похилої направляючої, по якій здійснюється сходження агломераційного пирога при знатті його ножом з палети, а також враховується кількість зубів зірочок (в реальному виробництві розповсюджено 4 зуби, але є дані про виконання кількості зубів на зірочці від двох до шести). Також задається кутова частота обертання валу ротора дробарки, яка безпосередньо здійснює значний вплив на розміри шматків, що отримуються при дробленні та задає продуктивність машини.

Для полегшення сприймання параметрів, що описані вище передбачено схематичний малюнок процесу подання, перевертання та дроблення агломерату у дробарці. На цій схемі позначено основні геометричні параметри:  $h$  - висота спікання,  $L$  – довжина агломераційного спіку (довжина спікального візка),  $\alpha$  – кут нахилу похилої направляючої,  $R$  – радіус зірочки та  $B$  – товщина зуба зірочки. Ця схема присутня тільки у момент введення у програму вхідних даних, а при натисканні на кнопку "розрахувати" вона зникає. Замість цього з'являється поле виведення розрахованих даних, які натисканням кнопки "роздрукувати" можна вивести на паперовий носій за допомогою принтеру.

Для варіювання характеристиками матеріалу передбачено введення таких величин, як довжина агломерату, висота спікання та коефіцієнт тертя агломерату по сталі, бо ці параметри можна змінювати в залежності від умов виробництва, якості залазорудної сировини та т.і.

В цілому програма, що наведена, має дружній інтуїтивно зрозумілий інтерфейс і може використовуватися користувачем електронно-обчислювальної машини з програмною середою Windows різних версій, що є її перевагами.

**Расчёт минимального расстояния до упора**

### Параметры одновалковой дробилки

Частота вращения ротора, 1/с

Радиус звездочки, м

Толщина зуба, м

Угол наклона направляющей, град.

Количество зубьев звездочки, шт

### ХАРАКТЕРИСТИКА МАТЕРИАЛА

Длина аглоспека, м

Высота спекания, м

Коэффициент трения агломерата по металлу

### Расчётная схема дробилки

Печать

Очистить список

**Расчитать**

Выход

Минимальное расстояние до упора, м

Рисунок 2 – Програма розрахунку мінімальної відстані у готовому вигляді

За допомогою даних, що були розраховані наведеною програмою та на засаді теорії багатofакторних досліджень отримана адекватна поліноміальна модель другого порядку у кодованій формі [9]:

$$y = 0,445 - 0,095x_1 + 0,219x_2 - 0,104x_3 - 0,091x_1x_2 + 0,069x_1x_3 - 0,089x_2x_3 + 0,023x_1^2 + 0,036x_2^2 + 0,039x_3^2$$

Приватні (двovірні) рішення математичної моделі у кодованій формі:

$$y_1(h) = 0,212 + 0,058x_1 + 0,023x_1^2, \text{ (при } x_2(L) = x_3(\alpha) = -1,682);$$

$$y_2(h) = 0,445 - 0,095x_1 + 0,023x_1^2, \text{ (при } x_2(L) = x_3(\alpha) = 0);$$

$$y_3(h) = 0,598 - 0,132x_1 + 0,023x_1^2, \text{ (при } x_2(L) = x_3(\alpha) = 1,682);$$

$$y_4(L) = 1,15 + 0,522x_2 + 0,036x_2^2, \text{ (при } x_1(h) = x_3(\alpha) = -1,682);$$

$$y_5(L) = 0,445 + 0,219x_2 + 0,036x_2^2, \text{ (при } x_1(h) = x_3(\alpha) = 0); \quad (3)$$

$$y_6(L) = 0,480 - 0,084x_2 + 0,036x_2^2, \text{ (при } x_1(h) = x_3(\alpha) = 1,682);$$

$$y_7(\alpha) = 0,147 - 0,070x_3 + 0,039x_3^2, \text{ (при } x_1(h) = x_2(L) = -1,682);$$

$$y_8(\alpha) = 0,445 - 0,104x_3 + 0,039x_3^2, \text{ (при } x_1(h) = x_2(L) = 0);$$

$$y_9(\alpha) = 0,563 - 0,138x_3 + 0,039x_3^2, \text{ (при } x_1(h) = x_2(L) = 1,682).$$

При переході до натуральних значень факторів використовувалися залежності [8]:  $x_1=(h-0,38)/0,07$ ;  $x_2=(L-0,75)/0,15$ ;  $x_3=(\varphi_2-52,5)/4,46$ , які підставлялися у відповідні вирази. В натуральному (розкодованому) вигляді математична модель має такий вигляд:

$$s_0 = 4,778 - 10,031h - 13,799L - 0,213\varphi_2 - 8,667hL + 0,217\varphi_2h - 0,133L\varphi_2 + 4,694h^2 + 16L^2 + 0,002\varphi_2^2.$$



Приватні (двовірні) рішення математичної моделі у натуральній формі наведено нижче:

$$s_{01}(h) = 0,227 + 0,569h + 4,694h^2, \text{ (при } L = 0,498 \text{ м; } \alpha = 45^\circ);$$

$$s_{02}(h) = -0,197 - 1,357h + 4,694h^2, \text{ (при } L = 0,750 \text{ м; } \alpha = 52,5^\circ);$$

$$s_{03}(h) = 0,670 - 1,886h + 4,694h^2, \text{ (при } L = 1,000 \text{ м; } \alpha = 60,0^\circ);$$

$$s_{04}(L) = 2,860 - 3,480L + 1,600L^2, \text{ (при } h = 0,262 \text{ м, } \alpha = 45,0^\circ);$$

$$s_{05}(L) = -1,550 + 1,460L + 1,600L^2, \text{ (при } h = 0,380 \text{ м, } \alpha = 52,5^\circ);$$

$$s_{06}(L) = -0,560 + 1,600L^2, \text{ (при } h = 0,498 \text{ м; } \alpha = 60,0^\circ);$$

$$s_{07}(\alpha) = -4,433 - 0,016\alpha + 0,002\alpha^2, \text{ (при } h = 0,262 \text{ м, } L = 0,498 \text{ м);}$$

$$s_{08}(\alpha) = -3,735 - 0,023\alpha + 0,002\alpha^2, \text{ (при } h = 0,380 \text{ м, } L = 0,750 \text{ м);}$$

$$s_{09}(\alpha) = -3,217 - 0,0316\alpha + 0,002\alpha^2, \text{ (при } h = 0,498 \text{ м, } L = 1,000 \text{ м).}$$

Найменше значення шляху, який пройдено аглоспіком дорівнює 0,171 м, що гарантує його перевертання, відповідає таким оптимальним параметрам: висота пирогу  $h=0,38$  м; довжина пирогу  $L=0,5$  м; кут нахилу направляючої  $\varphi_2=52,5^\circ$ . Таким чином, при вказаних величинах можливе забезпечення подання аглопирогу у дробарку в діючих умовах.

#### **Висновки та напрямки подальших досліджень.**

1. На засаді об'єктно-орієнтованої середовища програмування Visual Basic створено програмний продукт для розрахунку функції мети з застосуванням теорії планування багатofакторних досліджень.

2. Досліджено вплив основних параметрів одновалкової зубчастої дробарки на функцію мети та отримано поліноміальні математичні моделі другого порядку залежності мінімальної відстані від довжини пирогу, його висоти та кута нахилу похилої направляючої у кодованому та у натуральному вигляді.

3. Оптимальні параметри процесу подання агломераційного спіку на дроблення більш нагрітою стороною вгору відповідають висоті пирогу  $h=0,38$  м; довжині пирогу  $L=0,5$  м; куту нахилу направляючої

$\varphi_2=52,5^\circ$ . При цьому мінімальна відстань, що необхідна для перевертання пирога буде відповідати мініальному значенню 0,171 м.

При подальших дослідженнях планується вивчення компромісного впливу різних функцій відгуку. Отримані результати сприяють оптимізації технологічного процесу дроблення агломерату, що позитивно впливає на його фракційний склад, підвищуючи його стабільність у заданих границях крупності.

### **Бібліографічний список**

1. В.П. Жилкин, Д.Н. Доронин. Производство агломерата. Технология, оборудование, автоматизация. Екатеринбург: Уральский центр ПР и рекламы, 2004. – 292 с.
2. Левченко О.А. О некоторых технологических аспектах дробления агломерата / О.А. Левченко, В.А. Галич // Сб. научн. тр. ДонГТУ. Вып 23. – Алчевск: ДонГТУ, 2006. - С 251 – 256.
3. Борискин И.К. Интенсивная механическая обработка агломерата. Теория, оборудование, технология / И.К. Борискин, Г.А.Арыков, А.Н. Пыриков - М.: МИСИС, 1998. -248 с.
4. Левченко О.А. Анализ условий переворачивания аглоспека / О.А. Левченко, В.А. Галич // Сб. научн. тр. ДонГТУ. Вып 24. – Алчевск: ДонГТУ, 2006. - С 284 – 290.
5. Патент на корисну модель 17859 МПК<sup>7</sup> В 02 С 4/10. Спосіб подання агломерату в одновалкову зубчасту дробарку / Левченко О.О, Галич В.А, Алтухов В.М., Левченко Е.П.; заявник і патентовласник ДонГТУ. - № и200604337; аявл. 18.04.06; опубл. 16.10.06; Бюл. № 10.
6. Научное обоснование и оптимизация технологического процесса дробления агломерата. Отчет о НИР (заключительный) 148-ГБ/Донбасский государственный технический университет; рук Левченко Э.П.; исп. Левченко О.А. [и др.], - Алчевск, 2008. - 318 с. № ГР 0207U008783.
7. Microsoft Visual Basic 6.0 для профессионалов. Шаг за шагом: Практич. пособ. / Пер с англ. – М. – ЭКОМ, 1999. – 720 с.
8. Сидоров В.А. Моделирование влияния параметров аглопирога и наклонной направляющей на возможность переворачивания аглоспека / В.А. Сидоров, О.А. Левченко // Металлургические процессы и оборудование. – 2008. № 2. – С. 38 – 41.
9. Левченко О.О. Підвищення ефективності дроблення агломерату шляхом удосконалення конструктивних параметрів одновалкової зубчастої дробарки: Автореферат канд. дис. / О.О. Левченко. – Донецьк, 2009. – 20 с.

Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Луценко В.А.

*к.т.н. Лебедев В.А.,  
к.э.н. Лебедева И.Б.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПРИНЦИПЫ ОРГАНИЗАЦИИ ПРОИЗВОДСТВА АГЛОМЕРАТА СТАБИЛЬНОГО ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА**

*Узагальнені результати теоретичних і експериментальних досліджень усереднювання сировини при виробництві агломерату. Сформульовані принципи організації підготовки агломераційної шихти, що забезпечують отримання агломерату з мінімальними коливаннями його хімічного складу.*

**Ключові слова:** *агломерація залізорудної сировини, усереднювання шихти, склади матеріалів.*

*Обобщены результаты теоретических и экспериментальных исследований усреднения сырья при производстве агломерата. Сформулированы принципы организации подготовки агломерационной шихты, обеспечивающие получение агломерата с минимальными колебаниями его химического состава.*

**Ключевые слова:** *агломерация железорудного сырья, усреднение шихты, склады материалов.*

Актуальность проблемы совершенствования усреднения сырья на агломерационных фабриках и сокращения колебаний химического и гранулометрического состава агломерата определяется задачами, которые поставлены перед черной металлургией Украины возрастающей конкуренцией со стороны крупнейших мировых производителей металлопродукции. Во-первых, техническое перевооружение отрасли должно включать реконструкцию устаревшего складского хозяйства агломерационных фабрик [1], перевод его на автоматизированные роторно-конвейерные линии. Во-вторых, кардинальное повышение качества металлопродукции может быть достигнуто лишь при надлежащем повышении качества промежуточных продуктов на всех стадиях металлургического передела, и, в частности, – при обеспечении производства агломерата, соответствующего по стабильности состава требованиям мировых стандартов.

Колеблемость состава агломерата определяется *множеством факторов*: рациональностью схемы организации потоков сырых материалов на аглофабрике, мощностью складского хозяйства и эффективностью усреднительного оборудования [2,3]. При этом малая колеблемость состава агломерата может быть достигнута лишь в случае, когда ни один из этих факторов не является лимитирующим. Так, если склад железорудного сырья имеет вполне достаточную емкость, но используемое усреднительное оборудование малоэффективно, добиться высокой стабильности состава материалов после усреднения невозможно. В свою очередь, при наличии складов большой емкости и использовании эффективного усреднительного оборудования малая колеблемость состава агломерата может быть не достигнута из-за особенностей объединения исходных материалов в шихтовые смеси, и т.д.

В связи с этим следует четко выделить основные принципы организации производства агломерата с малой колеблемостью химического состава, которые могли бы служить ориентиром не только при реализации соответствующих мероприятий в существующих условиях, но и в ходе разработки вопросов реконструкции аглофабрик. Накопленный к настоящему времени практический опыт и выполненные теоретические исследования показывают, что для обеспечения высокой стабильности состава агломерата при совершенствовании подготовки сырья к спеканию необходимо руководствоваться следующими требованиями.

#### **I. Раздельное накопление разнородных материалов.**

На аглофабриках практикуется совместное складирование материалов, существенно различающихся по содержанию главных компонентов (железо, кремнезем, окись кальция, марганец и т.п.). Из-за поочередного прибытия отдельные материалы подаются на склад самостоятельной массой. Поэтому в общем штабеле они сохраняют автономность: не рассредоточиваются равномерно по всему объему, а располагаются в виде обособленных скоплений. Это обстоятельство в большинстве случаев является основной причиной колебаний состава поступающих в аглошихту технологических смесей, а значит, и агломерата. Его влияние тем значительнее, чем неоднороднее смесь, то есть чем больше различие входящих в нее материалов по химическому составу.

Вместе с тем, штабелеукладчики даже самых прогрессивных типов, при поочередном поступлении материалов на накопительный склад не могут обеспечить высокой дисперсности их рассредоточения по объему штабеля, а заборные машины не могут полностью ликвидировать наличие скоплений отдельных материалов в конечном потоке смеси. Поэтому чем разнороднее шихтовые материалы по своему составу, тем

важнее сохранение автономии таких материалов в процессе накопления, то есть раздельное их складирование.

## **2. Усреднение ведущих материалов при их накоплении.**

Колебания химического состава агломерата включают колебания состава всех материалов, поступающих в шихту. Влияние отдельных шихтовых материалов определяется удельным их расходом: чем больше расход материала, тем большим может быть его вклад в общую колеблемость состава агломерата. Поэтому в особо тщательном усреднении нуждаются в первую очередь ведущие материалы, являющиеся главными компонентами агломерационной шихты.

Накопительный склад в силу своего назначения сосредоточивает наибольшие массы сырья. В связи с этим здесь имеют место наилучшие условия для тщательного усреднения, способного устранить не только среднечастотные, но и сравнительно низкочастотные колебания состава шихтовых материалов.

Поэтому производство агломерата с малой колеблемостью состава может быть обеспечено лишь при полноценном использовании возможностей накопительного склада по усреднению ведущих шихтовых материалов, таких как железорудный концентрат и агломерационная руда.

## **3. Дозированное объединение разнородных материалов.**

В силу особенностей производства агломерата в аглошихту входят существенно разные по химическому составу материалы, а качество агломерата будет тем выше, чем более дисперсно и равномерно разнородные материалы рассредоточены по объему шихты. Полнота же рассредоточения отдельных материалов в промежуточных технологических смесях и аглошихте в целом определяется особенностями объединения шихтовых материалов: чем тоньше начальная слоистость объединенной массы, тем легче при перемешивании разрушаются скопления материалов и тем меньше остаточные их размеры, а чем стабильнее подача материалов в смесь, тем равномернее распределяется каждый материал в больших массах смеси.

Оба эти условия выполняются при дозированной выдаче шихтовых материалов из бункеров на сборный транспортер. Образующийся на транспортере объединенный поток имеет тонкослоистую структуру, а дозаторы обеспечивают постоянное соотношение между материалами в больших объемах смеси.

Такой режим объединения нужен для всех материалов, сохранявших автономию на стадии накопления. В случае невозможности поддержания необходимого постоянства расхода одного из них дозирование должно производиться в режиме регулирования расхода других ма-

териалов в расчете на обеспечение возможно большей стабильности соотношения между материалами в объединенном потоке.

#### **4. Регулирование состава руднофлюсовой смеси.**

В колебаниях состава большинства шихтовых материалов присутствуют низкочастотные компоненты, плохо поддающиеся усреднению. С другой стороны, при совместном складировании разнородных материалов из-за неравномерного поступления соотношение между ними варьирует от штабеля к штабелю, что также приводит к возникновению сравнительно низкочастотных колебаний состава образующейся на складе смеси.

Увеличивать емкость усреднительных штабелей только лишь для надлежащего сокращения таких колебаний нецелесообразно: их неблагоприятное влияние на стабильность состава агломерата может быть нивелировано более дешевыми средствами – путем регулирования соотношения между материалами при дозированном их объединении в зависимости от состава отдельных материалов или образующейся смеси.

Наибольшие возможности устранения низкочастотных колебаний состава материалов за счет регулирования соотношения их расходов имеют место при образовании руднофлюсовой части или аглошихты в целом, – на этой стадии производится объединение материалов, наиболее значительно различающихся по своему химическому составу. Например, содержание железа в смеси может корректироваться путем изменения соотношения между аглорудой и концентратом, а ее основность – изменением расхода флюса.

Таким образом, вне зависимости от эффективности оборудования накопительного склада и схемы организации потоков материалов, тщательное регулирование соотношения между компонентами руднофлюсовой смеси в зависимости от ее химического состава – необходимое условие достижения малых колебаний состава агломерата.

#### **5. Усреднение технологических смесей максимальной готовности.**

При объединении разнородных шихтовых материалов в дозирочных отделениях и, в особенности, в штабелях накопительных складов, неизбежные погрешности объединения порождают новые колебания состава технологических смесей, отсутствовавшие в потоках исходных материалов. Источниками таких колебаний в накопительных штабелях являются обособленность скоплений исходных материалов на торцевом срезе штабеля, сегрегация материалов по крупности и составу в объеме скоплений, продольное выклинивание отдельных материалов в моменты окончания и начала их подачи в штабель, варьирование мощности скоплений вдоль их простирания. В дозирочных отделениях колебания соотношения между материалами вызываются эпизодиче-

скими зависаниями и последующими обрушениями материалов в бункерах, погрешностями контроля расхода материалов во влажной массе и регулирования их соотношения, текущими колебаниями влажности материалов, а значит, и соотношения между их расходами в сухой массе.

Влияние этих явлений на стабильность состава агломерата сокращается двумя способами: 1) осуществлением ряда специальных мероприятий, каждое из которых приурочено к определенному участку аглофабрики и направлено на ослабление влияния соответствующего явления на колеблемость состава материала; 2) сооружением усреднительного склада руднофлюсовой смеси, предназначенного для подавления любых колебаний ее состава.

Эти направления не конкурируют, а дополняют друг друга, совместно позволяя достичь высокой стабильности состава агломерата при умеренных затратах. Мероприятия индивидуальной направленности предотвращают возникновение чрезмерно больших колебаний, не поддающихся сокращению до необходимого уровня на последующих стадиях производства, а усреднительный склад ликвидирует остаточные колебания, неизбежно накапливающиеся в ходе технологического продвижения шихтовых материалов и образования аглошихты. Более того, применительно к реальному технологическому оборудованию производство агломерата с минимальной колеблемостью состава может быть гарантировано лишь при условии, что усреднение приурочено к завершающей стадии шихтоподготовки, за которой отсутствуют источники новых колебаний состава шихты и агломерата.

#### **6. Формирование штабелей тонкими горизонтальными грядками.**

Как и любая другая перегрузка, подача сыпучего материала в штабель сопровождается его сегрегацией: разные фракции территориально разобщаются, а поскольку они обычно существенно различаются и по химическому составу, то в штабеле возникают обособленные скопления материала разного состава. При поочередной подаче разных материалов в общий штабель их массы в объеме штабеля также располагаются обособленно друг от друга.

В ходе разработки штабеля обособленность подобных скоплений нарушается, однако даже при наилучших способах забора они не ликвидируются полностью. В результате состав материала на выходе со склада варьирует во времени и тем сильнее, чем больше начальные размеры скоплений в штабеле.

Поэтому необходимым условием достижения высокой стабильности состава агломерата является ограниченная возможность образования больших скоплений разнородных материалов в штабеле в ходе его формирования. Это условие выполняется лишь при укладке материалов

горизонтальными грядками, имеющими малые поперечные размеры. Чем меньше эти размеры, тем дисперснее по торцевому срезу штабеля рассредоточиваются разнородные материалы и тем меньше остаточные размеры их скоплений на выходе со склада.

#### **7. Расходование штабеля тонкими торцевыми срезами.**

Полнота усреднения материалов в штабелях определяется не только особенностями их укладки, но и способом разработки. Для штабелей определенной емкости и структуры эффект усреднения максимален при поперечном заборе, вразрез гряд. В этом случае операции укладки и забора в совокупности обеспечивают наиболее протяженные перестановки порций.

Вместе с тем, способ забора влияет и на остаточные размеры скоплений разнородных материалов на выходе склада. В частности, чем тоньше торцевые срезы, тем дисперснее эти скопления рассредоточиваются вдоль выходного потока.

Поэтому необходимым условием малой колеблемости состава агломерата является забор материалов из штабелей путем тонких торцевых срезов, пересекающих все уложенные в штабель гряды.

Соблюдение перечисленных требований (каждого в отдельности) является необходимым, а всей их совокупности – достаточным условием получения агломерата стабильного химического состава. Это подтверждается как результатами расчетов, выполненных на базе теоретических исследований, так и передовым опытом ведущих предприятий отрасли.

Таким образом, на основании ранее изложенного материала можно сделать следующие выводы.

Колебания химического состава агломерата включают воздействия разной природы и характера. Среди этих факторов нет заведомо преобладающих. Поэтому проблема существенного (в 3-4 раза) сокращения колебаний состава агломерата не может быть решена путем совершенствования отдельного узла или участка системы подготовки сырья к спеканию.

Соблюдение разработанных принципов организации подготовки сырья к агломерации обеспечивает возможность производства агломерата с малой колеблемостью химического состава при умеренных затратах на реконструкцию складских комплексов, оправдывающихся получаемым эффектом.

Дальнейшие исследования в этом направлении предполагают разработку оптимальной технологической схемы подготовки агломерационной шихты, количественный анализ формирования колебаний ее химического состава, а также оценку экономической эффективности от внедрения разработанных предложений.



### **Библиографический список**

1. Банников Ю.Г. Основные направления техперевооружения агломерационного производства в Украине [Электронный ресурс]: Ассоциация «Центр подготовки сырья и выплавки чугуна» / Ю.Г. Банников, Н.Г. Шаповалова. – 2009. – Режим доступа: <http://www.aglodom.com>.

2. Русаков П.Г. О закономерностях усреднения железорудных материалов / П.Г. Русаков // Изв. Вузов. Горный журнал. – 1977. – № 11. – С. 43-48.

3. Русаков П.Г. О максимальных усреднительных возможностях рудных складов / П.Г. Русаков // Изв. Вузов. Черная металлургия. – 1980. – № 9. – С. 30-35.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луценко В.А*

*к.т.н. Козачишен В.А.,  
к.т.н. Попов Г.Н.,  
Андреев А.Н.  
(ДонДТУ, Алчевськ, Україна)*

### **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ И УСЛОВИЙ ГРАНУЛООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ОКОМКОВАНИИ АГЛОМЕРАЦИОННОЙ ШИХТЫ**

*Визначені умови та показники раціональної схеми регулювання процесу огрудкування агломераційної шихти. Запропонована модель росту розмірів гранул різних фракцій.*

**Ключові слова:** *огрудкування, агломераційна шихта, газопроники-  
ність, газодинаміка, центри огрудкування, висота аглопирога, міцність  
грудочок.*

*Определены условия и показатели рациональной схемы регулиро-  
вания процесса окомкования агломерационной шихты. Предложена мо-  
дель роста размеров гранул различных фракций.*

**Ключевые слова:** *окомкование, агломерационная шихта, газопрони-  
цаемость, газодинамика, центры окомкования, высота аглопирога,  
прочность комков.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. Ми-  
ровая практика аглопроизводства показывает, что спекания агломерата  
выполняют в слое высотой 600 – 800 мм. При этом на отечественных  
фабриках окускования работают на слое 250 – 350 мм, это существенно  
снижает качество продукта и технико-экономические процессы агломе-  
рации. Качество окомкования агломерационной шихты, является одним  
из основных факторов, сдерживающих увеличение высоты аглопирога,  
так как не обеспечивает требуемую газопроницаемость.

Анализ исследований и публикаций. Качество окомкования агло-  
мерационной шихты характеризуется целым рядом показателей. Основ-  
ными из них принято считать крупность, прочность комков, влажность.  
Для глубокого анализа факторов, влияющих на технико-экономические  
показатели агломерационного процесса, необходимо знать компонент-  
ный, химический, минералогический состав, а также влажность гранул  
различной крупности. Не менее важным показателем является механи-  
ческая прочность гранул. Однако под действием переувлажнения в аг-

ломерируемом слое она изменяется. Поэтому при подготовке шихты, можно ограничиться прочностью гранул, при которой действие переувлажнения в слое оказывает минимальное влияние на газодинамику неизотермического слоя [1 – 4].

Постановка задачи. Определить условия и параметры рациональной схемы регулирования гранулометрического состава окомкованной шихты, обеспечивающей повышение его однородности и увеличения газопроницаемости слоя.

Изложение материала и его результаты. Свойства окомкованной агломерационной шихты зависят от трех основных факторов:

1. Исходного гранулометрического состава. Наличия центров окомкования, комкуемой составляющей и их соотношения.
2. Поверхностных свойств шихтовых материалов (гидрофильности, гидрофобности, шероховатости).
3. Условий окомкования.

Материальной базой образования новых гранул и повышения их крупности является наличие комкуемой составляющей и влаги. Для гранулообразования необходимо обеспечить процесс циклического пересыпания материалов при наличии динамических нагрузок, способствующих уплотнению элементарных частиц в сфероподобные гранулы. Поэтому основным фактором, определяющим потенциальные возможности шихты комковаться, следует считать количество комкуемой составляющей. При вовлечении в аглопроизводство все большего количества тонких концентратов процесс окомкования шихты приобретает характерные особенности. Эффективность работы цилиндрических барабанных окомкователей снижается. Дефицит твердых центров окомкования создает предпосылки образования гранул повышенной крупности, за счет использования в качестве "строительного" материала промежуточной фракции и части центров локального переувлажнения.

Материальный баланс процесса грануляции определяется равенством количества сухих твердых компонентов аглосмеси по массе до окомкования количеству компонентов аглосмеси по массе после окомкования. Вода, применяемая при окомковании в качестве связки, в силу различий свойств материалов шихты, распределяется между гранулами различной крупности неравномерно.

В общем виде материальный баланс процесса грануляции для химических соединений (компонентов) шихты представлен уравнением:

$$\sum_{i=1}^k (x_i) = \sum_{i=1}^k (x_i)', \quad (1)$$

где  $(x_i), (x_i)'$  – содержание химического соединения в  $i$ -тых фракциях шихты до и после окомкования, соответственно.

Для оценки перехода гранул в процессе окомкования из одного класса крупности в другой были предложены коэффициенты грануляции.

Для описания процесса гранулообразования агломерационной смеси по аналогии с процессом массообмена воспользуемся уравнением массопереноса, представленного в виде:

$$\frac{d(k)_{ABC}}{d\tau} = \frac{\beta \cdot F}{V} \cdot (P_{КОМ}^H - P_{КОМ}^K), \quad (2)$$

где  $\beta$  – коэффициент массопереноса, зависящий от свойств шихты, режима движения и режима увлажнения смеси, м/с;

$F$  – площадь контакта жидкой и твердой фазы, м<sup>2</sup>;

$V$  – объем материала, м<sup>3</sup>;

$P_{КОМ}^H$  – содержание комкуемой составляющей в шихте перед окомкованием, кг;

$P_{КОМ}^K$  – оставшаяся часть комкуемой составляющей аглосмеси через время  $\tau$ , кг.

Масса одной гранулы шихты определяется выражением:

$$P'_j = \gamma \cdot \frac{\pi}{6} \cdot x^3,$$

где  $\gamma$  – кажущаяся плотность гранулы, кг/м<sup>3</sup>;

$x$  – диаметр гранулы, м.

Приращение массы гранулы равно

$$\frac{dP'_j}{dx} = 3\gamma \cdot \frac{\pi}{6} \cdot x^2 = \frac{d(k_i)_{ABC}}{dx}.$$

Отсюда

$$d(k_i)_{ABC} = \gamma \cdot \frac{\pi}{2} \cdot x^2 dx.$$

Разделим обе части на  $d\tau$

$$\frac{d(k_i)_{ABC}}{d\tau} = \gamma \cdot \frac{\pi}{2} \cdot x^2 \frac{dx}{d\tau}. \quad (3)$$

Подставим уравнение (2) в уравнение (3)

$$\frac{\beta \cdot F}{V} \cdot (P_{KOM}^H - P_{KOM}^K) = \gamma \cdot \frac{\pi}{2} \cdot x^2 \frac{dx}{d\tau}.$$

Отсюда имеем

$$\frac{dx}{d\tau} = \frac{2\beta \cdot F \cdot (P_{KOM}^H - P_{KOM}^K)}{\pi \cdot V \cdot \gamma \cdot x^2}. \quad (4)$$

С другой стороны, количество комкуемой составляющей, израсходованное на рост гранулы, равно произведению приращения массы гранулы на количество гранул:

$$P_{KOM}^H - P_{KOM}^K = \frac{\pi}{6} \cdot \gamma \cdot (x^3 - x_0^3) \cdot N,$$

где  $x_0$  – начальный диаметр гранул, м;

$N$  – количество гранул.

Преобразовав уравнение (4), разрешая его относительно  $x$ , имеем

$$x = \sqrt[3]{x_0^3 + (x_k^3 - x_0^3) \cdot \exp\left[-\frac{\beta \cdot F \cdot N}{V}(\tau_k - \tau)\right]}.$$

Предложенную модель следует дополнить условием, что шихта пребывает в зоне увлажнения. Как только подача воды прекращается рост гранул также прекращается, происходит их уплотнение, стабилизация и частичное разрушение.

Выводы и направления дальнейших исследований. Полученные зависимости гранулометрического состава агломератционной шихты при окомковании позволяют звеличить однородность гранулометрического

состава. Увеличение однородности грансостава повышает газопроницаемость, и, как следствие позволит увеличить высоту агломерируемого слоя.

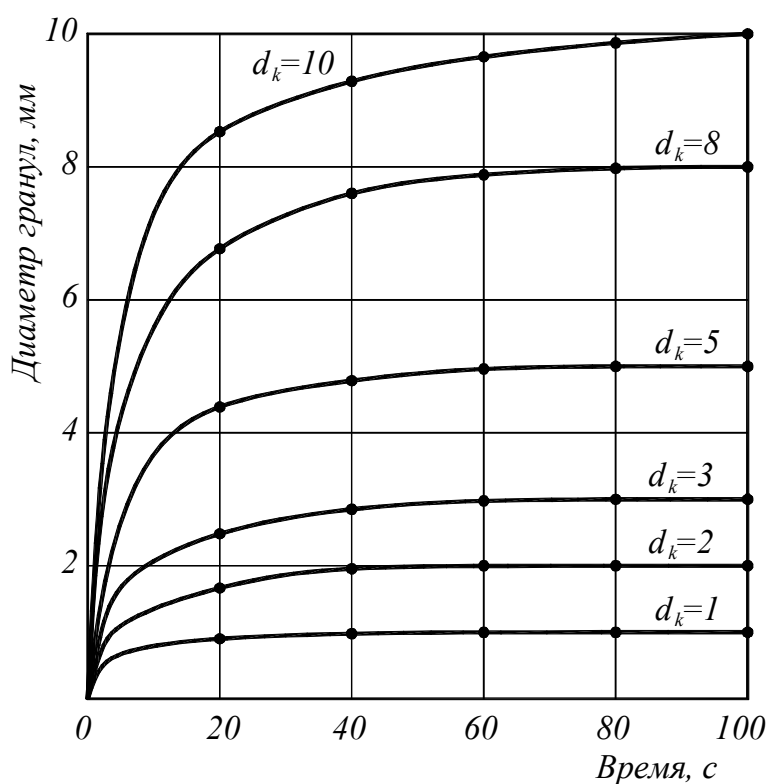


Рисунок 1 – Модель роста гранул различной крупности

### Библиографический список

1. Учитель А.Д. Концепция формирования характеристик крупности шихтовых материалов аглодоменного производства (Сообщ. 2) / А.Д. Учитель, В.В. Севернюк, В.И. Большаков, С.В. Лялюк // *Металлург. и горноруд. пром-ст.* - 1999. - № 2-3. - С. 5-7.

2. Мовчан В.П. Оценка качества агломерата и окатышей и особенности их использования в доменной плавке / В.П. Мовчан // *Металлург. и горноруд. пром-сть.* - 2001. - № 5. - С. 8-11.

3. Режим агломерации при изменении доли концентрата ССГПО / Гибадулин М.Ф., Гостенин В.А., Сенькин К.В. и др. // *Сталь*, 2007. - №2. - С.15-17.

4. Пазюк М. Ю. Совершенствование теоретических основ управления структурой агломерационной шихты и разработка новых методов интенсификации ее спекания: дис. докт. техн. наук: 05.16.02 / Пазюк М. Ю. – Запорожье, 1995.

*Рекомендована к печати к.т.н., проф. Ульяницким В.Н.*

*к.т.н. Митичкина Н.Г.,  
Бут А.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

### **ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЦЕЛЬНОШТАМПОВАННЫХ ТРОЙНИКОВ ЗА ОДИН ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ ПЕРЕХОД С ПРИМЕНЕНИЕМ ЗАГОТОВОК СО СКОШЕННЫМИ КРОМКАМИ**

*Наведені результати експериментальних досліджень процесу отримання цільноштампованих трійників за один технологічний перехід шляхом суміщення у ньому операцій формування відводу, пробивання його дна та відбортювання пробитого контуру з використанням заготовок зі скошеними кромками.*

**Ключові слова:** *трійник, відвід, формозміна, пробиття, відбортювання, штамп, еластичне середовище, скошені кромки.*

*Приведены результаты экспериментальных исследований процесса получения цельноштампованных тройников за один технологический переход путём совмещения в нём операций формирования отвода, пробивки его дна и отбортовки пробитого контура, с использованием заготовок со скошенными кромками.*

**Ключевые слова:** *тройник, отвод, формоизменение, пробивка, отбортовка, штамп, эластичная среда, скошенные кромки.*

Цельноштампованные тройники трубопроводных систем находят широкое применение в различных отраслях народного хозяйства, в частности в судостроении, самолётостроении, нефтегазовой и химической промышленности. Для их получения применяются две основные схемы. Первая включает пробивку отверстия в стенке трубной заготовки и его отбортовку; вторая, более распространённая, предусматривает формирование цилиндрического отвода на стенке трубы с последующей отрезкой его дна [1-2]. Недостатками обеих схем являются низкая производительность и высокая трудоёмкость, так как получение готового тройника происходит за два или более технологических перехода.

На кафедре ОМД и М Донбасского государственного технического университета ведется работа по совершенствованию способов и

устройств изготовления элементов трубопроводных систем. В рамках этой работы были разработаны новый способ изготовления тройников, который позволяет получать готовый тройник за один технологический переход, и устройство для его осуществления [2]. Предложенный способ совмещает операции формирования отвода на стенке трубной заготовки, пробивки его дна специальным пробивным элементом и отбортовки полученного отверстия эластичной средой. В результате за один ход пресса получается готовый тройник.

В ходе проведения экспериментов проявилась закономерность, отмеченная ранее, другими авторами [1]: выяснилось, что сторона трубы, противоположная отводу утолщается, а патрубок по образующей утоняется. Последнее обстоятельство ограничивает высоту получаемого патрубка, что особенно важно, так как далее происходит пробивка в нем отверстия и его отбортовка.

Применение заготовок со скошенными кромками при изготовлении цельноштампованных тройников является одним из способов увеличения длины образующей патрубка, а также снижения разнотолщинности получаемых деталей [1].

В работе [3] была исследована возможность увеличения высоты отвода тройника за счет применения заготовки со скошенными кромками в условиях однопереходной штамповки тройников по способу, описанному в [2] и предложен способ получения тройника в штампе за один ход пресса с применением заготовки со скошенными кромками.

Целью данной работы является определение влияния формы кромок трубной заготовки на протекание процесса однопереходной штамповки тройников по вышеуказанному способу.

С целью исследования указанной проблемы была проведена серия экспериментов.

Заготовки нужных размеров вырезались из предварительно отрезанных на токарном станке и отожженных алюминиевых трубок  $\varnothing 20 \times 1,0$  мм разной начальной длины ручным способом при помощи ножниц по металлу. Для точного вырезания скосов на торцах заготовок использовались специальные шаблоны нужных размеров, изготовленные из картона. Шаблон накладывался на трубную заготовку – оборачивался вокруг неё, по нему на поверхности заготовки маркером наносилась линия выреза для скосов. Схема построения шаблона приведена на рисунке 1.



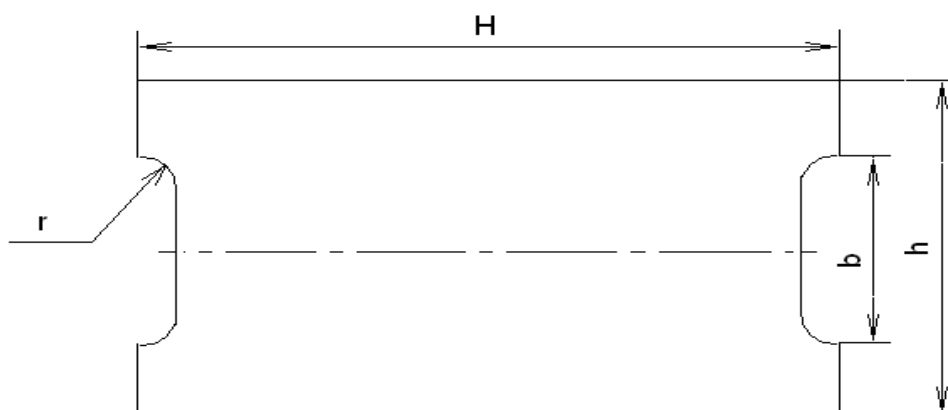


Рисунок 1 – Схема построения шаблона  
для заготовок со скошенными кромками

На рисунке 2 представлена фотография заготовки, вырезанной таким способом, длиной 50 мм.



Рисунок 2 – фотография заготовки длиной 50 мм

Полученные таким образом заготовки характеризуются двумя основными параметрами:

- радиус скоса кромки –  $r$ , мм;
- начало скоса –  $n$ , то есть его положение относительно срединной линии заготовки. Эти соображения иллюстрирует рисунок 3.

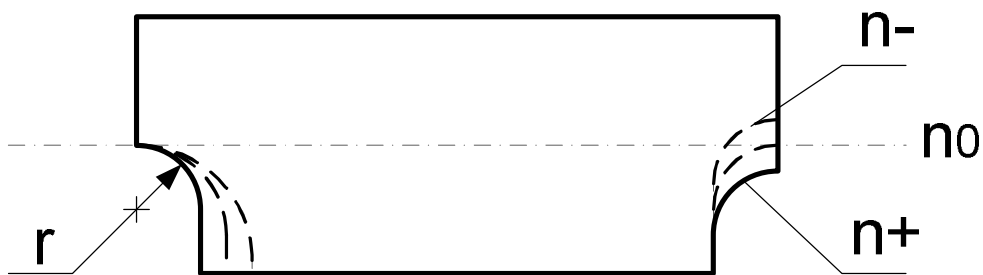


Рисунок 3 – Схема заготовки со скошенными кромками

По схеме символом  $n+$  было принято обозначать отклонения начала скоса ниже срединной линии заготовки, что приводит к увеличению полезного объёма скошенной кромки, и, таким образом, к увеличению объёма металла, в процессе деформации подаваемого в отвод; а символом  $n-$  соответственно отклонение начала скоса выше срединной линии заготовки вследствие чего полезный объём скошенной кромки уменьшается. При совпадении начала скоса со срединной линией заготовки использовалось обозначение  $n_0$ .

Конструкция формирующего пуансона была наборной: пуансон состоял из цельных на торцах и пустотелых в центральной части полиуретановых плашек, которыми заполнялась трубка – заготовка. В некотором приближении можно считать, что данная конструкция во время деформирования ведёт себя как и сплошная среда. Диаметры отверстий в плашках подбирались путём теоретических расчётов для поддержания необходимого внутреннего давления эластичной среды в ходе процесса. Схема использованного наборного пуансона приведена на рисунке 4.

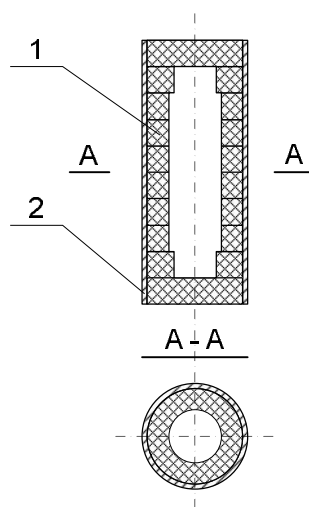


Рисунок 4 – Общая схема использованного наборного пуансона

Таким образом, в результате экспериментов было установлено следующее.

Использование заготовок со скошенными кромками предложенной конструкции позволяет увеличить достижимую рабочую высоту отвода в среднем на 14 %. При этом максимальная рабочая высота отводов увеличилась с 7,1 до 8,2 мм. На рисунке 5 приведены две детали, полученные при прочих равных условиях предлагаемым методом однопереходной штамповки: слева – деталь, полученная из заготовки с обычными ровными кромками, справа – деталь, полученная из заготовки со скошенными кромками.

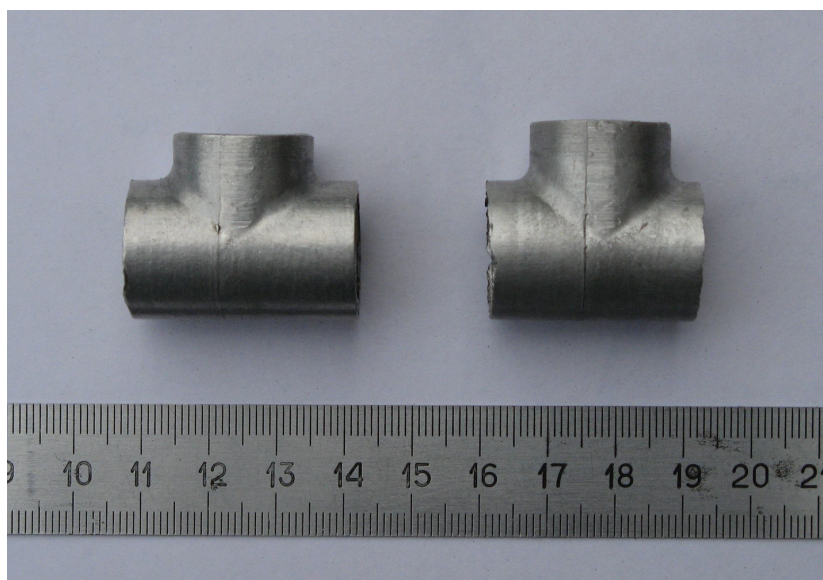


Рисунок 5 – Детали, полученные предлагаемым методом однопереходной штамповки из разных типов заготовок: слева – заготовка с ровными кромками, справа – заготовка со скошенными кромками при прочих равных условиях

Следующей особенностью использования заготовок со скошенными кромками является уменьшение разнотолщинности готовой детали. При этом основная часть металла для формообразования отвода подаётся в очаг деформации из зоны скошенных кромок, поэтому осадка рабочей части магистрали тройника получается незначительной и, как следствие, незначительным является утолщение магистрали, особенно напротив отвода.

На рисунке 6 приведена схема готового тройника с обозначением контрольных точек, в которых производились замеры толщины его стенок.

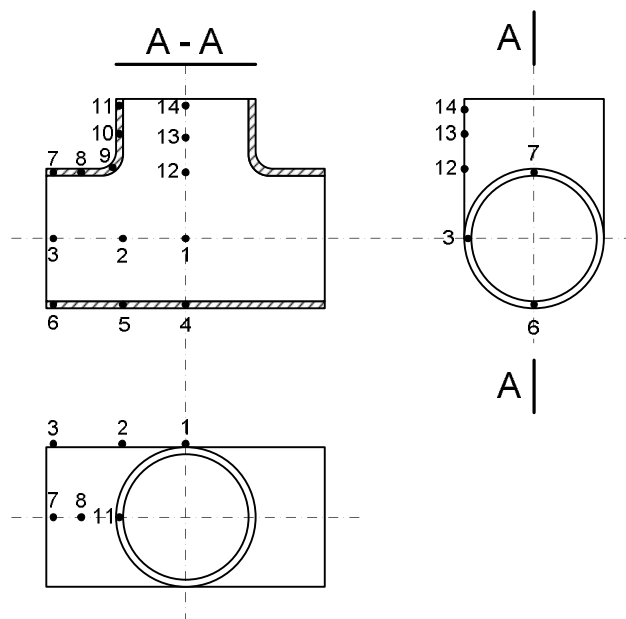


Рисунок 6 – Схема тройника с обозначением контрольных точек

В таблице 1 приведены результаты расчётов относительной деформации изменения толщины стенки детали по формуле:

$$\varepsilon_s = \frac{s_1 - s_0}{s_0} \times 100\% . \quad (1)$$

Данные получены для случая использования заготовок с параметрами скосов:  $r = 6$  мм,  $n_0$ .

Таблица 1 – Результаты расчётов относительной деформации изменения толщины стенки детали

Точки	Ровные кромки, $S_1$	$\varepsilon_s, \%$	Скошенные кромки, $S_1$	$\varepsilon_s, \%$	$S_0, \text{мм}$
1	1,23	23	1,18	18	1
2	1,37	37	1,37	37	1
3	1,46	46	1,35	35	1
4	1,54	54	1,22	22	1
5	1,58	58	1,25	25	1
6	1,61	61	1,38	38	1
7	1,33	33	1,3	30	1
8	1,28	28	1,29	29	1
9	1,25	25	1,28	28	1
10	0,98	-2	0,99	-1	1
11	0,95	-5	0,96	-4	1
12	1,04	4	1,07	7	1
13	0,99	-1	0,99	-1	1
14	0,92	-8	0,93	-7	1

На рисунке 7 представлен график, построенный по данным таблицы 1. Он иллюстрирует уменьшение относительной деформации стенки заготовки в случае применения заготовок со скошенными кромками.

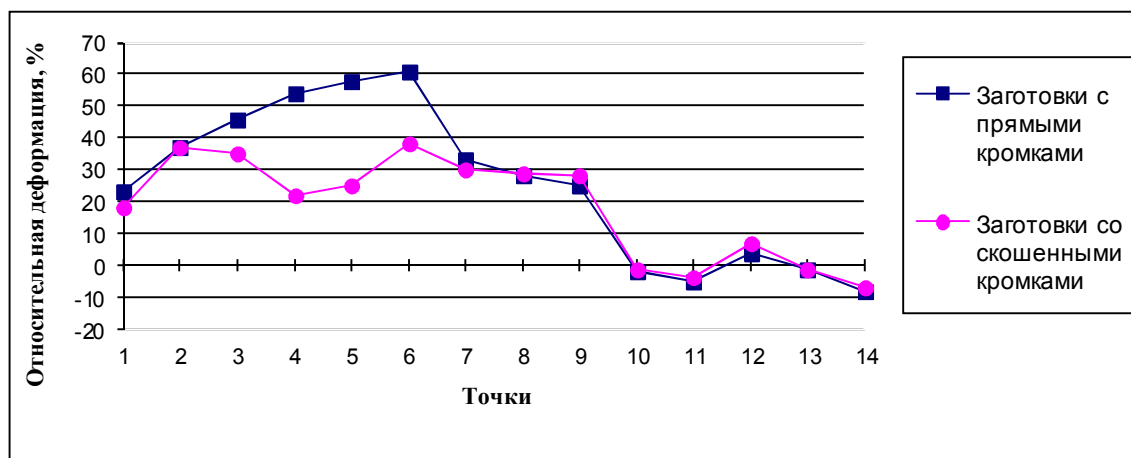


Рисунок 7 – График изменения относительной деформации толщины  $\varepsilon_s$

Таким образом, по результатам проведенной работы можно сделать следующие выводы.

1. В торцевых частях заготовки внутреннее давление эластичного наполнителя должно быть изначально большим, чем в центральной её части.

2. При прочих равных условиях использование заготовок со скошенными кромками позволяет повысить достижимую рабочую высоту отвода в среднем на 14 %.

3. При использовании заготовок со скошенными кромками снижается разнотолщинность готовых изделий.

### Библиографический список

1. Эрбейгель С.А. Исследование, разработка и внедрение процессов формообразования унифицированных элементов трубопроводных систем летательных аппаратов эластичной средой на универсальных гидропрессах: дис. ... кандидата технических наук: 1986/ Эрбейгель Семен Аронович. - Харьков, 1986, - 187 с.

2. Митичкина Н.Г. Совершенствование процесса формообразования элементов трубопроводов / Н.Г. Митичкина, А.Ю. Бут // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск 2010. – вып. № 30. – С. 194 – 201.

3. Михайлова Т.Н Совершенствование процесса формообразования цельноштампованных тройников эластичной средой / Т.Н. Михайлова, Н.Г. Митичкина, А.Ю. Бут // Сборник научных работ студентов ДонГТУ. – Алчевск, 2010. - вып. № 3. - С. 31 – 36.

Рекомендовано к печати д.т.н., **проф. Луценко В.А**

*Проценко М.Ю.,  
к.т.н. Эссельбах С.Б.,  
к.т.н. Куберский С.В.,  
Эссельбах В.С.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина),  
к.т.н. Штепан Е.В.  
(ГВУЗ «ДНТУ»)*

### **АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ДУГОВОГО ГЛУБИННОГО ВОССТАНОВЛЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ**

*Проведено оцінку температури дуги в реакційній зоні процесу ДГВ, визначена потужність теплового потоку, який проходить через комбінований електрод для підводу струму і частка потоку, який передається випромінюванням на реакційну поверхню каверни і металевого розплаву, що дозволяє розраховувати оптимальні параметри електро-дугової обробки металевих розплавів.*

**Ключові слова:** *дугове глибинне відновлення, електрод, спалювання, потужність, енергія, дуга, потік тепла, температура, енерговитрати.*

*Произведена оценка температуры дуги в реакционной зоне процесса ДГВ, определена мощность теплового потока проходящего через токоподводящий комбинированный электрод и доля ее передающаяся излучением на реакционную поверхность каверны и металлического расплава, что позволяет рассчитывать оптимальные параметры электродуговой обработки металлических расплавов.*

**Ключевые слова:** *дуговое глубинное восстановление, электрод, сжигание, мощность, энергия, дуга, поток тепла, температура, энергозатраты.*

Извлечение полезных элементов (марганца, хрома, ванадия и т.д.) из отвальных шлаков и шламов металлургического и ферросплавного производства актуально для энерго- и ресурсосбережения в металлургии. На кафедре «Металлургии черных металлов» ДонГТУ эти задачи решаются методом дугового глубинного восстановления (ДГВ) элементов из их оксидов, входящих в состав руд, вторичных материалов и отходов металлургического производства [1,2]. Формованный блок, содержащий восстановитель и восстанавливаемые оксиды, снабжают

электродами для возбуждения внутри блока дугового разряда. Блок с электрической дугой заглубляют в расплав, где он расходует, а восстанавливаемые в глубине расплава полезные элементы позволяют реализовать технологические периоды рафинирования и легирования металла. Важно, чтобы материал блока и электрод расходовались с одинаковыми скоростями, в противном случае дуговой разряд гаснет, и процесс восстановления примесей прекращается.

Ток на заглубленную дугу подводится стальной трубкой  $\varnothing 18 \times 2,5$  мм, у которой внутреннее пространство  $\varnothing 13$  мм заполнено графитированной углеродистой массой. Вблизи дуги трубка оплавляется, и дуга горит между оголившимся концом углеродистого стержня и расплавом. Вокруг дуги образуется каверна, по конфигурации близкая к полусфере. Газовыделение из зоны дуги предотвращает замыкание электрода на расплав. Выделяющиеся газы являются продуктами восстановительных реакций, которые происходят преимущественно на внутренней поверхности каверны. Тепловая энергия, обеспечивающая ход эндотермических восстановительных реакций, поступает от дуги.

В работах [3,5] отсутствуют данные по температурному режиму в реакционной зоне ДГВ, а также доле затрат тепла на различные элементы дуговых рудно-восстановительных блоков. Поэтому целью проведенных на данном этапе исследований была оценка величины основных статей энергозатрат и температуры дуги на торце комбинированного электрода используемого в рудно-восстановительных блоках процесса ДГВ.

Состав сырья, из которого восстанавливают полезные элементы различный. Тепловая энергия дуги расходует на нагрев и расплавление материала блока, электрода, на восстановление элементов и частично поступает на нагрев обрабатываемого расплава. Что касается электрода, то его состав, а, следовательно, и количество тепла, которое тратится на его расходование, во всех случаях стабильно и не зависит от состава перерабатываемого сырья. Скорость расходования электрода, а вместе с ним и материала дугового блока, зависит от мощности, потребляемой дуговым узлом. Соответственно и поток тепла, уходящего из зоны дуги в окружающую среду по электроду, также зависит только от мощности, потребляемой дуговым узлом. Зная поток тепла по электроду, можно определить доли тепла, поступающего на внутреннюю поверхность каверны и на окружающий расплав. Можно также выйти на такие параметры дугового узла, как температура и степень ионизации газов в зоне дуги.

Для определения потока тепла, распространяющегося по электроду в процессе его сгорания, было выполнено термометрирование электрода в процессе расходования. Теплоизолированный снаружи асбестом спай платиnorodий-платиновой термопары закрепляли на внешней по-

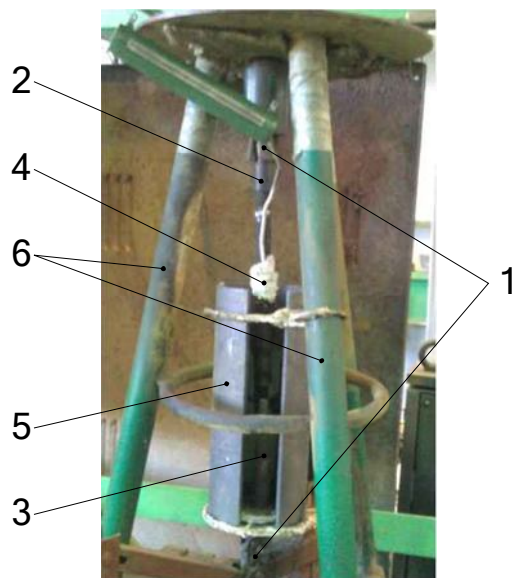


верхности токоподводящего комбинированного электрода состоящего из железной трубки  $\varnothing 18 \times 2,5$ , внутри которой имелась графитовая набивка либо графитовая набивка с 9, 12,5, 15 и 16% MgO. В качестве источника питания применяли ТИР-630. Сила тока при проведении опытов составляла 250, 300, 350 и 370 А.

При проведении опыта работали на обратной полярности (расходуемый комбинированный электрод выполнял роль анода, а нерасходуемый катода).

Электроды сжигали внутри углеродистого трубчатого защитного кожуха  $\varnothing 100 \times 12$  без набивки рудно-термической смеси на ее поверхности (рисунок 1). При таком способе сжигания электрода его можно считать теплоизолированным снаружи, потому что горячие газы, выделяющиеся из зоны дуги, в очень малой степени нагревают или охлаждают электрод. Спай термопары в процессе сжигания электрода приближается к дуговому узлу на расстояние в несколько миллиметров от оплавленного конца трубки. Таким образом, получается экспериментальное решение обратной задачи Стефана: определяется температурное поле по длине электрода при известной скорости его расходования. По установленному экспериментально распределению температуры вдоль электрода можно определить величину теплового потока по его длине.

На рисунке 2 показаны огарки электродов после сжигания их на лабораторной установке.



- 1 – электрододержатель; 2 – комбинированный электрод;  
3 – нерасходуемый электрод; 4 – термопара ПП; 5 – защитный кожух;  
6 – станина.

Рисунок 1 – Установка для сжигания комбинированных электродов на воздухе





Рисунок 2 – Огарки комбинированных электродов поле сжигания

В качестве исходных данных для расчета теплового потока по электроду принималось следующее:

- температура электрода на оплавляющемся конце трубки составляет  $1520^{\circ}\text{C}$  (температура плавления материала трубки);
- расстояние от оплавленного конца трубки до конца графитовой набивки составляет 3 мм;
- температура конца графитовой набивки, от которого горит дуга, неизвестна и подлежит определению по данным о разогреве электрода;
- конец графитовой набивки, от которого горит дуга, в эксперименте при работе на постоянном токе является анодом, а его температура сравнима с температурой источника тепла, т.е. дуги.

Для формулирования задачи и решения дифференциального уравнения теплопроводности принимаем следующее допущения, которые логически следуют из предыдущего описания процесса горения (расходования) электрода ДГВ в виде железной трубки  $\text{Ø}18 \times 2,5$  с графитовой набивкой, а также добавкой  $\text{MgO}$ .

1. Ввиду малого диаметра трубки и набивки электрод рассматривается как сплошной однородный стержень, т.е. перепадами температуры по его радиусу за пределами оплавленного конца трубки пренебрегаем.

2. Электрод, находящийся в среде горячих газов, выходящих из зоны дуги, рассматриваем как теплоизолированный снаружи.

3. Для определения теплового потока вдоль электрода начало координат ( $x = 0$ , м) располагаем в конце плавящейся трубки.

4. Процесс рассматриваем как стационарный, когда температура на расстоянии 3 мм от конца графитовой набивки составляет  $1520^{\circ}\text{C}$  (оплавленный конец трубки).

Общий вид уравнения теплопроводности для однородного стержня, боковая поверхность которого теплоизолирована, а стержень дополнительно нагревается проходящим по нему током, имеет вид:

$$\frac{\delta t}{\delta \tau} = a \frac{\delta^2 t}{\delta x^2} + \frac{1}{s} I^2 R, \quad (1)$$

где  $t$  – температура;

$\tau$  – время;

$a$  – коэффициент температуропроводности, в рассматриваемом случае  $a = \frac{\lambda}{c' \rho}$ , здесь  $c' = c_{\text{усл}} = c + \frac{L}{\Delta t_{\text{кр}}}$ ;

$c$  – теплоемкость материала стержня;

$L$  – удельная теплота плавления материала трубки;

$\Delta t_{\text{кр}}$  – интервал кристаллизации материала трубки;

$I$  – сила тока;

$R$  – сопротивление единицы длины стержня;

$S$  – площадь поперечного сечения стержня;

$\lambda$  – теплопроводность материала стержня.

Расходование электрода в рассматриваемом случае происходит при условиях, близких к стационарным. При этом частная производная  $\delta t / \delta \tau$  равна нулю, температура  $t$  равна некоторой постоянной величине  $t_0$  и уравнение (1) в частных производных превращается в обычное дифференциальное уравнение (2):

$$t_0 = \int_0^x \left( a \cdot \frac{d^2 t}{dx^2} + I^2 R \cdot \frac{1}{S} \right) dx. \quad (2)$$

Начало координат находится в конце оплавленной трубки, и в этом поперечном сечении  $t_0 = 1520^{\circ}\text{C}$ , а температура вдоль электрода  $t(x)$  определена экспериментально (таблица 1).

Таблица 1 – Экспериментальные значения температуры поверхности комбинированного электрода при различном удалении от электрической дуги и значениях силы тока

$I = 370\text{A}$		$I = 250\text{A}$		$I = 350\text{A}$		$I = 300\text{A}$	
$x, \text{ мм}$	$t, ^\circ\text{C}$	$x, \text{ мм}$	$t, ^\circ\text{C}$	$x, \text{ мм}$	$t, ^\circ\text{C}$	$x, \text{ мм}$	$t, ^\circ\text{C}$
3	1520	3	1520	3	1520	3	1520
18	383	27	391	5	316	35	394
26	316	34	342	16	259	42	313
32	139	37	271	25	224	49	294
71	77	42	251	35	200	73	219
102	26	49	209	44	176	76	132
118	15	56	177	53	139	81	122
		62	133	63	115	96	61
		66	111	67	102	102	20
		71	89	77	77		
		78	66	100	15		
		83	55				
		90	32				
		100	26				

Экспериментальные данные таблицы 1 характеризующие связь между  $x$  и  $t$  представим в виде экспоненциальной зависимости. Для этого данные таблицы 1 линеаризируем, устанавливая линейную зависимость между логарифмами  $x$  и  $t$ :

$$\ln t = -0,986 \ln x + 8,627; r_{t/x} = 0,871. \quad (3)$$

График установленной зависимости иллюстрируется рисунком 3. После потенцирования выражения (3) получаем зависимость температуры в данном поперечном сечении электрода расположенном на определенном удалении от источника тепла (например, электрической дуги):

$$t = 5580 \cdot e^{-0,986 \ln x}, \quad (4)$$

где  $x$  – длина электрода, вовлеченная в теплообмен, мм;

$t$  – температура в поперечном сечении на расстоянии  $x$ ,  $^\circ\text{C}$ ;

5580 – температура источника тепла,  $^\circ\text{C}$ . Эта температура с вероятностью 99% находится в доверительных границах между 4760  $^\circ\text{C}$  и 6570  $^\circ\text{C}$  и зависит от мощности, выделяющейся в дуге (рисунок 3).

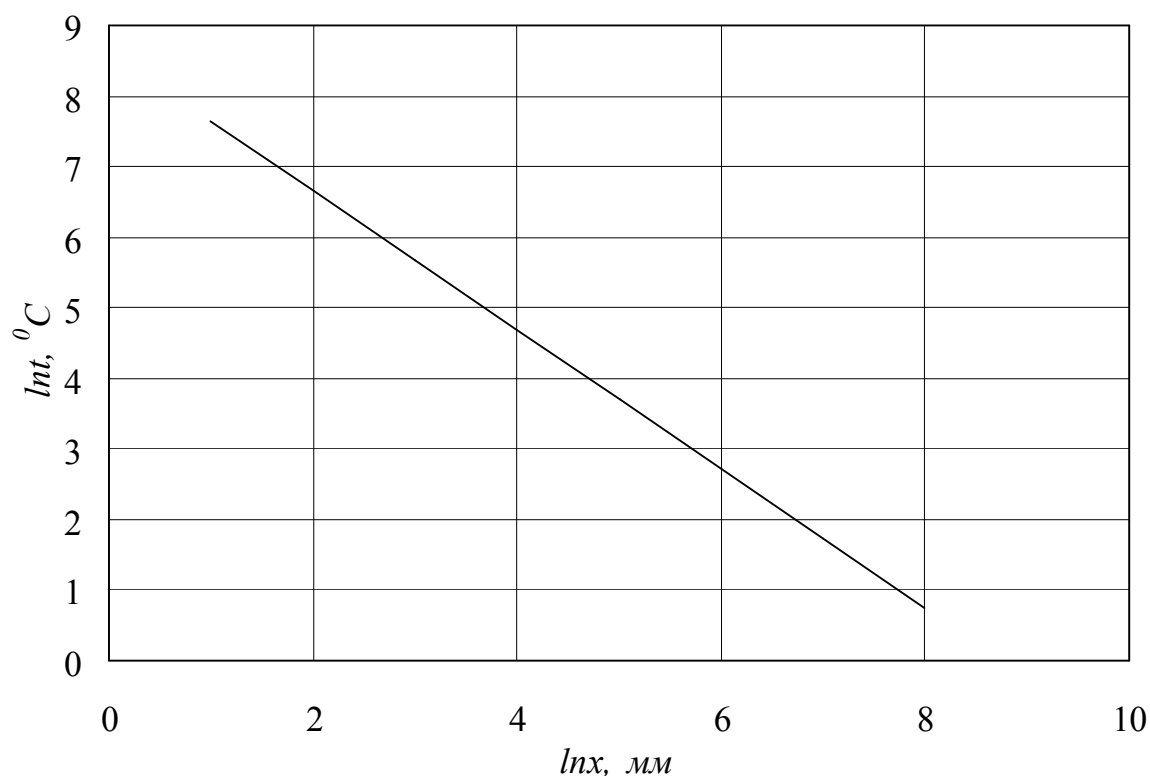


Рисунок 3 – График определения температуры поверхности электрода в рассматриваемом сечении при различном удалении его от источника тепла

Участок электрода, температура в сечении которого составляет  $1520 ^\circ C$  (температура плавления трубки), согласно уравнению (3), находится на расстоянии 3,74 мм от источника тепла ( $x = 3,74 мм$ ,  $t = 1520 ^\circ C$ ). В рассматриваемой модели (электрод теплоизолирован) количество тепла, затраченного на расходование электрода, складывается из доли  $Q_{пл}$ , т.е. на расплавление трубки, и  $Q_{ак}$ , которая остается в разогретой, не оплавленной части электрода после прекращения опыта.

Доля тепла на расплавление  $\approx 0,1$  м массой 0,1 кг электрода (таблица 1) составляет:

$$Q_{пл} = (0,17 \cdot 1520 + 65) \cdot 0,1 = 32,34 \text{ ккал.},$$

где 0,17– теплоемкость электрода, ккал/кг·град;  
65 – удельная теплота плавления, ккал/кг.

Доля аккумулированного тепла

$$Q_{\text{ак}} = \left[ \int_{336}^{3,74} (5580 \cdot e^{-0,986 \ln x}) dx \right] \cdot 0,17 \cdot 0,336 = 82,612 \text{ ккал},$$

где 336 мм – расстояние от плавленого конца трубки до сечения электрода с температурой 20 °С;

3,74 мм – расстояние от оплавленного конца трубки до источника тепла.

Всего расход тепла на сжигание электрода составит:

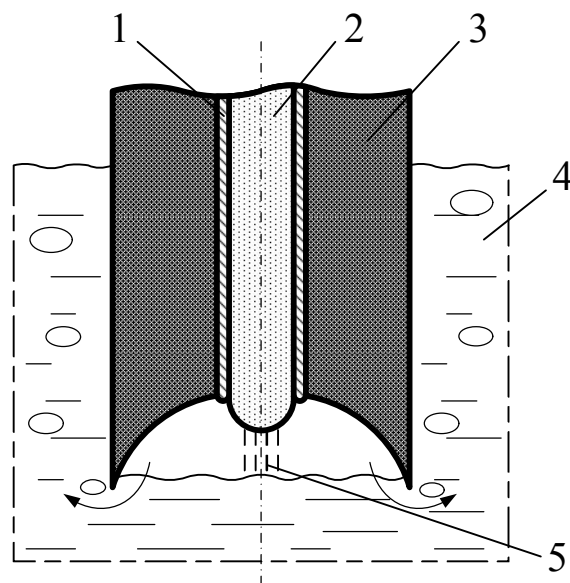
$$Q_{\text{пл}} + Q_{\text{ак}} = 82,612 + 32,34 \cong 115 \text{ ккал}.$$

Часть этого тепла поступает за счет омического нагрева от тока, проходящего по электроду в зону дуги. Сопротивление электрода зависит от температуры. Сопротивление железа при комнатной температуре составляет 10 мкОм·см, а при 1520 °С – 105 мкОм·см. Участок экспоненты (выражение (4)) для той части длины электрода, которая подогрета после прекращения опыта, близок к линейному. Поэтому правомерно считать, что удельное электросопротивление электрода на прогретом участке составляет  $(105 + 10)/2 = 57,5$  мкОм·см, а оплавленного участка 105 мкОм·см.

Электросопротивление оплавленного участка  $4,13 \cdot 10^{-4}$  Ом, а разогретого участка  $7,54 \cdot 10^{-4}$  Ом. Количество омического тепла, выделяющегося при расплавлении, составляет  $\approx 1,5$  ккал, или 5% от затраченного на плавление; на участке разогрева это  $\approx 2,75$  ккал, или 3,5% от затраченного. Всего через электрод прошло за время опыта, например при 300 А (таблица 1) 94 – 95% тепла от дугового узла, а 4-5% – это омическое тепло. Коэффициент теплоотдачи от дугового разряда на торец электрода  $\alpha \approx 2250$  ккал/м<sup>2</sup>·час·град, а тепловой поток  $q = d \cdot \Delta t \cong 9,135 \cdot 10^6$  ккал/м<sup>2</sup>·час, или 2,5 – 2,8 кВт.

Потребляемая дуговым узлом мощность составляет обычно 9–11 кВт. Как видим, значительная её часть затрачивается на расплавление и на расходование самого электрода.

На рисунке 4 показан предполагаемый разрез дугового узла процесса ДГВ. Снизу реакционное пространство ограничено поверхностью расплава, который не проникает в каверну и не замыкается на электрод вследствие давления газов, образующихся при химических реакциях.



1 – стальная трубка; 2 – электродная смесь; 3 – рудно-восстановительная часть; 4 – металлический расплав; 5 – столб дуги.

Рисунок 4 – Схема реализации процесса ДГВ

Площадь поверхности расплава, ограничивающего каверну снизу,  $16,6 \text{ см}^2$ . Восстановительные реакции происходят на сводовой поверхности каверны, площадь которой, согласно рисунку 4,  $13,3 \text{ см}^2$ . Купол внутренней поверхности образует торец электрода, его площадь  $2,54 \text{ см}^2$ . Это составляет около 8% общей поверхности, но поглощает до 25% мощности дуги.

Если предположить, что остальные 75% мощности дугового разряда передаются излучением на реакциюную поверхность каверны и на поверхность расплава, то эти доли составят:

- на поверхность расплава – 41,6%;
- на реакциюную поверхность каверны – 33,4%.

Последнее идет на разогрев рудно-восстановительной смеси до температуры восстановления, собственно восстановления и образование продуктов реакции в твердом, жидком или газообразном состоянии.

В результате проведенной работы произведена оценка температуры дуги в реакционной зоне процесса ДГВ, определена мощность теплового потока проходящего через токоподводящий комбинированный электрод и доля ее, передающаяся излучением на реакциюную поверхность каверны и металлического расплава. Проведенный анализ энерготрат при ДГВ позволяет рассчитать оптимальные электрические параметры процесса для повышения его экономической эффективности и

конкурентоспособности в сравнении с существующими процессами обработки расплавов ферросплавами.

Дальнейшие исследования будут посвящены оценке температуры дуги в реакционной зоне процесса ДГВ на основании сведений о потенциале ионизации и сравнении ее с температурой, полученной в ходе представленных исследований.

### **Библиографический список**

1. Семирягин С.В. Физико-химические условия процесса дугового восстановления магния под слоем металлического расплава / С.В. Семирягин, С.В. Куберский, С.Б. Эссельбах и др. // Сборник научных трудов ДонГТУ. - Алчевск ДонГТУ. – 2004. - Вып. №18 – С.192-203.

2. Куберский С.В. Электродуговое извлечение полезных примесей металлургических отходов и вторичных материалов в железоуглеродистые расплавы / С.В. Куберский // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. - №7. – С.168–169.

3. Проценко М.Ю. Оценка эффективности использования электродугового легирования железоуглеродистых расплавов марганецсодержащими отходами / М.Ю. Проценко, С.В. Куберский, С.Б. Эссельбах // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск. – 2010.– Вып. №30. - С.202–214.

4. Семирягин С.В. Совершенствование конструкции и состава рафинировочных блоков процесса дугового глубинного восстановления / С.В. Семирягин, С.В. Куберский, С.Б. Эссельбах, И.Н. Богрянцев, Д.Б. Васильев // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск. – 2003.- Вып. №17. – С. 283-292.

5. Проценко М.Ю. Исследование электродугового восстановления марганца и кремния из ферросплавных отходов / М.Ю. Проценко, С.В. Куберский, С.В. Семирягин // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. - №7. – С.169–170.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

*Брожек Р.Н.,  
к.т.н. Сергиенко С.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ВЫСОКОРЕСУРСНЫХ ПЛАЗМОТРОНОВ ДЛЯ НАПЫЛЕНИЯ**

*Наведено результати експериментальних досліджень плазмотронів для напилу, завдяки ресурсним випробуванням, встановлено технічні характеристики плазмотронів, що розробляються.*

**Ключові слова:** плазмотрон, напил, розрядний канал, катодний вузол, анод.

*Приведены результаты экспериментальных исследований плазмотронов для напыления, благодаря ресурсным испытаниям, установлены технические характеристики разрабатываемых плазмотронов.*

**Ключевые слова:** плазмотрон, напыление, разрядный канал, катодный узел, анод.

Известно, что наиболее высокую экономичность технологических процессов, гибкость и маневренность производства, минимальное загрязнение окружающей среды обеспечивают плазменные технологии, использующие в качестве рабочего инструмента электродуговые плазмотроны [1, 2]. Среди разнообразных технологий нанесения защитных и восстановительных покрытий интенсивное развитие получило плазменное напыление. Однако применяемые для этой цели плазмотроны, выпускаемые отечественной промышленностью, обладают целым рядом недостатков: недостаточная протяженность зоны взаимодействия плазменного потока с напыляемыми частицами, низкие КПД и производительность, а также небольшой ресурс работы электродов. Из-за ухудшения ситуации с разработкой новых конструкций плазмотронов для напыления и в связи с падением машиностроительного производства, отраслевой и академической науки рынок заполнили иностранные машиностроительные и инжиниринговые фирмы, создавая и поставляя плазмотроны и плазменные установки более высокого качества, даже с большей стоимостью, вытесняя отечественные предприятия и фирмы. Учитывая эту ситуацию, нами были созданы более эффективные плазмотроны для напыления, принципиальные схемы которых приведены на рисунке 1.



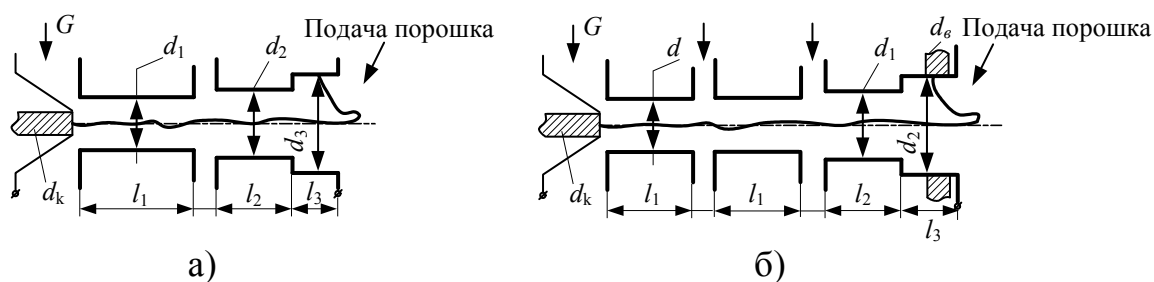


Рисунок 1 – Принципиальные схемы плазмотронов для напыления:

а) плазмотрон ПТ-1; б) плазмотрон ПТ-2

Основные геометрические размеры разрядного канала плазмотронов ПТ-1 и ПТ-2 приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Основные геометрические размеры разрядного канала плазмотронов ПТ-1 и ПТ-2

Тип	$d_k$ , м	$d_1$ , м	$d_2$ , м	$d_3$ , м	$l_1$ , м	$l_2$ , м	$l_3$ , м	$d_6$ , м	$n_e$ , КОЛ
ПТ-1	0,003	0,004	0,004	0,006	0,023	0,041	0,015	—	—
ПТ-2	0,003	0,005	0,006	0,01	0,014	0,032	0,014	0,002	4

В плазмотронах ПТ-1 и ПТ-2 в качестве рабочего газа используется воздух. Для повышения КПД в плазмотроне ПТ-2 рабочий газ (воздух) подается распределённо вдоль разрядного канала через тангенциальные отверстия.

Материалом катодной вставки плазмотрона ПТ-2 могут служить цирконий, гафний или вольфрам. Поэтому в нем предусмотрены два варианта катодного узла. В одном варианте используется гафниевая (циркониевая) вставка, предназначенная для работы в окислительных средах без защитного газа. Другой вариант катодного узла предназначен для вольфрамовой вставки с использованием защитного газа (аргона). Аргон подается в разрядный канал плазмотрона ламинарным потоком через полости между катодом (катодной вставкой) и катододержателем с расходом не более  $0,01 \cdot 10^{-3}$  кг/с. Образующееся над выступающей частью электрода облачко аргона надежно защищает вольфрамовый катод от воздействия агрессивного плазмообразующего газа. Наибольшего изменения в конструкции плазмотрона ПТ-2 претерпел анод, где с целью увеличения его ресурса работы выполнено принудительное расщепление анодного пятна дуги с помощью установленных внутри расширяющейся части разрядного канала анода четырех термохимических

вставок диаметром  $(2-3) \cdot 10^{-3}$  м, наличие которых позволяет равномерно распределить ток по поверхности анода. Привязка пятна дуги к вставкам обусловлена разностью температур поверхностей медного анода и термохимической вставки, а расщепление – газодинамикой в заступной части разрядного канала. При токах более 200 А привязка дуги является диффузной [3]. Эффект рециркуляции электронов на поверхность вставок исключает их интенсивное разрушение в среде воздуха при подключении положительного полюса источника питания.

Стенд экспериментальных испытаний был оснащен всем необходимым для снятия основных электрофизических характеристик плазмотронов мощностью до 100 кВт. Для измерения напряжения на дуге использовался вольтметр кл. точности 0,5, силы тока – милливольтметр кл. точности 1,0 с шунтом кл. точности 0,5. Определение тепловых характеристик (КПД, среднемассовых энтальпии и температуры плазменной струи) производилось методом калориметрирования. С этой целью с помощью поплавковых ротаметров кл. точности 2,5 измерялись расходы охлаждающей воды, а с помощью ртутных термометров с ценой деления  $1^{\circ}\text{C}$  – перепад температуры охлаждающей воды в каждом из узлов плазмотрона, после чего вычислялись потери теплоты, отводимые водой.

Для измерения давления и расхода рабочего, защитного и транспортирующего газа на входе в плазмотрон применялись образцовые манометры кл. точности 0,4.

Первый запуск плазмотрона ПТ-1 производился при помощи осциллятора, включенного параллельно в схему электропитания. Плазмотрон работал устойчиво при подаче рабочего газа (воздуха)  $G=1\text{ г/с}$  в диапазоне от 90 до 200 А. Через 5 минут работы он был отключен, разобран и осмотрен. Было установлено, что запуск плазмотрона произошел за счет образования каскадной дуги: катод – секция МЭВ – анод. Видимых следов эрозии электродов не наблюдалось.

Ресурсные испытания плазмотрона ПТ-1 включали несколько периодов с разной продолжительностью непрерывной работы. В конце каждого периода работы, после отключения, плазмотрон разбирался и поверхность разрядного канала подвергалась осмотру.

Через час работы. Пятно дуги на катоде находилось на оси катода, совпадающей с осью разрядного канала. Диаметр оплавленного участка катода около 0,2 см. Эрозия катода незначительна, менее 0,05 см. Пятно на аноде располагалось в передней (входной) части анода. Величина продольного шунтирования составляла до 1,5 см. Состояние поверхности секции МЭВ хорошее.

Через три часа двадцать минут работы. Заметных изменений на катоде не отмечено. Секция – в прежнем состоянии. На аноде наметилась коническая выработка (эрозия) со смещением в сторону выхода из анода.

Через четыре часа сорок семь минут работы. Катодное пятно начало углубляться внутрь гафниевой вставки – скорость эрозии возросла. На цилиндрической поверхности секции МЭВ появился белый налет, являющийся продуктом эрозии катода. Поверхность разрядного канала анода существенных изменений не претерпела.

Через шесть часов пять минут работы. Углубление катодного пятна составило около 3 мм. Отмечено некоторое отклонение до 0,08 см пятна от соосности разрядного канала. Значительная эрозия катода может быть объяснена не только временем непрерывной работы, но и тем, что в течение пятнадцати минут до отключения плазмотрона режим работы резко изменился: при силе тока 100 – 120 А расход рабочего газа изменялся от 0,6 до 4,0 г/с. Коническая эрозионная выработка на входе анода увеличилась, максимальный диаметр конуса увеличился до 0,8 см, высота – до половины анода, исчезло смещение оси эрозионного конуса от разрядного канала анода. Следует отметить, что плазмотрон работал устойчиво и при резком изменении режима работы.

После проведения эксперимента на продолжительность работы плазмотрона поверхности катода и секции МЭВ были зачищены, а канал анода изменился с  $d_2 = 0,5$  см до  $d_2 = 0,7$  см при прежнем  $d_1 = 0,6$  см. При этих геометрических параметрах разрядного канала и прежних длинах его составляющих с учетом выработки катода на 0,3 см были сняты электрические и тепловые характеристики. Длительность снятия характеристик составила полтора часа. Выработка катода достигла 0,6 см. Медный корпус катододержателя в зоне стержня (вставки) имел цвета побежалости, однако его кромка практически не эродирована, то есть позволяла эксплуатировать его в дальнейшем после продвижения катодной вставки.

Для снятия электрических и тепловых характеристик применялись известные методика измерений и оценка погрешностей измерений. Во время горения дуги в плазмотроне на заданном режиме не ранее, чем через 30 сек после выхода на заданный режим, снимались показания с приборов. Программа эксперимента, как правило, выполнялась трижды. Уверенность в правильности полученных данных основывалась на их близости к ранее полученным значениям измеряемых величин.

Как видно из рисунка 2, вольтамперные характеристики при  $d_2 = 5 \cdot 10^{-3}$  м имеют восходящие участки, начинающиеся с силы тока 150 А, что объясняется наличием в разрядном канале МЭВ – если МЭВ соединить электрически с анодом, то дуга укоротится, перейдет на МЭВ и станет самоустанавливающейся. При  $d_2 = 7 \cdot 10^{-3}$  м восходящий участок характеристик наблюдается лишь при малом расходе газа (воздуха). Следует отметить, что сравнение кривых 1 и 4, 2 и 5 (рисунок 2) показывает повышение напряжения на 10 – 15 % при  $d_2 = 7 \cdot 10^{-3}$  м, что

объясняется удлинением дуги и смещением минимума вольтамперных характеристик в сторону больших токов.

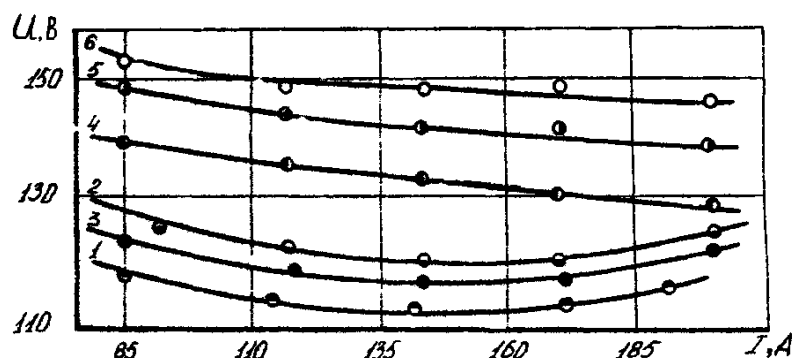


Рисунок 2 – Вольтамперные характеристики плазмотрона ПТ-1:

1 –  $G = 1,33 \cdot 10^{-3}$ ; 2 –  $1,95 \cdot 10^{-3}$  кг/с при  $d_2 = 5 \cdot 10^{-3}$  м; 3 –  $G = 0,83$ ;  
4 –  $1,34 \cdot 10^{-3}$ ; 5 –  $1,95 \cdot 10^{-3}$ ; 6 –  $2,5 \cdot 10^{-3}$  кг/с при  $d_2 = 7 \cdot 10^{-3}$  м

Определение тепловых характеристик позволило выявить зависимости потерь энергии через катод, анод и МЭВ от силы тока дуги, расхода рабочего газа, геометрии разрядного канала и установить изменение теплового КПД плазмотрона от этих же параметров. Из рисунка 3 видно, что при равных расходах рабочего газа и тока дуги (точки 1 и 4, 2 и 5) тепловой КПД плазмотрона для  $d_2 = 7 \cdot 10^{-3}$  м на 10 – 18% больше, чем для  $d_2 = 5 \cdot 10^{-3}$  м.

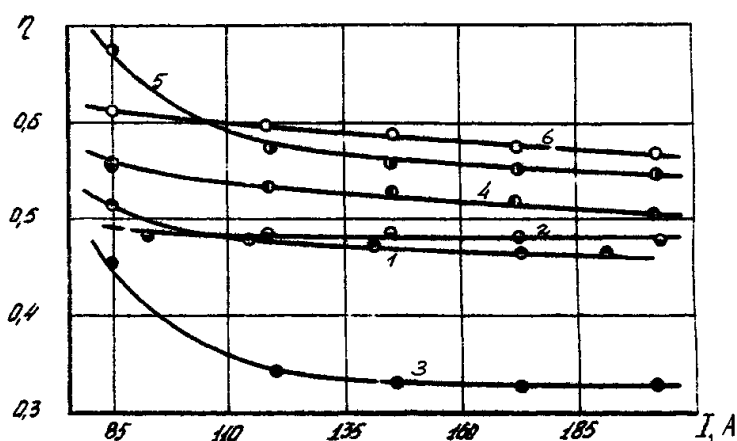


Рисунок 3 – Зависимость КПД плазмотрона ПТ-1 от силы тока, расхода газа и геометрии разрядного канала: 1 –  $G = 1,33 \cdot 10^{-3}$ ; 2 –  $1,95 \cdot 10^{-3}$  кг/с при  $d_2 = 5 \cdot 10^{-3}$  м; 3 –  $G = 0,83 \cdot 10^{-3}$ ; 4 –  $1,34 \cdot 10^{-3}$ ; 5 –  $1,95 \cdot 10^{-3}$ ; 6 –  $2,5 \cdot 10^{-3}$  кг/с при  $d_2 = 7 \cdot 10^{-3}$  м

Применение в плазмотроне МЭВ с пористым газовым охлаждением в совокупности с прианодной подачей газа позволит значительно увеличить КПД плазмотрона и повысить его конкурентноспособность.

Проведенные исследования позволили окончательно установить технические характеристики разработанных плазмотронов ( таблица 2).

Таблица 2 – Технические характеристики плазмотронов

Тип	Мощность, кВт	Напряжение на дуге, В	Расход рабочего газа (воздуха) $10^{-3}$ кг/с	Расход воды на охлаждение, кг/с	Температура струи, К	КПД	Ресурс работы, ч
ПТ-1	60	200	1 – 2,5	0,14	5500	0,6	200
ПТ-2	100	260	1,5 – 3	0,35	5000	0,7	250

Таким образом, разработанные плазмотроны для напыления по сравнению с отечественными и зарубежными аналогами обладают улучшенными энергетическими характеристиками. Применение МЭВ позволяет достигать среднемассовой температуры плазменной струи свыше 5000 К при меньшем токе дуги, что снижает эрозию электродов и упрощает конструктивное оформление процесса плазменного напыления. Разработанные плазмотроны для напыления могут найти применение и в других технологических процессах: сфероидизации порошков, оплавления и упрочнения поверхностей деталей, в плазменно-механической обработке и др.

### Библиографический список

1. Дзюба В.Л. Физика, техника и применение низкотемпературной плазмы / В.Л. Дзюба, К.А. Корсунов. – Луганск: ВНУ им. Даля, 2007. – 448 с.
2. Дресвин С.В. Плазмотроны: конструкции, параметры, технологии / С.В. Дресвин, С.Г. Зверев. – СПб: Политех. ун-т, 2007. – 208 с.
3. Дандарон Г.-Н.Б. Проблемы создания сильноточных катодов для электроплазменных устройств / Г.-Н.Б. Дандарон, А.Н. Тимошевский // Генерация потоков электродуговой плазмы. – Новосибирск, 1987. – С. 250 – 270.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Финкельштейном З.Л.*

**СТРОИТЕЛЬСТВО**



*к.т.н. Псюк В.В.,  
к.т.н. Карапетян С.Х.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),  
Панасенко А.А.  
(ОАО «АМК», г. Алчевск, Украина)*

## **ВЫНОСЛИВОСТЬ СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ НА ОСНОВЕ ЭНЕРГОПОГЛОЩАЕМОСТИ МАТЕРИАЛА**

*У статті запропонована методика визначення опору витривалості для підкранових балок і різних груп з'єднань сталевих конструкцій на основі параметра енергопоглинання матеріалу. Наведено порівняльний аналіз розрахунку за пропонованою методикою й діючими нормами проектування.*

**Ключові слова:** *діаграма деформування, міцність, витривалість, циклічне навантаження, сталеві конструкції, елементи, що згинаються.*

*В статье предложена методика определения сопротивления выносливости для подкрановых балок и различных групп соединений стальных конструкций на основе параметра энергопоглощаемости материала. Приведен сравнительный анализ расчёта по предлагаемой методике и действующим нормам проектирования.*

**Ключевые слова:** *диаграмма деформирования, прочность, выносливость, циклическое нагружение, стальные конструкции, изгибаемые элементы.*

Конструкции промышленных зданий во время эксплуатации подвержены многократному воздействию статических и динамических нагрузок. Одними из наиболее подверженных воздействию динамических нагрузок являются подкрановые балки промышленных зданий, воспринимающие многократно действующие подвижные нагрузки. Для надёжной и безаварийной эксплуатации данного вида конструкций основным требованием является обеспечение выносливости.

Оценке выносливости стальных подкрановых балок посвящено большое количество работ [1 – 3], в которых проводилось исследование локального напряжённого состояния балок от действия подвижной нагрузки и экспериментальное определение предела выносливости. Результаты данных исследований легли в основу расчётной методики на



выносливость действующего СНиП II-23-81\* «Стальные конструкции. Нормы проектирования» [4].

В отношении оценки выносливости, анализ результатов расчёта, выполненный в КНУСА и ДонГАСА [5, 6] согласно СНиП II-23-81\* «Стальные конструкции», СНиП 2.05.03.84 «Мосты и трубы», Еврокод, CIDECT показывает, что ни одна из перечисленных методик не обеспечивает расчёта на выносливость всех групп элементов без перенапряжений при различных значениях коэффициента асимметрии цикла. Это вызвано не полным учетом некоторых факторов: смещения подкранового рельса больше допустимого в процессе эксплуатации, принятие в расчёте усреднённого значения коэффициента асимметрии напряжений и т.д.

В основном, методы повышения выносливости подкрановых балок связаны с поиском новых конструктивных решений. Данные конструктивные решения позволяют снизить концентрацию напряжений в возможных местах появления трещин, уменьшить величину смещения подкранового рельса, исключить факторы, снижающие выносливость подкрановых балок.

При этом остаётся открытым вопрос обеспечения выносливости подкрановых балок эксплуатируемых промышленных зданий и балок с традиционным конструктивным решением.

Поставленная задача может быть выполнена на основе параметра энергопоглощаемости материала [7], характеризующего отношение удельной работы пластической деформации  $W_p$  к соответствующей энергии упругих деформаций в момент потери устойчивости пластического деформирования  $W_e$ :

$$\beta_{pe} = W_p / W_e \quad (1)$$

Физическая обоснованность данного параметра характеризуется тем, что с уменьшением энергопоглощаемости  $\beta_{pe}$  при циклическом нагружении вязкость разрушения и способность материала к перераспределению напряжений в зонах концентрации напряжений снижается, а с увеличением запаса упругой энергии на заключительном этапе деформирования возникают условия, благоприятствующие хрупкому разрушению. Коэффициент энергопоглощаемости при циклическом нагружении может быть вычислен на основе деформационных кривых усталости, приведенных на рисунке 1. При аппроксимации кривой деформаций ломанной кривой получим:

$$\beta_{pe,N} = \frac{E \cdot \varepsilon_u(N) \cdot (R_u - R_y)}{R_u^2}, \quad (3)$$

где  $E$  - модуль упругости;

$\varepsilon_u(N)$  - деформации, соответствующие временному сопротивлению стали, в зависимости от количества циклов нагружения, определяемые по кривым усталости;

$R_u$  - расчётное сопротивление стали растяжению, сжатию, изгибу по временному сопротивлению [4];

$R_y$  - расчётное сопротивление стали растяжению, сжатию, изгибу по пределу текучести [4].

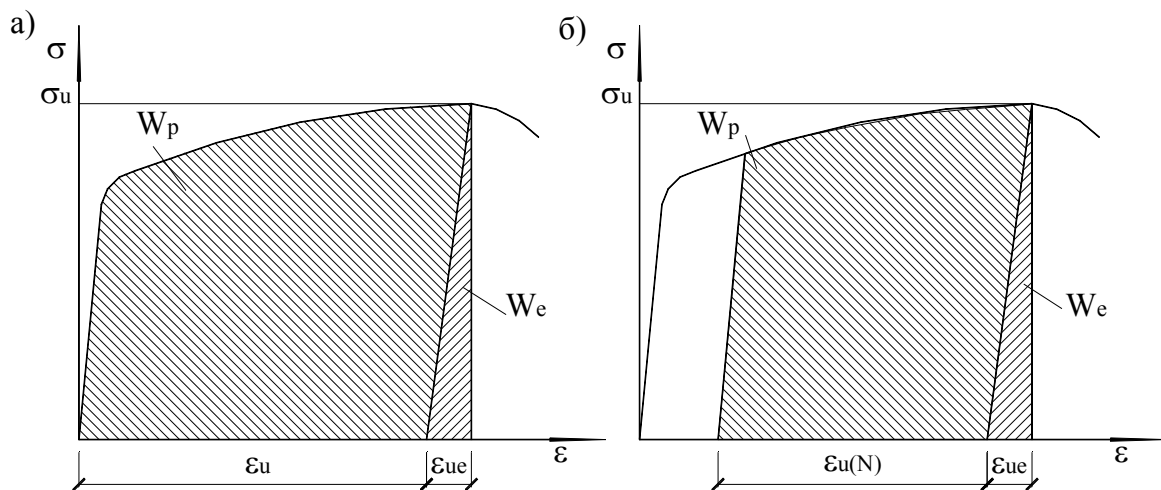


Рисунок 1 – К определению коэффициента энергопоглощаемости материала:

а) – диаграмма деформирования материала в состоянии поставки;

б) – диаграмма деформирования материала после (n) циклов нагружения.

В общем виде выносливость на основе параметра энергопоглощаемости материала [7] для всех групп соединений, определяется по формуле [8, 9]:

$$R_v^n = \{R_v + f(\beta_{pe,N}) \cdot [R_u - R_v]\} \cdot \gamma_v, \quad (2)$$

где  $R_v$  – расчётное сопротивление усталости в зависимости от временного сопротивления стали и групп элементов конструкций [4];

$$f(\beta_{pe,N}) = \frac{\beta_{pe,N}}{2000 + \beta_{pe,N}}$$

– функция параметра  $\beta_{pe,N}$ , полученная на основе большого количества экспериментальных данных механических свойств конструкционных материалов, с учётом испытаний на прочность реальных конструкций [7], вычисляется на основе деформационных кривых усталости [8, 9];

$R_u$  – расчётное сопротивление стали растяжению, сжатию, изгибу по временному сопротивлению;

$\gamma_v$  – коэффициент, определяемый в зависимости от вида напряжённого состояния и коэффициента асимметрии напряжений  $\rho$  [4].

Второе слагаемое в формуле (2) выполняет функцию коэффициента  $\alpha$ , вычисляемого по формулам (116, 117) СнИП II-23-81\* [4] и позволяет дифференцированно определять значение предела выносливости в зависимости от вязкости разрушения и энергопоглощаемости материала.

Расчёт на выносливость для различных групп соединений по предлагаемой методике [8, 9] представлен в виде:

$$\sigma_{\max} \leq R_v^n, \quad (3)$$

где  $\sigma_{\max}$  – максимальное эквивалентное напряжение в месте определения выносливости.

Значения предела выносливости, определённые по действующим нормам [4] и предлагаемой методике для коэффициента асимметрии напряжений  $\rho=0,118$  представлены в таблице 1.

Как видно из таблицы 1, для всех групп элементов при значениях коэффициента асимметрии цикла напряжений  $0 < \rho \leq 0,8$ , величина предела выносливости определённая по [4] превышает значения определённые по предлагаемой методике: при  $N=5 \times 10^5$  циклов на 32-44%, при  $N=10^6$  циклов на 22-36% и при  $N=2 \times 10^6$  циклов на 1-15%. При количестве циклов  $N > 2 \times 10^6$  происходит обратная тенденция, и при  $N=3,9 \times 10^6$  циклов, значения величины предела выносливости по [4] ниже значений определённых по предлагаемой методике на 30%.

Для некоторых групп элементов значения предела выносливости определённые по формуле (115) [4], при различных коэффициентах асимметрии напряжений, приходится ограничивать величиной  $R_u/\gamma_u$ . Ограничение предела выносливости определяемое по предложенной

методике требуется лишь при значении коэффициента асимметрии напряжений  $0,8 < \rho < 1$ . Следует отметить, что пределы выносливости оп-  
ределённые по [4] и по предлагаемой методике при  $0,8 < \rho < 1$  с учётом  
ограничения  $R_u/\gamma_u$  практически не отличаются.

Таблица 1 – Результаты расчёта на выносливость по СНИП II-23-81\* [4]  
и предлагаемой методике при  $\rho=0,118$  ( $0 < \rho \leq 0,8$ )

$R_v$ при $R_{un} \leq 370$ Мпа	Предел выносливости, Мпа							
	по СНИП II-23-81* [4] при количестве циклов				по предлагаемой методике при количестве циклов			
	$5 \times 10^5$	$10^6$	$2 \times 10^6$	$3,9 \times 10^6$	$5 \times 10^5$	$10^6$	$2 \times 10^6$	$3,9 \times 10^6$
120	336,2	291,4	223,1	170,7	246,5	243,1	236,3	222,0
100	280,1	242,8	185,9	142,3	211,6	208,0	200,6	185,1
90	315,6	271,1	199,6	128,1	194,1	190,4	182,7	166,6
75	263,0	225,9	166,3	106,7	167,9	164,0	155,9	138,9
60	210,4	180,7	133,0	85,4	141,8	137,6	129,1	111,2
45	157,8	135,5	99,8	64,0	115,6	111,2	102,3	83,5
36	126,2	108,4	79,8	51,2	99,9	95,4	86,2	66,9
27	94,7	81,3	59,9	38,4	84,2	79,6	70,1	50,2

На основе предложенной методики, возможно выполнить оценку выносливости верхней зоны стенки составной подкрановой балки, кото-  
рая является частным случаем расчёта элементов стальных конструкций  
на выносливость. На основе зависимостей (2, 3) выносливости верхней  
зоны стенки составной подкрановой балки выражается в виде:

$$0,5 \cdot \sqrt{\sigma_x^2 + 0,36 \cdot \tau_{xy}^2} + 0,4 \cdot \sigma_{loc,y} + 0,5 \cdot \sigma_{fy} \leq \leq R_v^n = \{R_v + f(\beta_{pe,N}) \cdot [R_u - R_v]\} \cdot \gamma_v, \quad (4)$$

где  $\sigma_x$ ,  $\tau_{xy}$ ,  $\sigma_{loc,y}$ ,  $\sigma_{fy}$  – компоненты напряжённого состояния верх-  
ней зоны стенки составной подкрановой балки;

$R_v$  – расчётное сопротивление усталости по касательным напря-  
жениям при симметричном цикле их изменения, определённое по диа-  
грамме Смита на основе экспериментальных исследований выносливо-  
сти верхней зоны стенки подкрановых балок [1] и равное 36 Мпа.

В выражении (4) определение компонент напряжённого состояния  
верхней зоны стенки подкрановой балки выполняется согласно СНИП II-

23-81\* «Стальные конструкции. Нормы проектирования» [4]. Место проверки выносливости стенки подкрановой балки определяется согласно методики приведенной в пособии по проектированию стальных конструкций (к СНИП II-23-81\*) [10].

Был выполнен анализ результатов определения выносливости подкрановых балок по предлагаемой методике в сравнении с нормативной методикой [4]. Для подкрановой балки длиной 6 м выполненной из стали ВСтЗсп5 под один кран среднего режима работы (4К) грузоподъемностью  $Q=20/5$  т значения допускаемого максимального напряжения по предлагаемой методике составило  $R_v^n=68,25$  Мпа, а по нормативной методике [4]  $R_v=75$  Мпа. При этом максимальное действующее усилие в стенке балки составило  $\sigma_{\max}=66,71$  Мпа.

Следует отметить, что при количестве циклов  $2 \times 10^6$  значения допускаемого максимального напряжения по предлагаемой методике на  $\approx 9-10\%$  меньше результатов полученных по СНИП II-23-81\* [4]. Учитывая тот факт, что в нормативной расчётной методике учитывается нестационарность нагружения подкрановых балок в процессе эксплуатации, путём повышения допускаемого максимального напряжения на 10-20% [2], то результаты расчёта выносливости верхней сжатой зоны стенки, получаемые с использованием предложенной методики можно считать достоверными.

В предлагаемой методике определения выносливости подкрановых балок возможен дифференцированный учёт коэффициента асимметрии напряжений, на основе накопленных данных эксплуатации подкрановых балок в различных условиях, что позволяет в отличие от нормативной методики [4] определять более точное значение выносливости.

Достоверность результатов получаемых при использовании предложенной методики определения расчётного сопротивления выносливости основывается на использовании физически обоснованного параметра энергопоглощаемости материала и деформационных кривых усталости, характеризующих выработку пластичности материала с увеличением количества циклов нагружения.

Данная методика позволяет производить оценку выносливости конструкций с одинаковыми прочностными параметрами и имеющими различный ресурс пластичности и соответственно различный ресурс энергопоглощаемости материала.

Предложенная методика может использоваться для определения выносливости подкрановых балок не только при проектировании, но и для оценки выносливости подкрановых балок эксплуатируемых промышленных предприятий, после установления прочностных и деформационных характеристик материала.

### **Библиографический список**

1. Горпинченко В.М. Экспериментальное исследование усталостной прочности сварной подкрановой балки [Текст] / В.М. Горпинченко, А.С. Лазарян // Промышленное строительство. – М., 1975. – №12. – С. 40-41.
2. Горпинченко В.М. Разработка метода расчёта на выносливость и создание надёжных и эффективных конструкций балок для подвижной нагрузки: автореф. Дис... д-ра техн. наук: 05.23.01 [Текст] / В.М. Горпинченко. – М.: ЦНИИСК им. В.А. Кучеренко, 1984. – 41 с.
3. Нежданов К.К. Экспериментально-теоретическое исследование выносливости сжатой зоны стенки сварных подкрановых балок: дис... канд. техн. наук : 05.23.01. [Текст] / К.К. Нежданов. – М., 1974. – 188 с.
4. СнИП II-23-81\*. Стальные конструкции [Текст] / Госстрой СССР. – М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1991. – 96 с.
5. Владимирский В.А. О расчёте на усталость по еврокоду [Текст] / В.А. Владимирский // Сб. наук. Праць VII Української науково-технічної конференції «Металеві конструкції». – Дніпропетровськ. – 2000. – С.122-123.
6. Горохов Е.В. Анализ методик расчёта трубчатых узлов на выносливость [Текст] / Е.В. Горохов, С.В. Колесниченко, А.Н. Миронов, С.С. Аноприенко // Сб. наук. Праць VII Української науково-технічної конференції «Металеві конструкції». – Дніпропетровськ. – 2000. – С.18-21.
7. Механическое поведение материалов при различных видах нагружения [Текст] / Троценко В.Т., Лебедев А.А., Стрижало В.А., Степанов Г.В, Кривенюк В.В. – К.: Логос, 2000. – 571 с.
8. Давиденко А.И. Определение расчётного сопротивления выносливости на основе параметра энергопоглощаемости материала [Текст] / А.И. Давиденко, В.В. Псюк // Вісник Придніпровської державної академії будівництва та архітектури. – Дніпропетровськ: ПДАБтаА. – 2002. – №1. – С. 10-16.
9. Псюк В.В. Міцність і витривалість елементів сталевих конструкцій, що згинаються, при циклічних навантаженнях: автореф. Дис... канд. Техн. Наук: 05.23.01 [Текст] /В.В. Псюк. – Дніпропетровськ, ПДАБА, 2003. – 19 с.
10. Пособие по проектированию стальных конструкций (к СнИП II-23-81\* «Стальные конструкции») [Текст] / ЦНИИСК им. Кучеренко Госстроя СССР. – М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1989. – 148 с.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.**

*к. т. н. Долголаптев В.М.,  
к.т.н. Симонова І.М.,  
Симонов С.І.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **РОЗРОБКА ТА ДОСЛІДЖЕННЯ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНИХ ПРОЕКТНИХ РІШЕНЬ ЖИТЛОВИХ БУДИНКІВ**

*Проведені дослідження енергоефективних проектних рішень житлових будинків підвищеної комфортності, наведені результати основних характеристик варіантів архітектурно-планувальних рішень та проведено порівняння розрахункових значень питомих тепловтрат з контрольними показниками питомого теплоспоживання.*

**Ключові слова:** *показники компактності, енергоефективні проектні рішення, тепловтрати будинку, питомі тепловтрати, тепло споживання.*

*Проведены исследования энергоэффективных проектных решений жилых домов повышенной комфортности, приведены результаты основных характеристик вариантов архитектурно-планировочных решений и произведено сравнения расчетных значений удельных теплопотерь с контрольными показателями удельного теплопотребления.*

**Ключевые слова:** *показатели компактности, энергоэффективные проектные решения, теплопотери здания, удельные теплопотери, теплопотребление.*

Економія енергоресурсів шляхом проектування енергоефективних будівель стало серед найбільш актуальних питань в період першої світової енергетичної кризи на початку 1970-х років. Шляхи вирішення цієї проблеми детально розглянуті авторами в роботах [1, 2, 3].

Творчим колективом Донбаського державного технічного університету в рамках виконання науково-дослідної роботи «Розробка та дослідження енергоефективних проектних рішень житлових будинків» розроблені варіанти архітектурно-планувальних рішень житлових будинків підвищеної комфортності (житло І категорії – відповідно ДБН В.2.2-15-2005) основні характеристики яких наведені в таблиці 1.

Як можна помітити, розрахункові показники компактності дещо вище рекомендованих для відповідних значень поверховості, але вважаючи, що перший поверх не передбачений для житла і може бути за-

проектований взагалі як цокольний поверх, поверховість будинків фактично визначається пунктом 3 таблиці 1. В такому разі, рекомендації ДБН В.2.6-31:2006 (додаток Ц) цілком виконані. Понизити розрахунковий показник компактності можливо за рахунок збільшення висоти поверху з 3м до 3,3м, проте це відповідно збільшить загальні тепловтрати будинку за опалювальний сезон.

Розрахунок питомих тепловитрат на опалення будинку за опалювальний період проводився згідно ДБН В.2.6-31:2006 (додаток Н).

Результати розрахунку приведенного коефіцієнту теплопередачі теплоізоляційної оболонки будинків наведено в таблиці 2.

Витрати теплової енергії та питомих тепловитрат на опалення будинку за опалювальний період зведено в таблиці 3.

Таблиця 1 - Основні характеристики архітектурно-планувальних рішень

№ п/п	Назва показника	Одиниця виміру	Варіант архітектурно- планувального рішення		
			1	2	3
1	2	3	4	5	6
1	Площа забудови	м <sup>2</sup>	279	439,24	285,76
2	Поверховість	поверх	3	4	5
3	Кількість житлових поверхів	поверх	2	3	4
4	Висота поверху	м	3	3	3
5	Кількість квартир в будинку, в т. ч.:	шт	6	6	8
	2-кімнатних	шт	6	0	0
	3-кімнатних	шт	0	0	8
	5-кімнатних	шт	0	6	0
6	Площа квартир у будинку	м <sup>2</sup>	445,12	1134	950,4
7	Житлова площа	м <sup>2</sup>	282,10	611,16	547,16
8	Площа балконів	м <sup>2</sup>	18	18	24
9	Загальна площа квартир у будинку	м <sup>2</sup>	450,52	1139,4	957,6
10	Загальна площа нежитлових приміщень (магазин)	м <sup>2</sup>	76,29	0	0
11	Кількість індивідуальних гаражів	шт	6	0	8



продовження таблиці 1

1	2	3	4	5	6
12	Площа індивідуальних гаражів	м <sup>2</sup>	120,76	0	155,36
13	Площа гаража-стоянки	м <sup>2</sup>	0	176,10	0
14	Опалювальна площа	м <sup>2</sup>	591,86	1190,82	1011,04
15	Загальна площа внутрішніх поверхонь зовнішніх огорожувальних конструкцій	м <sup>2</sup>	990,89	1525,44	1260,72
16	Опалювальний об'єм	м <sup>3</sup>	1727,22	3490,43	2982,57
17	Показник компактності будинку	-	0,574	0,437	0,423
18	Рекомендований показник компактності будинку, не більше	-	0,54/0,61	0,43/0,54	0,36/0,43

Примітка. Рекомендований показник компактності будинку наведено:

- в чисельнику - для поверховості згідно п.2;
- в знаменнику - для поверховості згідно п.3.

Таблиця 2 - Приведений коефіцієнт теплопередачі теплоізоляційної оболонки будинків

№ п/п	Назва показника	Одиниця виміру	Варіант архітектурно-планувального рішення		
			1	2	3
1	2	3	4	5	6
1	Площа:				
1а	стін $F_{\text{нп}}$	м <sup>2</sup>	408,31	592,96	612,2
1б	вікон та балконних дверей $F_{\text{с}}$	м <sup>2</sup>	93,24	135,60	139,4
1в	зовнішніх дверей $F_{\text{д}}$	м <sup>2</sup>	5,7	3,6	3,6
1г	горищних перекриттів $F_{\text{пк}}$	м <sup>2</sup>	241,82	396,64	252,76
1д	цокольних перекриттів $F_{\text{ц}}$	м <sup>2</sup>	241,82	396,64	252,76
2	Приведений опір теплопередачі	$\frac{\text{м}^2 \cdot \text{К}}{\text{Вт}}$			
2а	стін $R_{\Sigma \text{пр нп}}$	÷	2,8	2,8	2,8

продовження таблиці 2

1	2	3	4	5	6
2б	вікон та балконних дверей $R_{\Sigma \text{пр сп}}$	÷	0,6	0,6	0,6
2в	зовнішніх дверей $R_{\Sigma \text{пр д}}$	÷	0,6	0,6	0,6
2г	горищних перекриттів $R_{\Sigma \text{пр пк}}$	÷	4,95	4,95	4,95
2д	цокольних перекриттів $R_{\Sigma \text{пр ц}}$	÷	3,5	3,5	3,5
3	Внутрішня загальна площа огорожувальних конструкцій $F_{\Sigma}$	$\text{м}^2$	990,89	1525,44	1260,72
4	Коефіцієнт $\xi$ , що враховує додаткові тепловитрати	-	1,13	1,13	1,13
5	Приведений коефіцієнт теплопередачі $k_{\Sigma \text{пр}}$	$\frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot \text{К}}$	0,483	0,467	0,520

Таблиця 3 - Витрати теплової енергії та питомі тепловитрати на опалення будинку за опалювальний період

№ п/п	Назва показника	Одиниця виміру	Варіант архітектурно-планувального рішення		
			1	2	3
1	2	3	4	5	6
1	Загальні тепловитрати будинку через огорожувальну оболонку $Q_k$	$\text{кВт} \cdot \text{год}$	81243	123012	113238
2	Побутові теплонадходження $Q_{\text{вн п}}$	$\text{кВт} \cdot \text{год}$	33881	44858	40161
3	Теплові надходження через вікна від сонячної радіації $Q_s$ , якщо головний фасад виходить на:	$\text{кВт} \cdot \text{год}$			
3а	північ	÷	8423	13723	13476
3б	південь	÷	8906	11921	12039
3в	захід	÷	8985	11372	13080
3г	схід	÷	6958	11372	11150

продовження таблиці 3

4	Витрати теплової енергії на опалення будинку протягом опалювального періоду $Q_{\text{рік}}$ , якщо головний фасад виходить на:	$\text{кВт} \cdot \text{год}$			
<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>6</b>
4a	північ	÷	53562	86046	79471
4б	південь	÷	53125	87675	80770
4в	захід	÷	53054	88172	79829
4г	схід	÷	54886	88172	81574
5	Опалювальна площа	$\text{м}^2$	591,86	1190,82	1011,04
6	Питомі тепловитрати $q_{\text{буд}}$ , якщо головний фасад виходить на:	$\frac{\text{кВт} \cdot \text{год}}{\text{м}^2}$			
6a	північ	÷	90,50	72,26	78,60
6б	південь	÷	89,76	73,63	79,89
6в	захід	÷	89,64	74,04	78,96
6г	схід	÷	92,73	74,04	80,68
7	Нормативні максимальні тепловитрати, $E_{\text{max}}$	$\frac{\text{кВт} \cdot \text{год}}{\text{м}^2}$	99 / 94	83 / 78	89 / 83

Порівняємо розрахункові значення питомих тепловтрат з контрольними показниками питомого теплоспоживання (додаток 25 СНиП 2.04.05-91\*У). Результати зведемо в таблицю 4.

Таблиця 4 - Порівняння розрахункових значень питомих тепловтрат з контрольними показниками питомого теплоспоживання

№ п/п	Назва показника	Одиниця виміру	Варіант архітектурно-планувального рішення		
			1	2	3
1	Питомі тепловитрати $q_{\text{буд}}$ , якщо головний фасад виходить на:	$\frac{\text{ГДж}}{\text{м}^2 \cdot \text{рік}}$			
1a	північ	÷	0,326	0,260	0,283
1б	південь	÷	0,323	0,2658	0,288
1в	захід	÷	0,323	0,267	0,284
1г	схід	÷	0,334	0,267	0,291
2	Питоме теплоспоживання, не більше	$\frac{\text{ГДж}}{\text{м}^2 \cdot \text{рік}}$	0,50	0,47	0,45

Примітка. 1 кВт·год =  $3,602 \cdot 10^{-3}$  ГДж.

Як свідчать результати наведені в таблицях 3 та 4, питомі тепло-витрати всіх запропонованих архітектурно-планувальних рішень не перевищують нормативні максимальні тепловитрати і значно нижче контрольних показників питомого теплоспоживання, а отже можливо спрогнозувати, що теплова потужність систем опалення та річне теплоспоживання розраховане згідно СНиП 2.04.05-91\*У не перевищуватиме нормативних показників.

Розроблені архітектурно-планувальні рішення відповідають сучасним вимогам до теплотехнічних показників огорожувальних конструкцій (теплоізоляційної оболонки) будинків, що забезпечує раціональне використання енергетичних ресурсів на обігрівання. Рівень комфорту і склад приміщень квартир відповідає вимогам до житла І категорії. Запропоновані рішення передбачають використання конструктивної схеми з повним та неповним каркасом, монолітного залізобетону або залізобетонного каркасу конструкцій серії 1.020-83 та її модифікацій. Ознайомитись з альбомом варіантів архітектурно-планувальних рішень можливо на кафедрі архітектурного проектування та архітектурних конструкцій ДонДТУ.

#### **Бібліографічний список**

1. Симонова И.Н. Проблемы теплозащиты зданий и задачи исследования энергоэффективных проектных решений жилых домов/ И.Н. Симонова, В.М. Долголаптев, Е.К. Николаева, С.И. Симонов // Коммунальное хозяйство городов. – Харьков, 2008. – №84. - С.159 – 162.

2. Симонова И.Н. «Энергоэффективные здания» как новое направление в строительстве / И.Н. Симонова, В.М. Долголаптев, Е.К. Николаева, С.И. Симонов // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ, 2008. – №27. - С.367 – 375.

3. Симонова И.Н. Пути снижения энергозатрат жилых зданий на стадии проектирования / И.Н. Симонова, В.М. Долголаптев, Е.К. Николаева, С.И. Симонов // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ, 2008. – №27. - С.376 – 383.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Должиковим П.М.*

*к.т.н. Долголаптев В.М.,  
к.т.н. Симонова И.М.,  
Симонов С.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ТЕПЛОПТЕРИ ЧЕРЕЗ ОГРАЖДАЮЩИЕ КОНСТРУКЦИИ ЖИЛЫХ ЗДАНИЙ ПЕРВЫХ МАССОВЫХ СЕРИЙ**

*У статті наведений аналіз і визначення структури тепловтрат, що обгороджують конструкцій будинку на прикладі великопанельного житлового будинку серії І-408А. Аналіз проводився шляхом теоретичних і експериментальних досліджень теплотехнічних якостей існуючого житлового фонду. Описаний основний метод експериментального дослідження - метод тепловізійної зйомки. Визначені завдання подальших досліджень.*

**Ключові слова:** *енергозбереження, тепловтрати, тепловізійна зйомка.*

*В статье приведен анализ и определение структуры теплопотерь ограждающих конструкций здания на примере крупнопанельного жилого дома серии І-408А. Анализ проводился путем теоретических и экспериментальных исследований теплотехнических качеств существующего жилого фонда. Описан основной метод экспериментального исследования – метод тепловизионной съемки. Определены задачи дальнейших исследований.*

**Ключевые слова:** *энергосбережение, теплопотери, тепловизионная съемка.*

Украина ежегодно потребляет около 210 млн. тонн усл. топливно-энергетических ресурсов (ТЭР). Значительная доля энергопотребления приходится на жилищно-коммунальный сектор. Каждое новое здание - это и новый потребитель энергоресурсов и дополнительные затраты государства на теплоснабжение, так как население оплачивает лишь часть себестоимости тепловой и электрической энергии. Следует отметить, что уже имеющийся жилой сектор потребляет около 40% топливно-энергетических ресурсов (ТЭР), поставляемых, в основном, из-за рубежа поэтому для Украины особенно актуально снижение затрат на теплоснабжение - это снижение себестоимости ТЭР от внешних поставщиков [1]. Наиболее эффективный путь экономии

топливно-энергетических ресурсов – повышение теплозащиты зданий и сооружений, так как на теплоснабжение гражданских зданий расходуется значительная часть дорогостоящего твердого и газообразного топлива.

В настоящее время вышел целый комплекс нормативных документов по проектированию современных зданий и сооружений, направленных на экономию тепловой энергии, согласно которым должны проектироваться современные здания и сооружения. Эти нормы не только в несколько раз увеличили требуемые сопротивления теплопередачи современных ограждающих конструкций, закрепили правила проектирования ограждений, но и предусматривают введение новых показателей энергетической эффективности зданий – удельного расхода тепловой энергии на отопление за отопительный период с учетом инфильтрации, теплопоступлений и ориентации здания по сторонам света, устанавливают их классификацию по показателям энергетической эффективности [2].

Однако для решения проблемы нерационального расходования тепла явно недостаточно разработки и усовершенствования строительной нормативной базы, необходимо также проведение тщательных обследований зданий на предмет выполнения этих норм. Это особенно актуально, так как предварительные исследования показывают, что сверхнормативно теряется до 40% энергии, расходуемой на отопление зданий [1]. Однако анализ самой структуры теплопотерь существующего жилого фонда первых массовых серий до сих пор недостаточно изучен. Одним из необходимых этапов работ на этом пути является проведение теплового контроля и определение фактических теплотехнических характеристик строительных конструкций в условиях их эксплуатации.

К настоящему времени остается нерешенной проблема структуры теплопотерь для жилых зданий многих массовых серий, в частности тех, которые широко использовались при застройке жилых кварталов г. Алчевска и других населенных пунктов Луганской области. В результате теплоизоляция зданий ведется зачастую по наитию, без четкого представления о конечных результатах работы.

Целью исследования является определение структуры теплопотерь за отопительный период в жилых зданиях серий 1-480А, 1-480-34, 1-121. Для достижения указанной цели на протяжении последних трех лет авторами были проведены экспериментальные и теоретические исследования теплотехнических качеств существующего жилого фонда.

Экспериментальные исследования основывались на методе тепловизионной съемки здания. Объектом испытаний были элементы на-

ружных стен (стыки, оконные откосы и др.), а также внутренние конструкции зданий. Натурные обследования проводились при отрицательных температурах наружного воздуха, при отсутствии солнечного облучения, атмосферных осадков, тумана и других подобных явлений. Термографирование проводилось последовательно по намеченным участкам с покадровой записью термограмм в компьютер и одновременным измерением и фиксацией температур реперных участков. Тепловизионная регистрация температурных полей поверхности ограждающих конструкций производилась с учетом излучательной способности обследуемой поверхности.

Теоретические исследования были направлены на определение теплопотерь ограждающих конструкций двухподъездной девятиэтажной секции крупнопанельного жилого дома серии 1-480А. Здание имеет холодный чердак. В подвале проходят трубопроводы отопления и горячего водоснабжения (на сегодняшний день отсутствует). Подъезд неотапливаемый (система отопления демонтирована).

Расчетная температура воздуха внутри помещений принята согласно требованиям ДНБ В.2.6.-31:2006 «Тепловая изоляция зданий», расчетная температура воздуха внутри помещений неотапливаемого подъезда и подвала соответствует результатам натурных наблюдений в зимний период 2008/2009 и 2009/2010 гг.

Количество градусо-суток отопительного периода для I температурной зоны составляет  $D_d = 3750^{\circ}\text{C}\cdot\text{суток}$ . Согласно СНиП 2.01.01-82 «Строительная климатология и геофизика» для г.Луганска количество дней с температурой окружающей среды  $t_3 < 8^{\circ}\text{C}$  составляет 180 суток, а средняя температура окружающей среды за этот период  $t_3 = -1,6^{\circ}\text{C}$ . Приведенное сопротивление теплопередачи ограждающих конструкций и теплопотери рассчитывались в соответствии с требованиями ДБН В.2.6-31:2006 с учетом теплопроводных включений в стыках и теплопотери через внутренние стены здания, которые граничат с неотапливаемым подъездом. Результаты расчетов приведены в таблицах 1 и 2.

Из полученных результатов видно, что наибольшие теплопотери в здании происходят через оконные и балконные блоки (соответственно 15,68% и 15,33%). Значительно увеличивает теплопотери тот факт, что подъезд не отапливается. Это приводит к тому, что 33,22% всех теплопотерь приходится на внутренние стены и входные двери в квартиру. Через каждую внутреннюю стеновую панель за отопительный сезон теряется от 1035 до 1692 кВт·час тепла, что больше, чем через любую другую ограждающую конструкцию. Это объясняется тем, что внутренние стеновые панели выполнены из железобетона, имеющего высокую теплопроводность  $\lambda_A = 1,92 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{K})$ .

Таблица 1 -Теплопотери ограждающих конструкций двухподъездной  
девятиэтажной секции крупнопанельного жилого дома  
серии 1-480А

№ п/п	Тип ограждающей конструкции	Ед. изм.	Кол-во конструкций		Теплопотери за отопительный сезон, кВт·час			Доля в общих те- плотерях, %
			на один этаж	на сек- цию	на ед. изм.	на один этаж	на сек- цию	
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	Наружная панель с проемом для балкон- ного блока	шт	8	72	480	3840		5,87%
2	Наружная стеновая панель с проемом для оконного блока ОС 15-13,5	шт	14	126	590	8260		12,63%
3	Фасадная наружная стеновая панель с проемом для оконно- го блока ОС 15-21	шт	2	18	709	1418	12762	2,17%
4	Глухая фасадная на- ружная стеновая па- нель	шт	2	18	787	1574	14166	2,41%
5	Глухая торцевая на- ружная стеновая па- нель - тип 1	шт	2	18	753	1506	13554	2,30%
6	Торцевая наружная стеновая панель с проемом для окон- ного блока ОС 15-13,5	шт	2	18	366	732	6588	1,12%
7	Глухая торцевая на- ружная стеновая па- нель - тип 2	шт	2	18	564	1128	10152	1,73%
8	Торцевая наружная стеновая панель с проемом для балкон- ного блока	шт	2	18	429	858	7722	1,31%
9	Внутренняя вентиля- ционная стеновая па- нель, которая грани- чит с неотапливаем- ым подъездом	шт	4	36	1364	5456	49104	8,35%



Продолжение таблицы 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9
10	Внутренняя стеновая электропанель, которая граничит с неотапливаемым подъездом	шт	4	36	569	2276	20484	3,48%
11	Продольная внутренняя стеновая панель, которая граничит с неотапливаемым подъездом	шт	2	18	1692	3384	30456	5,18%
12	Продольная внутренняя стеновая панель, которая граничит с неотапливаемым подъездом и имеет проем для дверного блока	шт	8	72	1035	8280	74520	12,67%
13	Деревянные входные двери в квартиру	шт	8	72	290	2320	20880	3,55%
14	Балконный блок в целом (прозрачная и непрозрачная части с учетом теплопотерь через стыки)	шт	10	90	1002	10020	90180	15,33%
15	Оконный блок ОС 15-13,5 в целом (прозрачная и непрозрачная части с учетом теплопотерь через стыки)	шт	14	126	605	8470	76230	12,96%
16	Оконный блок ОС 15-21 в целом (прозрачная и непрозрачная части с учетом теплопотерь через стыки)	шт	2	18	889	1778	16002	2,72%
17	Плиты перекрытия над подвалом	м <sup>2</sup>		430	36,8	0	15824	2,69%
18	Плиты перекрытия над девятым этажом	м <sup>2</sup>		430	48,5	0	20855	3,54%
	ВСЕГО					61300	588379	100

Таблица 2 - Теплотери двухподъездной девятиэтажной секции крупнопанельного жилого дома серии 1-480А

№ п/п	Наименование эле- мента секции	Общая площадь, м <sup>2</sup>	Теплотери за отопительный сезон, кВт·час (% от общих теплотерь)							Удельные теплоте- ри за отопительный период, кВт·час/м <sup>2</sup>
			через наружные стены	через внутренние стены и двери в квартиру	через балконные блоки	через оконные блоки	через перекрытие над подвалом	через перекрытие над девятым эта- жом	Всего	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	Секция в целом	3870	173844 29,55%	195444 33,22%	90180 15,33%	92232 15,68%	15824 2,69%	20855 3,54%	588379 100,00%	152
2	Угловая двухком- натная квартира первого этажа	49,9	2762 30,60%	1610 17,84%	1002 11,10%	1815 20,11%	1836 20,34%	0 0,00%	9025 100,00%	181
3	То же, имеющая внутреннюю вен- тпанель, гранича- щую с неотапли- ваемым подъездом	49,9	2762 26,59%	2974 28,63%	1002 9,64%	1815 17,47%	1836 17,67%	0 0,00%	10389 100,00%	208
4	Угловая двухком- натная квартира среднего этажа	49,9	2762 38,42%	1610 22,40%	1002 13,94%	1815 25,25%	0 0,00%	0 0,00%	7189 100,00%	144

Продолжение таблицы 2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
5	То же, имеющая внутреннюю вентпанель, граничащую с неотапливаемым подъездом	49,9	2762	2974	1002	1815	0	0	8553	171
			32,29%	34,77%	11,72%	21,22%	0,00%	0,00%	100,00%	
			17,92%	24,90%	16,78%	20,26%	20,15%	0,00%	100,00%	
6	Угловая двухкомнатная квартира девятого этажа	49,9	2762 28,74%	1610 16,76%	1002 10,43%	1815 18,89%	0 0,00%	2420 25,18%	9609 100,00%	193
7	То же, имеющая внутреннюю вентпанель, граничащую с неотапливаемым подъездом	49,9	2762 25,17%	2974 27,10%	1002 9,13%	1815 16,54%	0 0,00%	2420 22,05%	10973 100,00%	220
8	Неугловая двухкомнатная квартира первого этажа	49,8	1779 18,97%	3302 35,21%	1002 10,69%	1494 15,93%	1800 19,20%	0 0,00%	9377 100,00%	188
9	Неугловая двухкомнатная квартира среднего этажа	49,8	1779 23,48%	3302 43,58%	1002 13,22%	1494 19,72%	0 0,00%	0 0,00%	7577 100,00%	152
10	Неугловая двухкомнатная квартира девятого этажа	49,8	1779 17,80%	3302 33,05%	1002 10,03%	1494 14,95%	0 0,00%	2415 24,17%	9992 100,00%	201
11	Неугловая трехкомнатная квартира первого этажа	65,4	2140 17,92%	2974 24,90%	2004 16,78%	2420 20,26%	2407 20,15%	0 0,00%	11945 100,00%	183

Продолжение таблицы 2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
12	Неугловая трехкомнатная квартира среднего этажа	65,4	2140 22,44%	2974 31,18%	2004 21,01%	2420 25,37%	0 0,00%	0 0,00%	9538 100,00%	146
13	Неугловая трехкомнатная квартира девятого этажа	65,4	2140 16,84%	2974 23,40%	2004 15,77%	2420 19,04%	0 0,00%	3172 24,96%	12710 100,00%	194
14	Угловая трехкомнатная квартира первого этажа с глухими торцевыми стенами	65,4	4774 32,75%	2974 20,40%	2004 13,75%	2420 16,60%	2407 16,51%	0 0,00%	14579 100,00%	223
15	То же, среднего этажа	65,4	4774 39,22%	2974 24,43%	2004 16,46%	2420 19,88%	0 0,00%	0 0,00%	12172 100,00%	186
16	То же, девятого этажа	65,4	4774 31,11%	2974 19,38%	2004 13,06%	2420 15,77%	0 0,00%	3172 20,67%	15344 100,00%	235
17	Неугловая однокомнатная квартира первого этажа	30,5	1070 17,79%	1610 26,77%	1002 16,66%	1210 20,12%	1122 18,66%	0 0,00%	6014 100,00%	197
18	То же, среднего этажа	30,5	1070 21,87%	1610 32,91%	1002 20,48%	1210 24,73%	0 0,00%	0 0,00%	4892 100,00%	160
19	То же, девятого этажа	30,5	1070 16,79%	1610 25,27%	1002 15,73%	1210 18,99%	0 0,00%	1479 23,21%	6371 100,00%	209

Расчетные удельные теплотопотери на отопление здания за отопительный период составляют  $152 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$ , что превышает максимально допустимое значение для такого здания  $79 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$ , установленного ДБН В.2.6-31:2006 (таблица 4). Следует отметить, что внутри одного дома удельные теплотопотери существенно отличаются для разных квартир. Так, в исследуемой секции наибольшие удельные теплотопотери наблюдаются в угловой трехкомнатной квартире девятого этажа с глухими торцевыми стенами -  $235 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$ , а наименьшие в неугловой трехкомнатной квартире среднего этажа -  $146 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$ . Угловая двухкомнатная квартира среднего этажа имеет практически такой же показатель -  $144 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$ , что объясняется относительно небольшой площадью стен, граничащих с неотапливаемым подъездом. В то же время, анализируя теплотопотери по помещениям данной квартиры видно, что 44% ( $3189 \text{ кВт}\cdot\text{час}$ ) всех теплотопотерь квартиры приходится на угловую комнату площадью  $17,2 \text{ м}^2$ , что дает удельные теплотопотери для данной комнаты  $3189/17,2=185 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$ . Наибольшие же потери тепла через ограждающие конструкции жилых помещений происходят в угловой комнате площадью  $17,2 \text{ м}^2$  двухкомнатной квартиры девятого этажа -  $4023 \text{ кВт}\cdot\text{час}$ , что в пересчете на удельные теплотопотери составляет  $4023/17,2 = 234 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$ . Наименьшие удельные теплотопотери - в спальне среднего этажа, имеющей всего одну наружную стену при отсутствии общих стен с подъездом -  $115 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$ .

Обращают внимание огромные удельные теплотопотери (рассчитанные на  $1 \text{ м}^2$  помещения) в кухнях и санузлах, примыкающих к внутренней вентиляционной панели, особенно на девятом этаже -  $314 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$  (кухня);  $327 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$  (туалет);  $525 \text{ кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^2$  (ванная комната). Только относительно небольшая площадь этих помещений и наличие значительных бытовых теплоступлений на кухне несколько сглаживает негативный эффект в масштабах всей квартиры.

Проведенные исследования позволяют определить наиболее слабые в теплотехническом отношении места как для здания в целом, так и для отдельной квартиры и даже внутри квартиры для конкретных помещений.

В целом можно сделать вывод о том, что наибольший резерв в снижении теплотопотерь здания следует искать в повышении температуры в подъезде в отапливаемый период (повышение средней температуры в подъезде за отопительный сезон всего на  $1^\circ\text{C}$  уменьшает теплотопотери через внутренние стены примерно на 9%). В то же время, даже полное отсутствие этих теплотопотерь не позволит обеспечить современные нормативные значения удельных теплотопотерь. Поэтому наряду с повышением температуры в подъездах (либо утеплением внутренних

стен, примыкающих к неотапливаемому подъезду), следует осуществлять замену балконных и оконных блоков на энергоэффективные, выбирать рациональную систему утепления фасадов. При проектировании теплоизоляции отдельной квартиры следует предварительно изучить структуру теплопотерь по помещениям квартиры и по видам теплопотерь (через окна, балкон, наружные и внутренние стены, двери).

Отметим, что для определения расчетных затрат тепловой энергии на отопление здания на протяжении отопительного сезона следует учесть дополнительные теплопотери, связанные с ориентацией ограждений по сторонам света, поступлением холодного воздуха через входы, теплопотери за счет инфильтрации и вентиляции. Также следует учесть бытовые теплопоступления и тепловые поступления через окна от солнечной радиации на протяжении отопительного периода. Учет этих факторов находится в стадии разработки и является предметом дальнейших исследований авторов, также как и определение структуры теплопотерь за отопительный период в жилых зданиях серий 1-480-34, 1-121. В то же время, уже имеющиеся данные позволяют более грамотно подходить к вопросам теплоизоляции зданий первых массовых серий.

Дальнейшие исследования авторов направлены на выпуск рекомендаций по определению теплопотерь жилых зданий массовых серий при их реконструкции.

### **Библиографический список**

1. Матросов Ю.А. Новые государственные нормы Украины «Тепловая изоляция зданий» / Ю.А. Матросов, Г.Г. Фаренюк // Научно-технический и производственный журнал. Жилищное строительство. 2007.- №11. - С. 8-12.

2. Теплова ізоляція будівель: ДБН В.2.6-31:2006. – [ На заміну СНиП II-3-79]. – Київ.: Міністерство будівництва, архітектури та житлово-комунального господарства України, 2006. – 70 с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.*

*к.т.н. Иванов А.П.,  
к.т.н. Карапетян С.Х.  
(ДонДТУ, г. Алчевск, Украина),  
Иванова И.А.  
(ОАО УкрНИИПСК им. В.Н. Шимановского,  
г. Киев, Украина)*

### **ВЛИЯНИЕ ЛОКАЛЬНЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ВОЗДЕЙСТВИЙ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ЭЛЕМЕНТАХ СВАРНЫХ СКВОЗНЫХ КОЛОНН**

*Наведені результати експериментальних досліджень, отримані розподіл залишкового напруженого стан в елементах зварних наскрізних колон з двох швелерів після збірки і наплавлення подовжніх валів зварного шва в певних місцях перетинів.*

**Ключові слова:** *наскрізна колона, швелер, залишковий напружений стан, локальні температурні дія, тензометричні вимірювання.*

*Приведены результаты экспериментальных исследований, получены распределения остаточного напряжённого состояния в элементах сварных сквозных колонн из двух швеллеров после сборки и наплавки продольных валиков сварного шва в определённых местах сечений.*

**Ключевые слова:** *сквозная колонна, швеллер, остаточное напряжённое состояние, локальные температурные воздействия, тензометрические измерения.*

Основным видом соединений металлических строительных конструкций на сегодняшний день является сварка. Она почти полностью заменила другие виды соединений при изготовлении конструкций и широко применяется как на заводе, так и при монтаже на строительной площадке. Однако, сложность состоит в том, что тяжело восстановить последовательность изменений остаточного напряжённого состояния из-за всех этапов сварочного процесса в изготовленных металлических конструкциях. Это говорит о том, что роль сварочных напряжений, влияющих на напряжённое состояние металлических конструкций в целом, полностью еще не изучена. Наряду с этим предлагается выявить распределение остаточного напряжённого состояния при введении дополнительных сварных швов, как элемента повышения несущей спо-

способности конструктивных элементов за счёт снижения или изменения уровня остаточных напряжений в сечении конструкции.

**Анализ последних исследований и публикаций** показывает, что внутренние напряжения, возникающие при сварке, именуемые сварочными напряжениями являются предметом многочисленных исследований как в бывшем Советском Союзе, так и за границей.

Значение сварочных напряжений было отмечено еще самим изобретателем электродуговой сварки металлическим электродом Н.Г. Славяновым, который уже тогда указал на природу их возникновения и меры борьбы с ними.

На сегодняшний день этой проблемой занимались, и занимается целый ряд ученых, как из бывших стран Советского союза, так и зарубежных стран: К.П. Большаков; В.Н. Васылев; В.А. Винокуров; А.И. Голоднов; А.Г. Григорьянц; В.С. Игнатьева; А.А. Казимиров; Б.С. Касаткин; Л.М. Лобанов; А.Я. Недосека; Г.А. Николаев; Н.О. Окерблом; Е.О. Патон и многие другие [1-8].

Однако, несмотря на значительное количество работ по проблеме сварочных напряжений на сегодняшний день этот вопрос остается недостаточно изученным.

В данной работе проводится дальнейшее изучение остаточного напряженного состояния элементов сварной металлической конструкции после ее сборки и введения дополнительных сварных швов в элементах конструкций на примере сварной сквозной колонны.

**Цель работы.** Рассмотреть полученное остаточное напряженное состояние в сквозной сварной колонне после всех технологических операций, связанных с ее изготовлением и применения локальных термических воздействий.

Исследование проводилось на колонных фрагментах сварных сквозных колонн, состоящих из двух швеллеров, повёрнутых полками наружу. Ветви колонн были изготовлены из швеллеров 12П по ДСТУ 3436 (ГОСТ 8240-97), соединенных планками из листовой стали толщиной 8 мм размером 110х140 мм. Колонные фрагменты (КФ-1, КФ-2, КФ-3, КФ-4, КФ-5 и КФ-6) с расстоянием между планками в свету 440мм отличались друг от друга только местом положения валиков сварного шва на колонне:

КФ-1 – без валика сварного шва и принят в качестве эталона;

КФ-2 – отличается от КФ-1 наличием сварных швов по центрам стенок швеллеров;

КФ-3 – отличается от КФ-1 наличием сварных швов по центрам стенок и по перьям полков швеллеров;

КФ-4 – отличается от КФ-1 наличием сварных швов только по перьям полков швеллеров;



КФ-5 – отличается от КФ-1 наличием сварных швов только по перьям полков одного швеллера;

КФ-6 – отличается от КФ-1 наличием сварного шва по центру стенки одного швеллера.

Валик сварного шва (элемент локального термического воздействия) во всех случаях был выполнен вручную электродом АНО, диаметром 3мм по всей длине колонны. Высота валика сварного шва находилась в пределах 2,5 - 3мм, ток – переменный, находился в пределах 130 ампер.

Общий вид колонного фрагмента с расстановкой тензорезисторных датчиков по сечению приведен на рисунке 1.

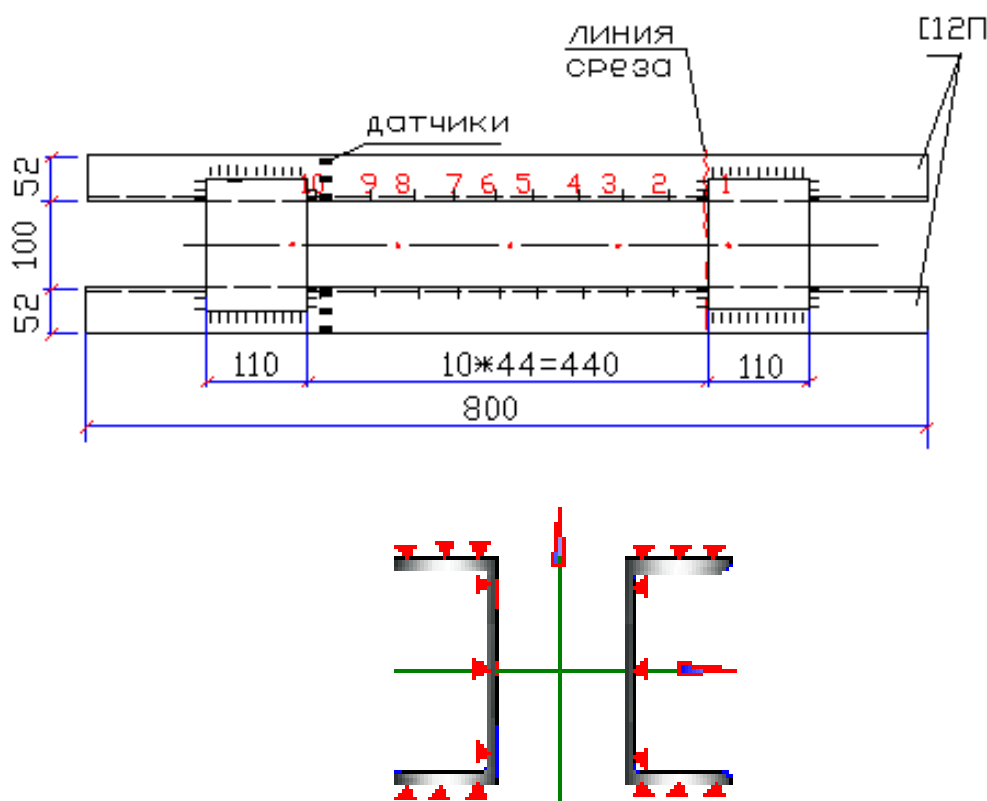


Рисунок 1- Конструктивные схемы колонных фрагментов КФ-1 – КФ - 6

Исследования проводились разрушающим методом, т.е. отрезалась часть колонны около одной из соединительных планок. Около планки на полках и стенках швеллеров по сечению установлены тензодатчики. Измерительная система состояла из тензорезисторов типа КФ5П1-5-200-А-12 с базой 5 мм и измерительного комплекса СИИТ – 3.

По длине колонны (промежуток между соединительными планками) был разделен на десять равных частей для определения перемещения ветвей колонны после поперечной разрезки.



Рисунок 2- Проведение эксперимента: разрезание колонны (слева) и замер положения ветвей колонны после разрезки

Разрезание колонны проводилось по ветвям. После отделения одной ветви внутренняя энергия практически переходила в деформацию ветвей, которые принимали криволинейную форму выгнувшись в наружную или во внутреннюю сторону в зависимости от места положения валика сварного шва в сечении колонны.

Проанализировав полученные результаты, были построены эпюры остаточного напряженного состояния сквозной колонны в рассмотренных сечениях. Для перевода полученных результатов из делений прибора в МПа применялись переводные коэффициенты, полученные при тарировке тензорезисторов. Для сжатых частей сечения колонны, коэффициент равен 0,3868 МПа, для растянутых – 0,3881 МПа с погрешностью в пределах упругих деформаций не более 2 %.

Эпюры остаточного напряженного состояния швеллеров, из которых были сделаны ветви колонны, были получены в предыдущих экспериментальных работах, результаты которых уже были опубликованы [9].

Распределение остаточных напряжений по сечению колонны после изготовления (колонна КФ-1) показало, что перо полки растянуто, а обухок и стенка сжаты. Уровень напряжений составляет: на перо полки +86,43 МПа; на обухе –40,15 МПа, а в стенке в пределах от –40,15 до 36,5 МПа. Ветви разошлись в месте разреза колонного фрагмента во внешнюю сторону на 4,9 мм. Форма распределения остаточных напряжений приведена на рисунке 3.

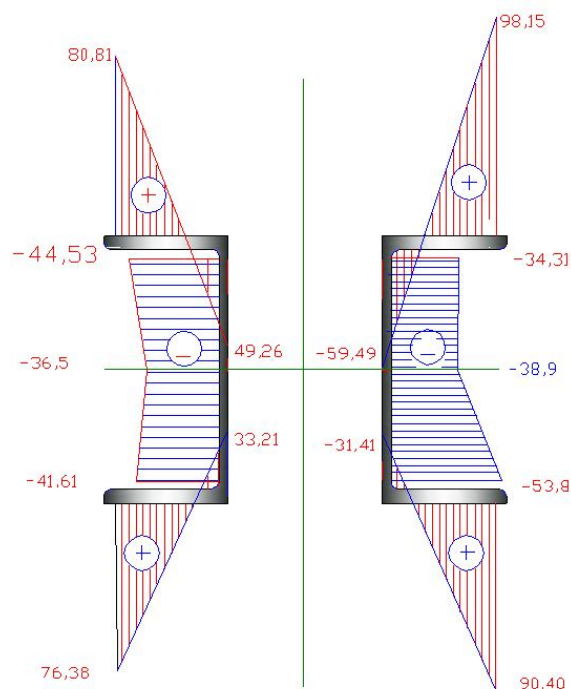


Рисунок 3-Распределение остаточных напряжений в колонне после резки (КФ-1)

Наложение валика сварного шва посередине стенки двух швеллеров изменило форму распределения остаточных напряжений по сечению (колонна КФ-2). Здесь перо полки сжато, а обушок и стенка растянуты. Ветви переместились вовнутрь на 1,75 мм. Форма распределения остаточных напряжений приведена на рисунке 4.

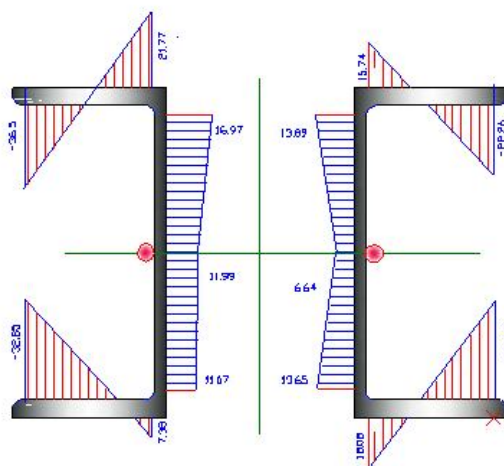


Рисунок 4 - Распределение остаточных напряжений в колонне после резки (КФ-2)

На этой эпюре напряжения распределились следующим образом: перо полки сжато, а уровень напряжений составил –30,05 МПа; обушок растянут, а напряжение составило + 15,74 МПа. В стенке напряжения находились в пределах от + 13,09 до +10,2 МПа.

По результатам измерения линий деформирования колонных фрагментов были просчитаны полиномы третьего порядка. Уравнение линии деформирования и ее вид представлены на рисунках 5 и 6.

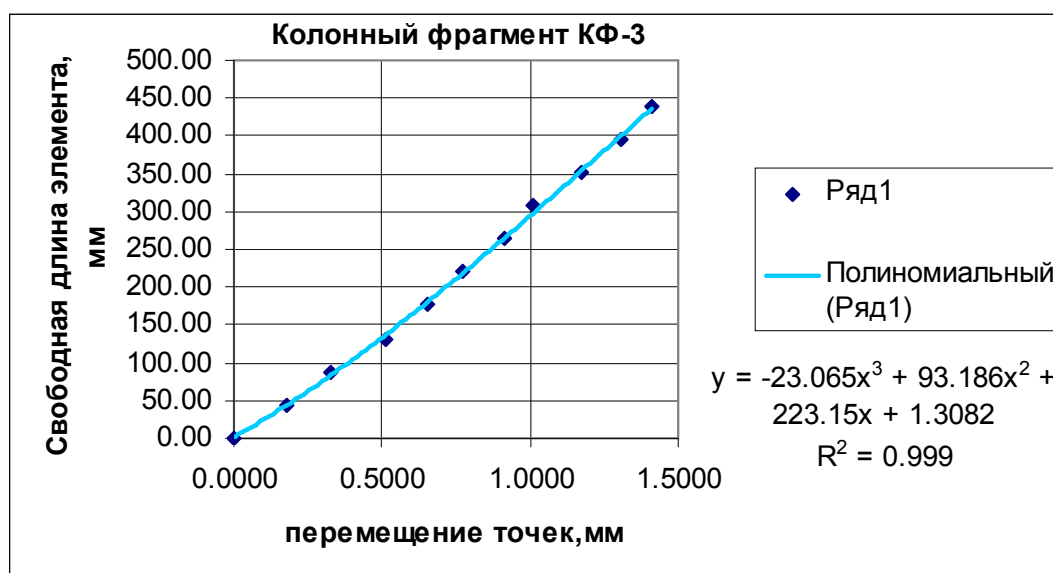


Рисунок 5 – График линии деформирования (колонный фрагмент КФ-3) после разрезки образца

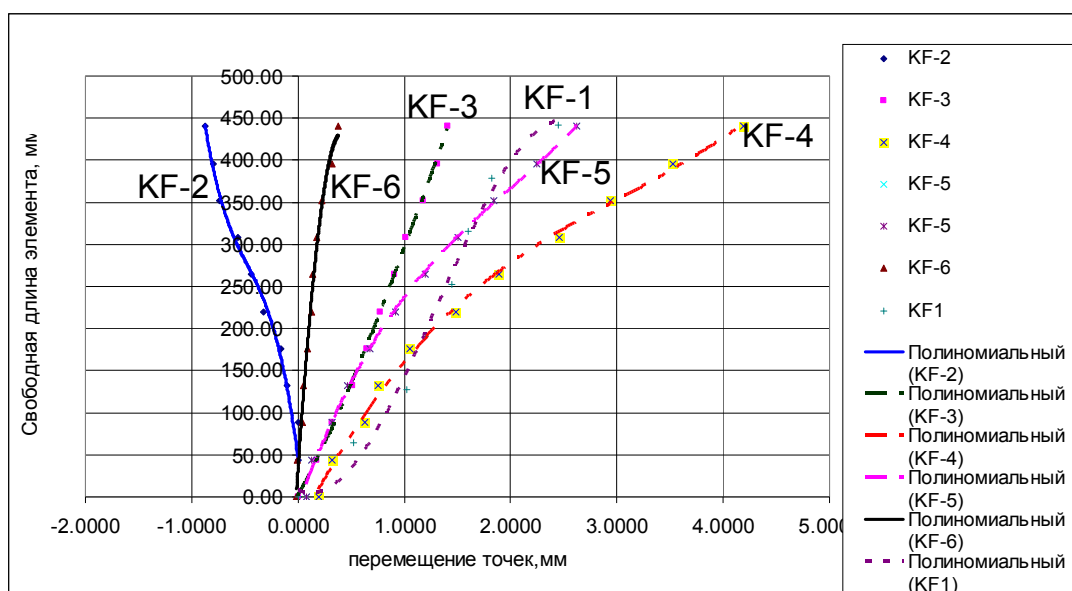


Рисунок 6- Графики линии деформирования ветвей колонн при определении остаточных напряжений после воздействия ЛТВ

Таблица –1 Распределение напряжённого состояния в сечении элементов сквозной колонны при применении ЛТВ

Марка образца	Сечение колонны	Напряжения на элементах колонны, МПа				перемеще- ние концов ветвей колонны, мм
		пери	обушек	стенка		
				край	середина	
КФ-1		86.43	-43.34	-40.15	-36.50	4.900
КФ-2		-30.05	+15.74	+13.89	+10.20	-1.750
КФ-3		38.85	-25.43	-20.80	-17.88	2.820
КФ-4		163.10	-80.30	-74.64	-70.62	8.375
КФ-5		54.61 130.98	-12.59 -82.30	-12.77 -79.20	-10.22 -73.73	5.250
КФ-6		-34.12 65.50	31.92 -45.07	22.10 -40.69	28.04 -36.86	0.600

### Выводы

1. Локальное температурное воздействие влияет на распределение напряжений по сечению конструктивного элемента.
2. В зависимости от места наложения валика сварного шва в сечении элемента изменяется размер и форма деформирования ветвей сквозной колонны.
3. В зависимости от вида внешней нагрузки на конструктивный элемент можно повысить несущую способность конструкции применив ЛТВ в месте наибольшего напряженного состояния.

### Библиографический список

1. Махненко В.И. Развитие теории сварочных напряжений и деформаций [Текст] / В.И. Махненко // Тр. Всесоюзного симпозиума по остаточным напряжениям и методам регулирования. – Щербинка: НИИМАН, 1982. – С. 271-294.
2. Недосека А.Я. Основы расчета и диагностики сварных конструкций [Текст] / А.Я. Недосека. – К.: ИНДПРОМ, 2001. – 815 с.
3. Окерблом Н.О. Расчет деформаций металлоконструкций при сварке [Текст] / Окерблом Н.О. – М.; Л.: Машигиз, 1955. – 212 с.
4. Экспериментальные исследования сварочных напряжений и деформаций [Текст] / Б.С. Касаткин, Л.М. Лобанов, В.В. Волков, В.А. Пивторак. – К.: Наукова думка, 1976. – 148 с.
5. Голоднов А.И. Регулирование остаточных напряжений в сварных двутавровых колоннах и балках [Текст] / А.И. Голоднов. – К.: Сталь, 2008. – 150с.

6. Козлов С.В. Повышение устойчивости сжатых элементов ферм из уголковых профилей локальными термическими воздействиями: дис... канд. тех. наук: 05.23.01. [Текст] / Козлов Сергей Васильевич. – К.: 2004. – 168с.

7. Биргер И.А. Остаточные напряжения [Текст] / И.А. Биргер. – М.: Машигиз, 1963. – 232с.

8. Давиденков Н.Н. Избранные труды: в 2-х т. Т.2.: Механические свойства материалов и методы измерения деформаций [Текст] / Н.Н. Давиденков. - К.: Наукова думка, 1981. – 704с.

9. Иванов А.П. Методика определения напряженно-деформированного состояния в прокатных швеллерах после локальных термических воздействий [Текст] / А.П. Иванов, И.А. Иванова // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск: «Ладос», 2009. – вып.28. – С. 260-268.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.**

*к.т.н. Гайко Ю.І.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна),  
к.е.н. Гайко Є.Ю.  
(ХНАМГ, м. Харків, Україна)*

## **МЕТОДИКА ОЦІНКИ КОНЦЕСІЙНИХ ПРОЕКТІВ БУДІВНИЦТВА МІСЬКОЇ КОМУНАЛЬНОЇ ІНФРАСТРУКТУРИ**

*Наведені результати теоретичних досліджень. Розглянута концесійна схема реалізації інвестиційних проектів в сфері будівництва міської комунальної інфраструктури. Запропоновано методiku оцінки економічної ефективності концесійних проектів для основних учасників концесійних відносин: концесіонера, концесієдавця, кредитора.*

**Ключові слова:** міська інфраструктура, концесійний проект, інвестиції, економічна ефективність, учасник проекту.

*Приведены результаты теоретических исследований. Рассмотрена концессионная схема реализации инвестиционных проектов в сфере строительства городской коммунальной инфраструктуры. Предложена методика оценки экономической эффективности концессионных проектов для основных участников концессионных отношений: концессионера, концессиодателя, кредитора.*

**Ключевые слова:** городская инфраструктура, концессионный проект, инвестиции, экономическая эффективность, участник проекта.

**Постановка проблеми.** Доцільність розробки методики оцінки концесійних проектів обумовлена тим, що існуючі методики оцінки інвестиційних проектів пропонують низку розрахунків, на основі яких можна розрахувати ефективність проекту часто лише за одним економічним показником. Більш того, деякі методики засновані на показниках ефективності тільки для однієї якоїсь сторони концесійного договору. Сучасна методика оцінки ефективності концесійних проектів повинна базуватися на принципах синергії. Тільки спільна спрямованість зусиль всіх учасників проекту: концесіонера, інвесторів, концесієдавця, кредиторів, може призвести до того економічного і соціального ефекту, якого очікують від реалізації проекту.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** В сучасній літературі розглядається багато методик визначення ефективності інвестиційних проектів. Але ці методики мають універсальний характер, тобто мають за-

гальний вигляд та можуть бути використані для будь-якої галузі та мети інвестування. Вони не враховують особливостей та нюансів, які можуть виникнути при оцінці ефективності реалізації концесійного проекту. Робіт, присвячених визначенню ефективності концесій досить небагато, головним чином це публікації європейських та російських авторів. Так, заслуговують на увагу методики Дайламі (Dailami) [1], Бакат'яна (Bakatjan) [2], серед російських досліджень в сфері концесій слід відзначити дисертаційні роботи Кисельова Д.І. [3], Нікіфорова А.Н. [4], Фомічова К.І. [5]. Аналіз досліджень показав, що розрахунки російських економістів ґрунтуються за звичай на одному-двох показниках, які представляють собою модифікований показник чистої дисконтованої вартості. До того ж, зовсім не наведені розрахунки ефективності для кредиторів, в той час як моделі західних вчених містять хоча б один показник, який дозволяє кредитору оцінити платоспроможність позичальника.

**Мета статті:** викласти результати розробки методики комплексної оцінки концесійних проектів з урахуванням сучасних досягнень вчених щодо оцінки ефективності проектів, які реалізуються за концесійною схемою.

**Виклад основного матеріалу.** Результати розрахунків за будь-яким окремо застосованим методом для оцінки економічної ефективності концесійного проекту спроможні відобразити лише один його бік. Це може бути: ступінь досягнення певної величини грошового потоку, неперевикнення встановленого терміну окупності інвестицій, отримання певного рівня рентабельності та ін. Але кожен з показників не в змозі дати цілісну картину потенційних результатів концесійного проекту. Тому потрібна комплексна оцінка ефективності проектів, яка передбачає визначення ефективності проекту не за одним критерієм, а одночасно за низкою критеріїв, до того ж, кожним з учасників концесійного проекту.

Найважливішими учасниками концесії є концесіонер та концесіодавець. З точки зору саме цих учасників в більшості випадків розглядаються критерії ефективності концесійного проекту. Але досвід різних країн свідчить, що жоден масштабний проект не обходився без кредитних коштів. Схема фінансування інфраструктурних проектів здійснюється на умовах проектного фінансування за участю банків та міжнародних кредитних організацій. Тому в світовій практиці виділяють також показники, які відображають комерційну ефективність проекту з точки зору кредиторів. З огляду на це окреслюється три групи показників, які відповідають трьом основним учасникам: концесіонера, концесіодавця, кредитора. Відповідно до сучасних тенденцій, оцінка ефективності проекту ґрунтується на русі грошових потоків протягом ймовірного терміну експлуатації об'єкту. В табл. 1 відображені основні



статті дохідної та видаткової частин грошових потоків для концесіонера та концесієдавця.

Таблиця 1 – Структура грошових потоків основних учасників концесії

<b>Вхідний грошовий потік</b>	<b>Вихідний грошовий потік</b>
<b>Для концесіонера</b>	
Дохід від реалізації вироблених послуг, робіт Амортизаційні відрахування Субсидії концесієдавця Непрямі доходи (пільгове оподаткування, відстрочка боргових та концесійних платежів та ін.) Кредити, займи	Капіталовкладення Експлуатаційні витрати Концесійні платежі Податкові платежі Орендні платежі (в разі необхідності) Боргові платежі (основний борг+відсотки)
<b>Для концесієдавця</b>	
Концесійні платежі Податкові платежі Орендні платежі Опосередковані доходи (збільшення вартості цілісного майнового комплексу та земельної ділянки, які обслуговуються концесіонером)	Субсидії концесіонеру та інші види виплат, спрямовані на окупність інвестицій концесіонера Недоотримання податків в разі пільгового оподаткування Гарантії

Для здійснення інвестиційних проектів будь-якого типу, в тому числі концесійних, є необхідним вкладення капіталів певної форми та певного розміру – інвестиційних ресурсів. Інвестиційними можуть бути ті капітали і ресурси, які мають корисність, цінність і вартість, і які можливо та економічно доцільно використати під час реалізації конкретного проекту. Особливістю концесійних проектів є той факт, що потреба в інвестиційних ресурсах, необхідних для їхньої реалізації, в тій чи іншій мірі задовольняється за рахунок активів, які належать приймаючій країні та передаються нею у концесію. Активи, що передаються, як і всі інвестиційні ресурси, мають вартість, а це є підставою для відшкодувального характеру їх передання. Від проявляється в системі концесійних платежів, які вносить концесіонер за право будівництва або управління об'єктами, що надаються в концесію.

Присутність у грошових потоках концесіонера та концесієдавця пункту «Орендні платежі» впливає з пункту 5 Ст.3 Закону України «Про концесії». Аналіз нормативних документів показує, що орендна плата не включається до концесійних платежів, а є самостійним грошо-

вим відрахуванням. Опосередковані доходи держави в найбільшій мірі проявляться під час закінчення терміну концесії і передання майна об'єкта концесії у державне управління. Тоді держава отримає додаткові доходи у вигляді різниці між вартістю комунального підприємства на момент його передання в концесію та того ж показника по закінченню терміна концесії.

Елемент «Гарантії» може не бути присутнім у грошових потоках, все залежатиме від умов концесійної угоди. Але суспільно значущі проекти, якими є проекти з реструктуризації комунальних підприємств, не можуть реалізовуватися без державної підтримки. Державні гарантії розглядаються в методиці в двох можливих значеннях: 1) гарантії, які виплачуються державою кредиторам у випадках порушення умов виплати кредиту за проектом; 2) гарантії державної закупівлі певного обсягу продукції (послуг), що виробляються концесіонером.

Що стосується кредиторів, то для них не застосовується метод грошових потоків, тому що показники ефективності побудовані на принципі оцінки платоспроможності позичальника.

**Концесіонер.** Для комплексної оцінки ефективності проекту пропонується розрахунок наступних показників: 1) загальна вартість проекту; 2) кумулятивний грошовий потік; 3) період окупності; 4) чиста дисконтована вартість; 5) внутрішня норма рентабельності; 6) показник «вигоди/витрати».

Підприємства державної та комунальної власності використовують механізм концесії з метою залучення інвестицій у громадський сектор [6]. Тому часто передбачається реконструкція та модернізація об'єкту, а також може застосовуватись навіть будівництво необхідної інфраструктури і освоєння інвестиційних коштів може тривати не один рік. Зважаючи на це, термін концесії умовно можна розділити на період реконструкції (будівництва) та експлуатаційний (операційний) період. Для першого періоду грошовий потік буде виглядати як низка капітальних витрат та буде мати від'ємне значення. В наведеній методиці робиться припущення, що фінансування проекту здійснюється із залученням кредитних коштів.

Загальна вартість проекту:

$$\text{ЗВП} = \sum_{j=1}^c [K_j \prod_{r=1}^j (1 + i_{\text{БПР}})^j + \text{ВП}_j]. \quad (1)$$

Дисконтована вартість проекту:

$$ЗВ\text{П}_д = \sum_{j=1}^c \frac{[K_j \prod_{r=1}^j (1 + i_{БPr})^j + ВП_j]}{(1 + d)^j}, \quad (2)$$

де:  $c$  – період будівництва концесійного об'єкту, років;  
 $K_j$  – капіталовкладення, які реалізуються в рік  $j$ ;  
 $i_{БPr}$  – індекс інфляції будівельних робіт за  $r$ -тий період;  
 $ВП_j$  – відсоткові платежі в  $j$ -тий рік.  
 $d$  – ставка дисконтування.

Характерною рисою кредитування інфраструктурних проектів є існування так званого пільгового періоду, тобто звільнення концесіонера від сплати зобов'язань до моменту, коли об'єкт розпочне генерувати доходи. Пільговий період розповсюджується на основну частину боргу, а іноді й на відсотки. В розрахунках прийнято, що пільговий термін надається на сплату основної суми боргу, але не відсотків, що є загальноприйнятою практикою кредитування нового будівництва. Пільговий термін не використовується у випадках, коли концесіонер не займається будівництвом, а отримує від держави існуючі активи, які спроможні приносити доходи з самого початку концесії. Для фінансування проектів інфраструктури найчастіше застосовується метод диференціації відсоткової ставки в залежності від стадії проектного циклу: підвищена ставка впроваджується протягом строку будівництва об'єкту, а більш низька – після його вводу в експлуатацію.

Слід підкреслити, що до вартості проекту не включаються витрати концесіонера, пов'язані з організаційними витратами на отримання концесії, до яких входять:

- витрати концесіонера, пов'язані з участю у конкурсі з відбору концесіонерів;
- видатки, витрачені на належне оформлення концесійного договору.

Ці витрати концесіонера не є інвестиційними, а здійснюються на передінвестиційній фазі проекту.

Після закінчення реконструкції чи будівництва об'єкта концесіонер може приступати до наступного відповідального періоду – експлуатації. Грошовий потік в період експлуатації буде пов'язаний з операційною діяльністю та виглядатиме наступним чином:

$$ГП = \sum_{i=1}^t (D_i - EB_i)(1 - s) + A_i - КП_i - БП_i + C_i. \quad (3)$$

Дисконтований грошовий потік:

$$\Gamma\Pi_{\text{д}} = \sum_{i=1}^t \frac{(D_i - EB_i)(1-s) + A_i - \text{КП}_i - \text{БП}_i + C_i}{(1+d)^{i+c}}, \quad (4)$$

де  $t$  – період експлуатації, років;

$D_i$  – доходи від реалізації послуг, робіт, які виконуються концесіонером в  $i$ -тий рік;

$EB_i$  – експлуатаційні витрати в  $i$ -тий рік;

$s$  – ставка оподаткування прибутку;

$A_i$  – амортизаційні відрахування в рік  $i$ ;

$\text{КП}_i$  – концесійні платежі;

$\text{БП}_i$  – платежі, пов'язані зі сплатою боргових зобов'язань;

$C_i$  – субсидії та інші надходження від концесієдавця.

Кумулятивний грошовий потік (недисконтований):

$$\text{КГП} = -\text{ЗВП} + \sum_{i=1}^t (D_i - EB_i)(1-s) + A_i - \text{КП}_i - \text{БП}_i + C_i. \quad (5)$$

Розрахунок кумулятивного грошового потоку за роками наочно демонструє, через який час грошові потоки зі знаком мінус зміняться грошовими потоками зі знаком плюс, а отже, на якому році експлуатації проект почне генерувати чистий дохід.

Чиста дисконтована вартість:

$$\text{ЧДВ} = \Gamma\Pi_{\text{д}} - \text{ЗВП}_{\text{д}}. \quad (6)$$

Таким чином, формулу ЧДВ інакше можна записати у наступному вигляді:

$$\text{ЧДВ} = -\sum_{j=1}^c \frac{[K_j \prod_{r=1}^j (1+i_{\text{БПр}})^r + \text{ВП}_j]}{(1+d)^j} + \sum_{i=1}^t \frac{(D_i - EB_i)(1-s) + A_i - \text{КП}_i - \text{БП}_i + C_i}{(1+d)^{i+c}}. \quad (7)$$

Чиста дисконтована вартість, розрахована за наведеною методикою, дозволяє визначити абсолютну величину комерційної ефективності концесійних проектів і є критерієм доцільності їх практичної реалізації. Якщо показник ЧДВ більше нуля, це свідчить про те, що сумарний грошовий потік за період прогнозування перевищує суму вкладених

інвестицій. Від’ємне значення ЧДВ вказує на те, що інвестор зазнає збитків, тому такий проект або відхиляється, або проводиться новий розрахунок зі скоригованими складовими формули.

Наступний показник, який широко використовується в оцінці ефективності інвестиційних проектів – період окупності інвестицій. Розрізняють звичайний та дисконтований термін окупності. Для нашої методики оберемо дисконтований період окупності, щоб привести всі показники до єдиної системи розрахунків.

Дисконтований період окупності показує, через який час капіталовкладення й інші витрати, пов’язані з інвестиційним процесом, компенсуються сумарними додатними грошовими потоками в процесі реалізації проекту.

Проект досягає окупності за умов наступного рівняння:

$$\sum_{i=1}^t \frac{\Gamma\Pi_i}{(1+d)^i} = \text{ЗВП}_d. \quad (8)$$

Період окупності може бути визначений за формулою:

$$\Pi_{\text{ок}} = \frac{\sum_{i=1}^t \frac{\Gamma\Pi_i^{\text{дод}}}{(1+d)^i}}{\sum_{i=1}^t \frac{\Gamma\Pi_i^{\text{від}}}{(1+d)^i}}, \quad (9)$$

де  $\Gamma\Pi_i^{\text{дод}}$  – додатний грошовий потік;

$\Gamma\Pi_i^{\text{від}}$  – від’ємний грошовий потік.

Розрахунок періоду окупності з урахуванням чинника часу дозволить виявити та відмовитися від тих проектів, які мають не виправдано тривалі терміни отримання доходу, близькими до термінів корисного використання обладнання.

Показник «вигоди/витрати» (BCR) є відношенням дисконтованого доходу проекту до дисконтованих витрат.

$$\text{BCR} = \frac{\Gamma\Pi_d}{\text{ЗВП}_d}. \quad (10)$$

Критерій BCR може бути використаний для демонстрації того, наскільки можливе збільшення витрат без перетворення проекту на

економічно непривабливий. Основна перевага критерію полягає в можливості швидкого з'ясування його значень для оцінки впливу на результати проекту рівнів ризиків та непевностей.

Внутрішня норма рентабельності (IRR). Формальне визначення внутрішньої норми прибутковості полягає в тому, що це – та ставка порівняння, при якій сума дисконтованих вхідних грошових коштів дорівнює сумі дисконтованих відтоків. При розрахунку цього показника передбачається повна капіталізація отриманих чистих доходів, тобто всі вільні грошові кошти, що утворюються, повинні бути або реінвестовані, або спрямовані на погашення зовнішньої заборгованості.

Внутрішня норма прибутковості розраховується звичайно методом ітераційного підбору значень ставки порівняння під час визначення чистої дисконтованої вартості проекту. Ставка порівняння повинна враховувати темп інфляції, мінімальну реальну норму прибутковості капіталу і ступінь ризику здійснення інвестиційного проекту.

$$IRR = i_1 + \frac{f(i_1)}{f(i_1) - f(i_2)} \times (i_2 - i_1), \quad (11)$$

де  $i_1, i_2$  – найближчі один до одного коефіцієнти дисконтування, що задовольняють умовам:

$i_1$  – ставка дисконтування, що мінімізує додатне значення NPV ( $f(i_1) = \min f(i) > 0$ );

$i_2$  – ставка дисконтування, що максимізує від'ємне значення показника NPV ( $f(i_2) = \max f(i) < 0$ ).

Окремо слід зазначити, що власний капітал концесіонера може складатися із внесків інвесторів, тому вигода кожного інвестора потребує окремого розрахунку.

Грошові потоки від участі у проекті для інвесторів (акціонерів) можуть розраховуватися за наступною формулою:

$$ГП^{инв} = -e \cdot ЗВП_j + Div_i, \quad (12)$$

$e$  – частка фінансування проекту конкретним інвестором;

$Div$  – дивіденди (частка прибутку), які виплачуються інвестору в грошовій формі в період  $i$ .

**Кредитори.** Кредиторами для фінансування концесійних проектів в сфері комунального господарства можуть виступати міжнародні

фінансові організації і комерційні банки. Залучення міжнародних фінансових організацій має на меті перерозподіл проектних ризиків та допомагає досягти фінансової завершеності проектів. Такі організації є одними з найбільш стабільних партнерів, їхня участь робить проект більш надійним та менш ризиковим для інших кредиторів та інвесторів. Найбільш провідну роль у кредитуванні інфраструктурних проектів відіграє Світовий Банк.

Для того, щоб бути впевненими у поверненні боргу, кредиторам рекомендується розраховувати такі показники: 1) коефіцієнт обслуговування боргу; 2) коефіцієнт покриття.

Коефіцієнт обслуговування боргу.

$$K_{об} = \frac{ГП_i}{БП_i}, \quad (13)$$

де  $БП_i$  – щорічні сплати боргових зобов'язань (кредит+відсотки).

Щорічні сплати боргових зобов'язань.

$$БП_i = K \cdot \frac{r(1+r)^N}{(1+r)^N - 1}, \quad (14)$$

де  $K$  – сума позикових коштів;

$r$  – відсоткова ставка за кредитом;

$N$  – загальний термін сплати боргу, років.

Коефіцієнт покриття

$$K_{пб} = \frac{ЧДВ}{БП}, \quad (15)$$

де  $БП$  – загальна сума платіжних зобов'язань позичальника за кредитом.

Завдяки високому ступеню ризику концесійних проектів, кредити мають або обмеження певною сумою, або видаються під достатньо високу відсоткову ставку. До того ж, відсутність ринку венчурного капіталу у країнах, що розвивається, не дозволяє концесіонеру скористатися прийнятною відсотковою ставкою, під яку за звичай пропонується ризиковий капітал. Щоб залучити всі необхідні кошти з

багатьох фінансових інститутів, концесіонер повинен переконати кредиторів, що проект здатен генерувати прибуток, і що кредит та відсотки будуть повертатися вчасно. З цією метою може бути залучений уряд країни або міжнародна організація у якості гаранта кредиту. Якщо концесіонеру не вдається здобути такі гарантії, то вважається, що ризики проекту автоматично перекладаються на кредиторів через неспроможність концесіонера вчасно погашати заборгованість.

**Концесієдавець.** Реалізація концесійного проекту для держави чи міста має багатосторонній ефект. Це й зменшення навантаження на бюджет, й збільшення вартості майнового комплексу, який передається в управління, й підвищення якості послуг, які надаються споживачам і т. ін. Під час аналізу міських проектів особливе значення мають якісні показники. Змістовна основа ефективного муніципального проекту – це своєчасні та якісні управлінські рішення, а інтерпретувати рішення у кількісних показниках досить важко. В кожному конкретному проекті може бути своя низка якісних показників, яких планується досягти в результаті реалізації проекту. Це, наприклад, може бути підвищення якості питної води, забезпечення мережами каналізації певної території, забезпечення певної проектної потужності обладнання і т.д. В той же час, фінансовий бік проекту є універсальним, тому що може бути виміряний в грошових одиницях. Тому автори вважають, що для попередньої оцінки ефективності проекту можуть слугувати саме фінансові критерії, тобто буде виконуватися не економічна (соціальна) ефективність, а бюджетна.

Під бюджетною ефективністю розуміють економію бюджетних коштів, яка досягнута за рахунок підвищення доходів та (або) скорочення видатків державного (місцевого) бюджету в результаті реалізації проекту. Для перспективного розрахунку бюджетної ефективності використовується метод дисконтування грошових потоків. Структура грошових потоків для концесієдавця наведена вище у таблиці 1.

Наведена методика передбачає, що держава не займається безпосереднім фінансуванням проекту, тобто не є інвестором проекту. Для розрахунку грошових потоків місцевого бюджету та оцінки ефективності з точки зору концесієдавця доцільно використати наступну групу показників: 1) грошовий потік концесієдавця; 2) чиста дисконтована вартість; 3) показник «вигоди/витрати».

Грошовий потік концесієдавця:

$$\text{ГП}^{\text{конц}} = \text{КП}_i + \text{ПП}_i + \text{ОП}_i - \text{С}_i - \text{В}_i^{\text{ін}} - \Gamma, \quad (16)$$

де  $\text{ОП}_i$  – орендні платежі в  $i$ -тий рік;



$ПП_i$  – податкові платежі в  $i$ -тий рік;  
 $B^{in}_i$  – інші витрати концесієдавця;  
 $\Gamma$  – сума гарантії.

Чиста дисконтована вартість для концесієдавця:

$$ЧДВ^{конц} = \sum_{i=1}^t \frac{ГП_i^{конц}}{(1+d)^i} + \frac{ВМ_t}{(1+d)^t}, \quad (17)$$

де  $ВМ_t$  – вартість концесійного майна на момент його передання державі.

Для оцінки ефективності з позицій економічного аналізу норма дисконту повинна відображати не тільки суто фінансові інтереси держави, а й систему потреб членів суспільства щодо відносної значущості доходів в різні проміжки часу. В цьому випадку значення норми дисконту встановлюється державою як особливий соціально-економічний норматив.

Бюджетна норма дисконту повинна розглядатися як національний параметр та встановлюватися централізовано органами фінансового управління з урахуванням прогнозів економічного і соціального розвитку країни. На відміну від соціальної норми дисконту вона в меншій мірі враховує суспільну цінність вироблених та споживаних ресурсів, проте враховує співвіднесення попиту і пропозиції.

Показник «вигоди/витрати» для концесієдавця. Керівникам органів місцевого самоврядування зручно робити висновок про успіх проекту шляхом співвідношення всіх ресурсів, які витрачено на проект, та всіх вигод, які отримані в результаті реалізації проекту.

$$BCR^{конц} = \frac{ДК_д}{ЗК_д}, \quad (18)$$

де  $ДК_д$  – дисконтовані доходи концесієдавця ( $ДК = КП_i + ПП_i + ОП_i$ );

$ЗК_д$  – дисконтовані затрати концесієдавця ( $ЗК = C_i + B^{in}_i + \Gamma$ ).

Звичайно, при оцінюванні вигод проекту можуть братись до уваги і підвищення якості послуг, і скорочення видатків місцевого бюджету на дотації комунальних підприємств, але такі показники складно взяти до уваги при розрахунках грошових потоків. Тому для спрощення

розрахунків використовуються лише безпосередні фінансові вигоди концесієдавця.

**Висновки.** Використання наведеної методики допоможе дати комплексну оцінку доцільності реалізації інвестиційних проектів в сфері будівництва міської комунальної інфраструктури. Методика оцінки концесійних проектів будівництва міської комунальної інфраструктури розглядає економічні показники проектів з точки зору основних учасників концесії: концесіонера, концесієдавця, кредитора. Таким чином, методика оцінки економічної ефективності концесійних проектів дозволяє визначити, для яких учасників концесії проект виявиться дохідний, а для яких – збитковий. У разі, коли для однієї із зазначених сторін розрахунки виявляють незадовільні показники, рекомендується скоригувати вхідні дані, та ще раз провести розрахунки за іншим сценарієм.

### **Бібліографічний список**

1. Dailami, M. Lipkovich, I. Van Dyck, J. *INFRISK. A Computer Simulation Approach to Risk Management in Infrastructure Project Finance Transactions. Policy Research Working Paper #2083.* – The World Bank Economic Development Institute, 1999.

2. Bakatjan, S. Arikan, M. and Tiong L.K. *Optimal capital structure for BOT power projects in Turkey.* – *Journal of Construction Engineering and Management*, ASCE, 129 (1), 2003. p. 89-97.

3. Киселев Д.Е. *Методы оценки эффективности инвестиционно-строительных проектов, реализуемых по концессионной модели:* дис. канд. экон. наук: 08.00.05/ Киселев Д.Е. – Волгоград, 2004. – 171 с.

4. Никифоров А.Н. *Формирование и использование концессионного механизма локальных естественных монополий (На примере предприятий типа «Водоканал» и «Теплоэнерго»):* дис. канд. экон. наук: 08.00.05/ Никифоров А.Н. – Н. Новгород, 2002. – 152 с.

5. Фомичев К.И. *Использование концессионных форм управления в социальной инфраструктуре муниципальных образований (На примере жилищно-коммунального хозяйства):* дис. канд. экон. наук: 08.00.05/ Фомичев К.И. – Тула, 2005. – 115 с.

6. Гайко Є.Ю. *Проектне фінансування комунальної інфраструктури: світовий досвід* / Є.Ю. Гайко // *Економіка і прогнозування.* – 2008. – №1. – С. 145-155.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Должикивим П.М.*

*к т.н. Иванова М.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА КОЭФФИЦИЕНТ УСТОЙЧИВОСТИ ОСНОВАНИЯ СЛОЖЕННОГО СТРУКТУРНО-НЕУСТОЙЧИВЫМИ ГРУНТАМИ**

*Робота присвячена дослідженню основ в складних інженерно-геологічних умовах, а також шляхів підвищення стійкості укосів, складених із структурно-нестійких ґрунтів.*

***Ключові слова:** ґрунти, дослідження, методи розрахунку, стійкість, укоси.*

*Работа посвящена исследованию оснований в сложных инженерно-геологических условиях, а также путей повышения устойчивости откосов, сложенных из структурно-неустойчивых грунтов.*

***Ключевые слова:** грунты, исследования, методы испытания, устойчивость, откосы.*

***Постановка проблемы.** Проблема **учета расположения сооружений** вблизи откосов сложенных структурно-неустойчивыми грунтами занимает ведущее место в экспериментально-теоретических исследованиях, а также при проектировании фундаментов научно-исследовательскими организациями. **Не маловажная проблема лежит в расположении сооружений в стесненных условиях и вблизи откосов, что может стать одной из причин увеличения степени аварийности, как показано на рисунке 1.***

Одним из главных факторов, влияющих на оценку качества основания при проектировании фундаментов, является достоверность характеристик, входящих в состав расчетных формул. Неоднозначные заключения, получаемые при инженерных изысканиях чреваты последствиями. Особенно это относится к зданиям проектируемых на основаниях сложенных структурно-неустойчивыми грунтами, где малейшие отклонения приводят к значительным расходам на укрепление оснований и разрушающегося фундамента, взаимодействующего с сооружением. Либо ведет к приостановке строительных работ или полному их прекращению.



Рисунок 1– Общий вид аварийной ситуации, созданной структурно неустойчивыми основаниями откосного массива под собственной нагрузкой

Поэтому вопросы, задачи, решаемые, по повышению устойчивости оснований от действия фундаментов воспринимающих нагрузки от всего сооружения, являются первоочередными и достаточно актуальными.

*Анализ последних достижений и публикаций.* Все ранее проведенные исследования по устойчивости грунтов под заглубленными фундаментами, расположенными вблизи откоса были посвящены исследованию работоспособности грунтового массива при действии на них нагрузки в виде сооружений, расположенных вблизи откоса [1-4]. В этих работах были рассмотрены существующие способы и методы, прогнозирования поведения грунтов в основаниях во времени от действия на них дополнительной нагрузки.

***Практически в полном объеме данную проблему*** за прошедшее время ***позволили решить*** предложенные усовершенствованные способы и методы исследования, разработанные по определению устойчивости грунтового массива. Однако, ***для сооружений расположенных в стесненных условиях***, вблизи откосов, сложенных структурно-неустойчивыми грунтами, решены не достаточно.

***Преимущество решаемой нами проблемы заключено в*** пришедшей на помощь вычислительной технике, позволившей обеспечить массивную обработку, с вероятностью возможного исключения внесения погрешности от влияния человеческого фактора при снятии информации и дальнейшей обработки расчетных показателей, входящих в состав расчетных формул [5]. А также, позволившей подтвердить достоверность получаемых результатов, обработанных по таблицам, графикам, номограм-

мам при сопоставлении с натурными испытаниями. Проведение непрерывных испытаний, поддержание действующей нагрузки на исследуемом реальном участке в режиме реального времени, повышает преимущество за счет применения рекомендуемого передвижного комплекса для определения деформационных свойств грунтов на базе ЭВМ [5].

*Постановка задачи и ее решения.* Цель всей работы состоит в повышении достоверности прочностных характеристик, получаемых экспериментальным путем, а также установлении предельной относительной величины коэффициента запаса по надежности и оценке несущей способности оснований, сложенных структурно-неустойчивыми грунтами под заглубленными фундаментами, расположенными вблизи откоса.

*Решение поставленной задачи* достигалось опытным путем и в лабораторных условиях на сыпучих грунтах.

**Базовый вариант предусматривал** проведение непрерывных испытаний, поддержание действующей нагрузки при исследовании в лабораторных условиях на установке для определения деформационных свойств грунтов приближенной к натурным условиям.

**Новый вариант предусматривает** моделирование нагрузки, передаваемой от сооружений, расположенных **в стесненных условиях** вблизи откоса, сложенного структурно-неустойчивыми грунтами в полевых условиях, в режиме реального времени.

Выделение нерешенных ранее частей общей проблемы, которым посвящается статья.

Для выяснения **необходимо** проведение соответствующих **расчетов**, которые позволят сравнить традиционные методы оценки расчета по устойчивости массива, сложенного структурно-неустойчивыми грунтами под действием на них нагрузки с предложенными.

**Задача исследований осложняется** в части установления предельной относительной величины коэффициента запаса по надежности **откоса** массива сложенного структурно-неустойчивыми грунтами.

**В части создания рекомендаций позволяющих учитывать факторы, влияющие на параметры, при расчете** несущей способности основания сложенного структурно-неустойчивыми грунтами для сооружений расположенных в стесненных условиях.

**Отличие** ранее известных методов от существующих состоит: в оценке расчета по устойчивости массива, сложенного структурно-неустойчивыми грунтами при действии на него нагрузки передаваемой от сооружений, расположенных вблизи откоса в стесненных условиях и в *моделировании реального основания* по заданным параметрам, в управлении процессом испытания с помощью ЭВМ. В усовершенствовании рекомендаций повышающих достоверность параметров, влияю-

щих на несущую способность основания в, частности, рекомендовать наиболее безопасное расположение сооружения от бровки откоса.

Исходя из проанализированных работ и справочных материалов по основаниям и фундаментам, где приводится достаточно способов по учету величин коэффициента устойчивости ( $K_y$ ) при укреплении откосов, склонов с помощью обычных мероприятий, однако эти мероприятия не всегда приемлемы.

С повышением точности расчетов и с применением более рациональных значений требуемый коэффициент устойчивости должен снижаться. Так, в одной из своих работ [2] Н.Н. Маслов писал, что возникает вполне оправданное представление о возможности при закреплении действующих откосов и оползней ограничиваться лишь весьма небольшим превышением значения  $K_y$  над единицей. В большинстве случаев при подобных обстоятельствах оговаривается, что достаточно задаваться значениями  $K_y$  от 1,05 до 1,1. Такое предположение является спорным и требует уточнения путем получения наиболее достоверных данных.

Известны вариационные методы расчета, предложенные А.Д. Гиргидовым, М.Н. Гольдштейном, А.Г. Дорфманом, У.Х. Магдеевым и др. [3]. Сложность известных методов заключена в большом объеме вычислений, возможности внесения ошибок человеческим фактором, а усложнение расчетов в таких методах не оправдывается каким-либо уточнением результатов.

Основными недостатками существующих в настоящее время расчетных методов, является: отсутствие строгого анализа НДС грунтового массива; априорно принимаемых положений, что в приоткосной области вертикальные напряжения равны весу столба вышележащих пород, а горизонтальные составляют, примерно 1/3 от них (в зависимости от коэффициента бокового распора); расчет устойчивости откосов и склонов проводится с использованием только вертикальной составляющей напряжений и без учета таких важных характеристик грунтов, как коэффициент бокового распора и модуля упругости.

Указанные недостатки во многих случаях не позволяют достаточно точно и надежно определять их устойчивость. Требуют дальнейшего изучения и совершенствования методов расчета по устойчивости неоднородных откосов и склонов, с помощью которых можно было бы устанавливать влияние всех факторов, влияющих на их устойчивость.

К настоящему времени опубликовано большое количество работ, издано ряд методических указаний [1-4], посвященных исследованиям устойчивости нагруженных и свободных от нагрузок откосов и склонов, однако актуальность данной проблемы в связи с все увеличивающимся дефицитом свободных земельных площадей продолжает быть значимой.

Информации о установленной предельной относительной величине коэффициента запаса по надежности и оценке несущей способности основания сложенного структурно-неустойчивыми грунтами для сооружений расположенных в стесненных условиях, непосредственно в литературе, не достаточно.

Изложение основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов.

Задача исследований состояла в создании научной базы для разработки новых и усовершенствования существующих методов и технологий испытаний, а также установления предельной относительной величины коэффициента запаса по надежности и оценке несущей способности основания сложенного структурно-неустойчивыми грунтами. Где предлагается алгоритм определения общей устойчивости ( $K_y$ ), откоса вдоль наиболее вероятной или известной поверхности смещения массива, методом суммирования частных значений по общеизвестной формуле [1-4]:

$$K_y = \sum_{i=1}^{i=n} \tau_{*i} / \sum_{i=1}^{i=n} \tau_i, \quad (1)$$

где  $K_y$  - коэффициент устойчивости;

$n$  - количество привлеченных в расчете частных значений;

$\tau_i$  - частные значения величин касательных напряжений.

Если относительная величина коэффициента запаса  $K_y < 1,10$  - это означает неустойчивое состояние клина. Причина объясняется в том, что формирующиеся клинья отличаются, между собой формой и размерами, составляющие отрезок, отсеченного участка и переходящего в общий клин. Данная задача решалась с применением общеизвестного графоаналитического метода расчета с помощью ЭВМ.

Эксперимент состоял в проверке предложенного метода расчета, представленного в виде алгоритма, который проводился в лабораторных условиях на крупномасштабной установке, где проводилось моделирование наиболее безопасного расстояния для расположения здания вблизи откоса. Цель опытов заключалась в применении метода в натурных условиях с корректировкой заданных параметров условий и в управлении процессом испытания с помощью ЭВМ (материал освещен в работе [1]).

Требовалось перерасчетом (использовалась программа "SCAD v.7.27") и опытным путем подтвердить, что запланированное расположение сооружения выполнено на допустимом расстоянии.

Предварительным расчетом были получены поля точек и проведена интерполяция частных значений коэффициента устойчивости  $K_y$ ,



которые позволили получить эти величины и отразить их в виде построенных изолиний при  $K_y = const$ , (рисунок 2):

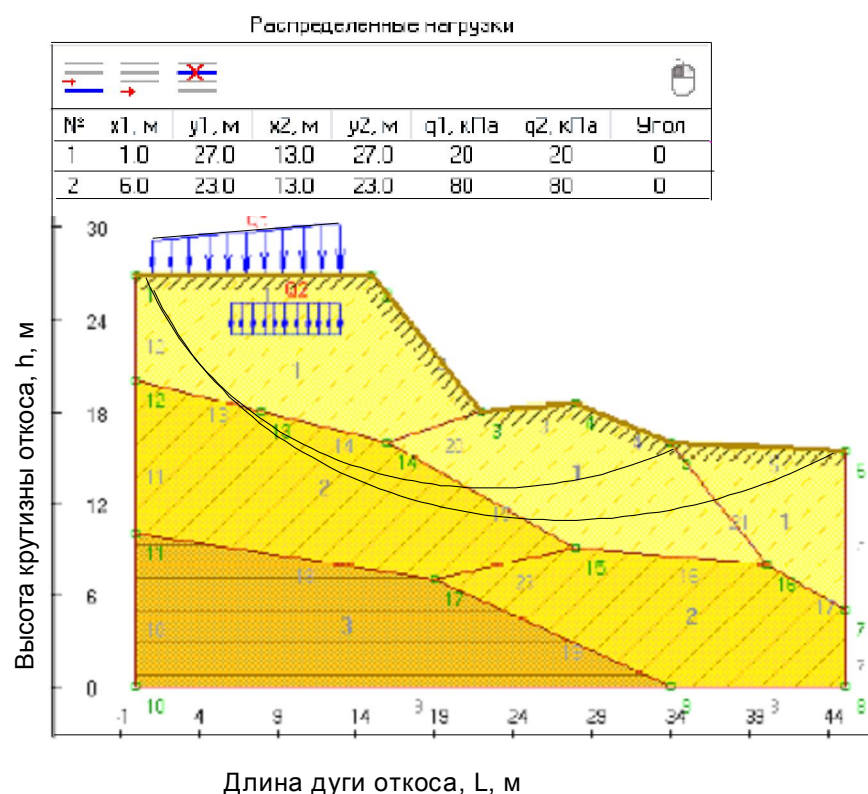


Рисунок 2—Расчетная схема по определению устойчивости основания от действия нагрузки от здания, расположенного вблизи откоса

За предельную допускаемую величину вводилась осадка, зависящая от поступающей величины давления, что позволяло с помощью автоматизированной системы управления процессом испытания получить обратную связь на команду, «остановить» или «продолжить» процесс испытаний. По поступающим данным в результате корректировки давалась дальнейшая команда на «удаление объекта» от запланированного расположения сооружения или его «приближения» так, как относительная величина коэффициента запаса выведенного на дисплее показывала неустойчивое состояние массива  $i$ -клина, т.е.  $K_y < 1,10$  [5].

Это позволило в дальнейших опытах:

- объективно выбрать положение поверхности вероятного откосного разрушения, соответствующее отсеченной линии устойчивости, (рисунок 3):

- оценить общую устойчивость откоса вдоль поверхности смещения в виде коэффициента устойчивости и запаса прочности  $K_y = K_3$ ;

- обнаружить в массиве пород откоса зоны потенциальной неустойчивости, где:  $K_y < 1$ .



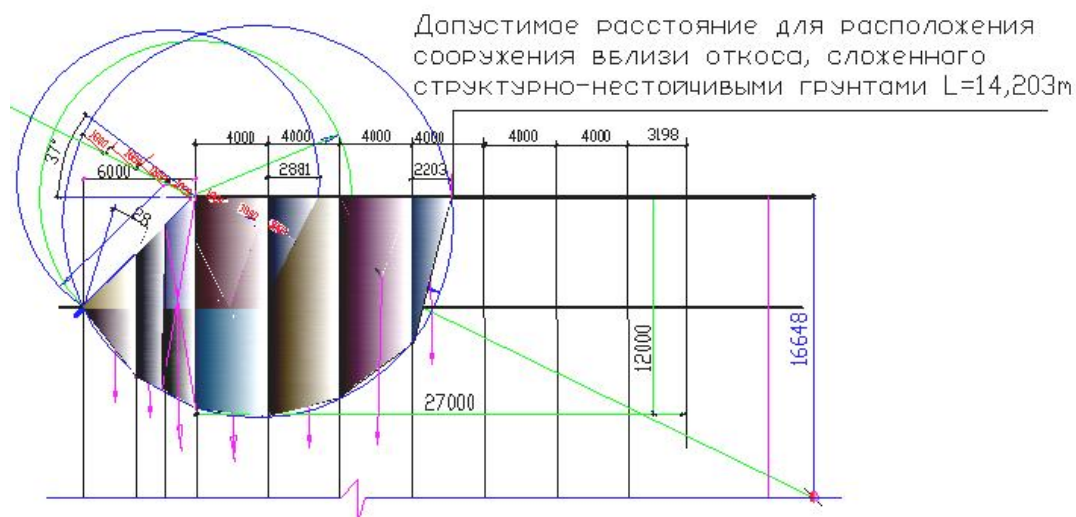


Рисунок 3–Расчетная схема по определению безопасного расстояния необходимого для расположения здания вблизи откоса

– оценить количественно степень влияния различных инженерно-геологических факторов на общую устойчивость (пригрузка, противоразрушающие мероприятия, снижение прочности пород, гидростатическое и гидродинамическое давления);

– построить графики номограммы, по частным значениям коэффициента устойчивости вдоль выбранной или известной поверхности смещения (рисунок 4 а, б).

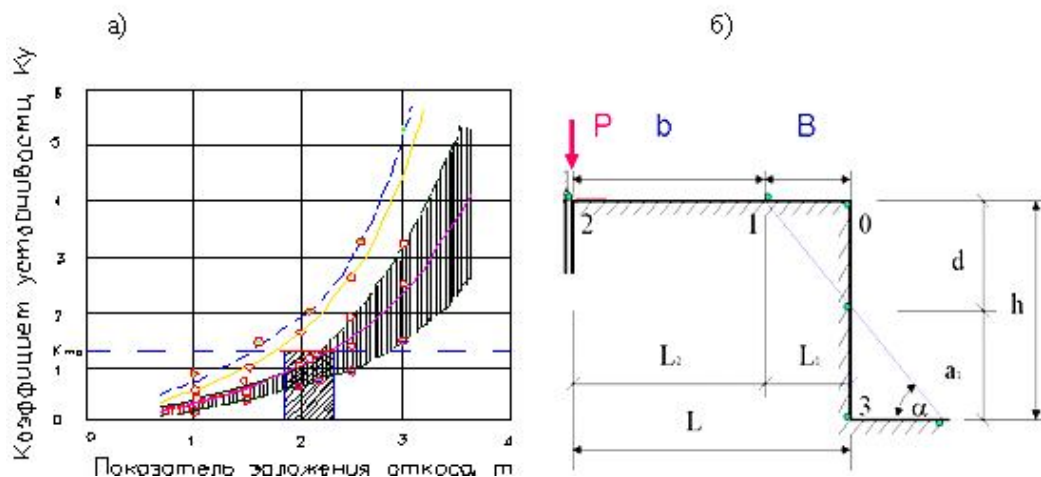


Рисунок 4–Номограмма (а) по определению коэффициента устойчивости в зависимости от прочностных характеристик и схема крутизны (б) откоса,  $h$

Дальнейшие исследования показали, что для более достоверного определения требуемого значения коэффициента устойчивости основа-

ния, сложенного структурно-неустойчивыми грунтами  $K_{тр}$  по прочности (первое предельное состояние) следует определять по выражению:

$$K_{тр} = \frac{K_n n_c n_o}{m_o}, \quad (2)$$

где  $K_n$  - коэффициент надежности по назначению сооружения [СНиП 2.02.01-83];  $n_c$  - коэффициент сочетания нагрузок;  $n_c=1\div 0,9$ ;  $n_o$  - коэффициент перегрузки;  $n_o=1,1, n_o=1,2$ ;  $m_o$  - коэффициент условий работы;  $m_o= 0,9$  - для пылевато-глинистых грунтов в стабилизированном состоянии,  $m_o=0,85$  - в нестабилизированном состоянии [1].

Опытами подтверждено, что в тех случаях, когда  $K_n < 1$ , а  $K_{oy} \geq 1$ , следует оценить величину деформации ползучести. Величину деформации ползучести необходимо определять за период равный началу изменения структурной прочности грунтового основания и его начала восстановления до улучшения примененными мероприятиями по упрочнению прочностных свойств грунтов по более достоверной информации о возможности несущей способности массива грунта.

Зная величину интервала коэффициента устойчивости, можно прогнозировать, по составленным номограммам (рисунок 4) при какой нагрузке и на, каком расстоянии от бровки откоса (рисунок 2, 3) необходимо располагать сооружение, чтобы не произошло обрушение, и предусмотреть мероприятия исключающие изменение структурной прочности грунтового основания с целью восстановления и улучшения прочностных свойств грунтов.

Опытами установлены, также, факторы, влияющие на распределение напряжений в приоткосных областях и устойчивость откосов сложенных структурно-неустойчивыми грунтами:

- физико-механические свойства грунтов, в том числе модуль упругости и коэффициент Пуассона грунтов;
- геологическое строение и геометрические характеристики откосов, влияющие на распределение напряжений в приоткосных областях и устойчивость откосов сложенных структурно-неустойчивыми грунтами.

Обнаружение зон вероятного разрушения и пластических деформаций ( $K=1$ ) помогает правильно и целенаправленно организовать горные и буровые работы, отбор и испытание образцов, а также применить мероприятия, направленные на повышение устойчивости основания, сложенного структурно-неустойчивыми грунтами.

*Выводы.* В заключение можно сказать следующее.

1. Экспериментально и по собранной научной информации установлены факторы, влияющие на устойчивость откосов, сложенных структурно-неустойчивыми грунтами.

2. Предложенный метод позволяет обнаружить зоны вероятного разрушения и пластических деформаций ( $K=1$ ), что помогает правильно и целенаправленно организовать горные и буровые работы, отбор и испытание образцов, а также применить соответствующие рекомендации или мероприятия, направленные на повышение устойчивости основания, сложенного структурно-неустойчивыми грунтами.

3. Рекомендуется величину деформации ползучести, определять за период равный началу изменения структурной прочности грунтового основания и его начала восстановления до улучшения примененными мероприятиями по упрочнению прочностных свойств грунтов по более достоверной информации о возможности несущей способности массива грунта.

4. Применение передвижного комплекса автоматизированного системой управления для проведения процесса испытания, а также снабженного алгоритмом воспринимающим информацию о получении изменений прочностных свойствах грунта, путем обратной связи на команду, «остановить» или «продолжить» процесс испытаний, повысит достоверность получаемых параметров, входящих в расчетные формулы по проектированию фундаментов.

#### **Библиографический список**

1. СНиП 2.02.02 - 85. *Основания гидротехнических сооружений [Текст] / Госстрой СССР. – М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1986. – 96 с.*

2. Тимофеева Л.М. *Анализ методов расчета устойчивости оползневых откосов [Текст] / Л.М. Тимофеева, М.Р. Тимофеев // Сергиевские чтения. Инженерная геология и охрана геологической среды. Современное состояние и перспективы развития. – М.: ГЕОС, 2004. – Вып.6. – С. 199-203.*

3. Бобрович А.С. *Определение коэффициента устойчивости склона с использованием метода круглоцилиндрической поверхности, учитывающего анизотропность грунта [Текст] / А.С. Бобрович // Вестник Воронежского государственного университета. – Воронеж, 2007. – Т.3. – С. 204-210.*

4. *Гидротехнические сооружения. Морские и речные порты: [сб. науч. трудов ОГСА / под ред. д.т.н., проф. Школа А.В.] [Текст]. – Одесса. – 1999. – С. 44-45.*

5. Иванова М.С. *Экспериментальная оценка возможности расположения сооружения вблизи откоса [Текст] / М.С. Иванова, А.П. Иванов // Будівельні конструкції. Міжвідомчий науково-технічний збірник. – К.: НДІБК, 2004. – Вип. 61. – Т.2. – С. 321-325.*

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Должиковым П.Н.*

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.  
РАДИОТЕХНИКА**



*д.т.н. Заблодский Н.Н.,  
к.т.н. Цодик И.А.,  
Андрощук А.Д.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ СЛОЖНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСТРОЙСТВ**

*Приведена методика математического моделирования тепловых процессов сложных технологических устройств на примере нагревательной плиты вулканизационного пресса, предложен алгоритм решения мультифизических задач с использованием двух и трех-мерных моделей нагревательных плит, разработаны рекомендации для построения физической модели.*

**Ключевые слова:** *тепловые процессы, методика моделирования, нагревательные плиты, равномерность температурного поля.*

*Наведено методику математичного моделювання теплових процесів складних технологічних пристроїв на прикладі нагрівальної плити вулканізаційного преса, запропоновано алгоритм рішення мультифізичних завдань з використанням двох і трьох-мірних моделей нагрівальних плит, розроблені рекомендації для побудови фізичної моделі.*

**Ключові слова:** *теплові процеси, методика моделювання, нагрівальні плити, рівномірність температурного поля.*

При решении проблем рационального использования энергии значительное место занимает оптимизация ее затрат на низкотемпературные процессы, на которые расходуется более половины всей потребляемой энергии [1]. Из существующих методов нагрева электронагрев является самым эффективным, а в некоторых случаях и единственно возможным методом.

При нагреве плоских поверхностей различных технологических устройств одним из самых рациональных видов нагрева является поверхностный электронагрев.

Поверхностный электронагрев объектов осуществляется для достижения одной из двух или обеих вместе целей: повышения теплосодержания объекта или проходящей через него среды и компенсации тепловых потерь в окружающую среду.

При расчете поверхностного электронагревателя обычно ставятся две взаимосвязанные задачи: определить мощность, которая должна выделяться нагревательным элементом для достижения поставленных технологических целей, и обеспечить требуемую равномерность распределения температур и тепловых потоков по поверхности объекта, необходимую для его нормального функционирования при минимальных тепловых потерях. Обе эти задачи требуют сложных и трудоемких вычислений.

Очевидно, что при поверхностном электронагреве желательно, чтобы нагревательный элемент занимал всю поверхность объекта нагрева и температура по всей этой поверхности была одинаковой (или заданной). На самом деле такое положение имеет место только в сравнительно редких случаях, при этом определение неравномерности температурного поля должно быть результатом решения задачи распределения температур в каждой конкретной системе электронагрева технологического оборудования. Решение такого ряда задач аналитическими методами весьма затруднительно, а изготовление и исследование физических моделей сопряжено со значительными материальными затратами. В этой связи оптимальным является метод математического моделирования.

Моделирование тепловых процессов сложных технологических устройств рассмотрим на примере нагревательных плит косоугольной формы вулканизационного пресса для стыковки и ремонта конвейерных лент. Косоугольная плита с острым углом равным  $72^{\circ}30'$  выбрана как наиболее проблемная, с точки зрения обеспечения требуемой равномерности температурного поля, форма. Из работ [2,3] известно, что качество вулканизации в значительной степени зависит от равномерности температурного поля по всей площади стыка конвейерной ленты, при этом неравномерность температурного поля не должна превышать  $T \pm 5^{\circ}\text{C}$ .

Тепловая математическая модель вулканизационного пресса должна решить следующие задачи:

1. Рассчитать оптимальную мощность нагревательных элементов. Критерий оптимальности - равномерность температурного поля, минимальное время нагрева до температуры вулканизации, минимальный расход электроэнергии или минимальная удельная мощность.
2. Определить наиболее рациональную схему размещения нагревательных элементов по поверхности плиты и их удельную мощность.
3. Установить место расположения датчика температуры.

Для построения тепловой математической модели выбран один из самых современных программных продуктов COMSOL Multiphysics.

COMSOL Multiphysics - это мощная интерактивная среда для моделирования и расчетов научных и инженерных задач основанных на дифференциальных уравнениях в частных производных (PDE) методом конечных элементов. С этим программным пакетом можно расширять стандартные модели, использующие одно дифференциальное уравнение (прикладной режим) в мультифизические модели для расчета связанных между собой физических явлений. Расчет не требует глубокого знания математической физики и метода конечных элементов. Достаточно подробно порядок моделирования описан в [4].

COMSOL Multiphysics позволяет создавать мультифизические модели, в которых рассчитывается поле температур и одновременно по результатам расчета определяются конвективные потоки. В этих моделях используют два прикладных режима: General Heat Transfer и Non-Isothermal Flow, которые одновременно решают уравнения теплового баланса и Навье - Стокса.

Режим неизотермического потока (*The Non-Isothermal Flow*), моделируется с помощью уравнений Навье-Стокса, описывающих связь скорости жидкости,  $u$ , и давления,  $p$ , как:

$$\begin{aligned} \rho(u \cdot \nabla)u &= \nabla \cdot [-pI + \eta(\nabla u + (\nabla u)^T) - (2\eta/3 - k)(\nabla \cdot u)I] + (\rho - \rho_0) \cdot g; \\ \nabla \cdot (\rho u) &= 0. \end{aligned} \quad (1)$$

Из-за нагрева жидкости или газа, происходят отклонения локальной плотности,  $\rho$ , по сравнению с плотностью на входе,  $\rho_0$ . В результате возникает местная выталкивающая сила выраженная как  $(\rho - \rho_0)g$ . Модель так же рассматривает вязкость  $\eta$ , как зависящую от температуры.

Режим теплопереноса основан на уравнении баланса энергии учитывающего скорость теплоносителя.

$$\nabla \cdot (-k \nabla T) = Q - \rho C_p T u \cdot \nabla T, \quad (2)$$

где  $k$  - теплопроводность;  $C_p$  - удельная теплоемкость и  $Q$  - тепловая мощность в единице объема.

Модель рассматривает свойства воздуха как зависящие от температуры согласно следующим уравнениям:

$$\rho = (p_0 M_w) / (RT), \quad (3)$$

где  $p_0 = 101.3$  кПа,  $M_w = 0.0288$  кг/моль, и  $R = 8.314$  Дж/моль\*К.  
Затем,  $C_p = 1100$

$$\log k = (-3,723 + 0,865 \log(T)), \quad (4)$$

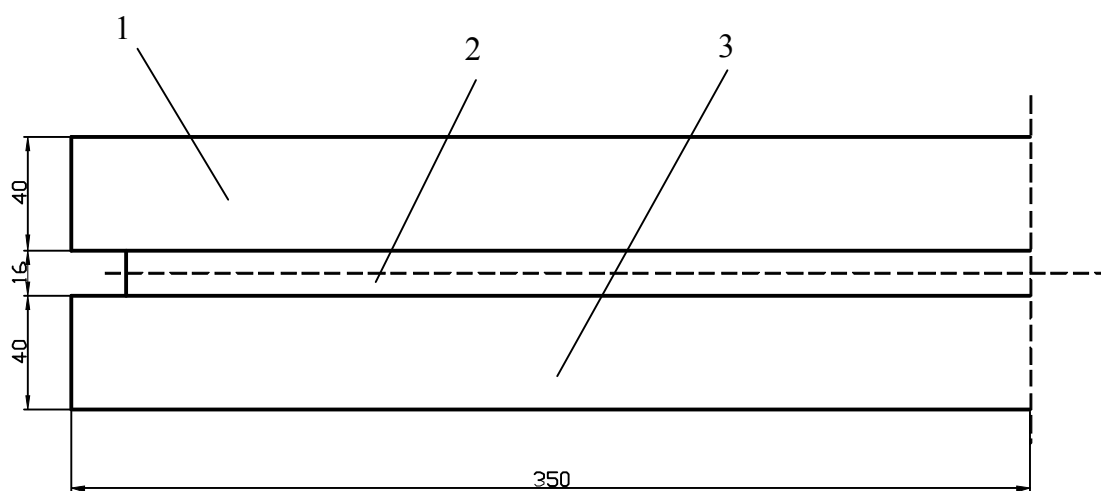
$$\eta = 6.0 \times 10^{-6} + 4.0 \times 10^{-8} T. \quad (5)$$



Таким образом, можно смоделировать и исследовать любое технологическое устройство. Однако при построении модели (особенно трехмерной 3D) возникает ряд проблем, преодолеть которые не просто. Во-первых: компьютер должен иметь достаточно большой объем оперативной памяти, во-вторых: мультифизические задачи зачастую становятся неустойчивыми. Исходя из выше изложенного, моделирование проводилось в следующей последовательности:

1. По максимально упрощенной модели, решив мультифизическую задачу, определяем средние коэффициенты теплоотдачи.
2. Определяем распределение температуры и тепловой поток на различных участках в двухмерной модели
3. Синтезируем упрощенную трехмерную модель, параметры которой определяются по результатам испытаний двухмерной модели.

Для моделирования конвективного теплообмена максимально упростим модель, приняв, что энергия в плите выделяется равномерно. На рисунке 1 показана геометрическая модель для этого случая. В результате моделирования процессов теплоотдачи получено распределение температуры окружающего воздуха и определены средние коэффициенты теплоотдачи поверхностей пресса, приведенные в таблице 1. Используя полученные коэффициенты, синтезируем двухмерную модель, которая учитывает структуру плиты. Эта модель позволяет исследовать динамические режимы и получить распределение температуры по продольной оси ленты.



1 – плита верхняя; 2 – конвейерная лента; 3 – плита нижняя.

Рисунок 1 – Геометрические параметры модели

Таблица 1 – Средние коэффициенты теплоотдачи поверхностей пресса

Наименование	Обозначение	Величина, Вт/м <sup>2</sup> *К
Наружная поверхность верхней плиты	$h_1$	5,66
Торцевая поверхность верхней плиты	$h_2$	13,0
Выступающая часть рабочей поверхности верхней плиты	$h_3$	2,65
Торцевая поверхность ленты	$h_4$	0,564
Выступающая часть рабочей поверхности нижней плиты	$h_5$	12,3
Торцевая поверхность нижней плиты	$h_6$	14,4
Наружная поверхность нижней плиты	$h_7$	6,55

При синтезе трехмерной модели приняты следующие допущения:

а) нагрев верхней и нижней плиты одинаковый, поэтому середину ленты можно считать плоскостью симметрии;

б) нагревательные элементы имеют КПД = 100%;

в) теплоотдача от внешней поверхности рабочей плиты проходит через участки не занятые нагревательными элементами, коэффициент теплоотдачи с этих поверхностей определяется по результатам эксперимента на двухмерной модели;

г) теплоотдача с торцевой поверхности осуществляется только через торцевую поверхность рабочей плиты, коэффициент теплоотдачи, при этом, определяется по результатам эксперимента на двухмерной модели.

С учетом указанных допущений модель принимает вид, который показан на рисунке 2.

Коэффициенты теплоотдачи с наружных поверхностей рабочей плиты необходимо скорректировать так, чтобы тепловой поток при переходе от двумерной модели к трехмерной не изменился.

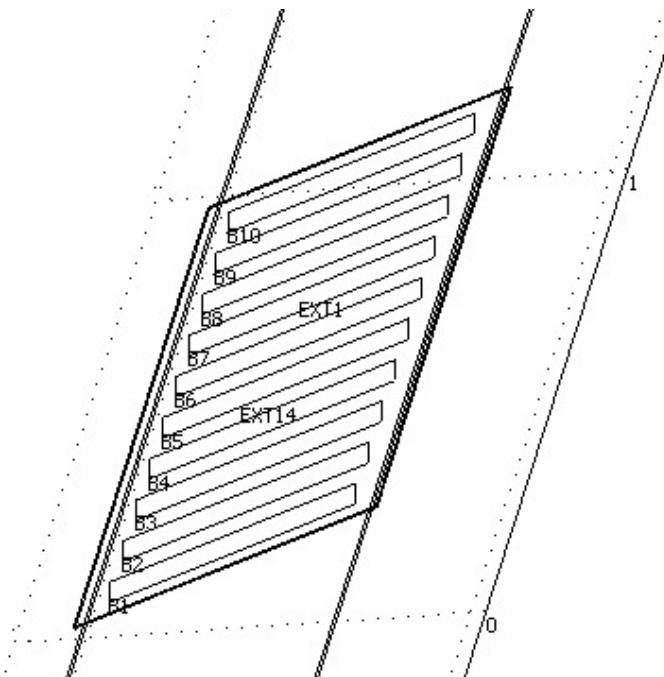
Для выполнения этого условия скорректируем коэффициент теплоотдачи с учетом изменения площади теплоотдачи и перегрева поверхности.

$$h_3 = h_2 \cdot \frac{T_{3D} - T_0}{T_{2D} - T_0} \cdot \frac{S_{2D}}{S_{3D}}, \quad (6)$$

где  $h_2, h_3$  - коэффициент теплоотдачи в моделях 2D и 3D соответственно;

$T_{2D} - T_0$ ,  $T_{3D} - T_0$  – средние температуры перегрева поверхностей в моделях 2D и 3D соответственно;

$S_{2D}$ ,  $S_{3D}$  – площади поверхностей в моделях 2D и 3D соответственно.



1 –конвейерная лента; 2 – плита, 3 – нагревательный элемент.

Рисунок 2 – Схема трехмерной модели

Например, тепловой поток с не рабочей поверхности в двумерной модели проходит по ребрам, а затем через наружную плиту в окружающую среду. В трехмерной модели принято, что тепловой поток с нерабочей поверхности рабочей плиты сразу уходит в окружающую среду. Вполне понятно, что перегрев во втором случае будет больше. Так по результатам моделирования в модели 2D средняя температура наружной поверхности внешней плиты составила  $102,5^{\circ}\text{C}$ , а нерабочей поверхности рабочей плиты  $152,2^{\circ}\text{C}$ . Поэтому  $T_{2D} - T_0 = 102,5^{\circ}\text{C}$ , а  $T_{3D} - T_0 = 152,2^{\circ}\text{C}$ . Тепловой поток с нерабочей поверхности уходит в окружающую среду через поверхность не занятую нагревательными элементами и она значительно меньше чем полная площадь всей плиты. Аналогичным образом поступаем с коэффициентами теплоотдачи с остальных поверхностей.

Такой подход позволил получить работоспособную модель, эксперименты с которой можно проводить на ЭВМ средней мощности.

Было рассчитано температурное поле на рабочей поверхности вулканизационного пресса с равномерным расположением нагревательных элементов одинаковой мощности. На рисунке 3 приведен эскиз такой плиты.

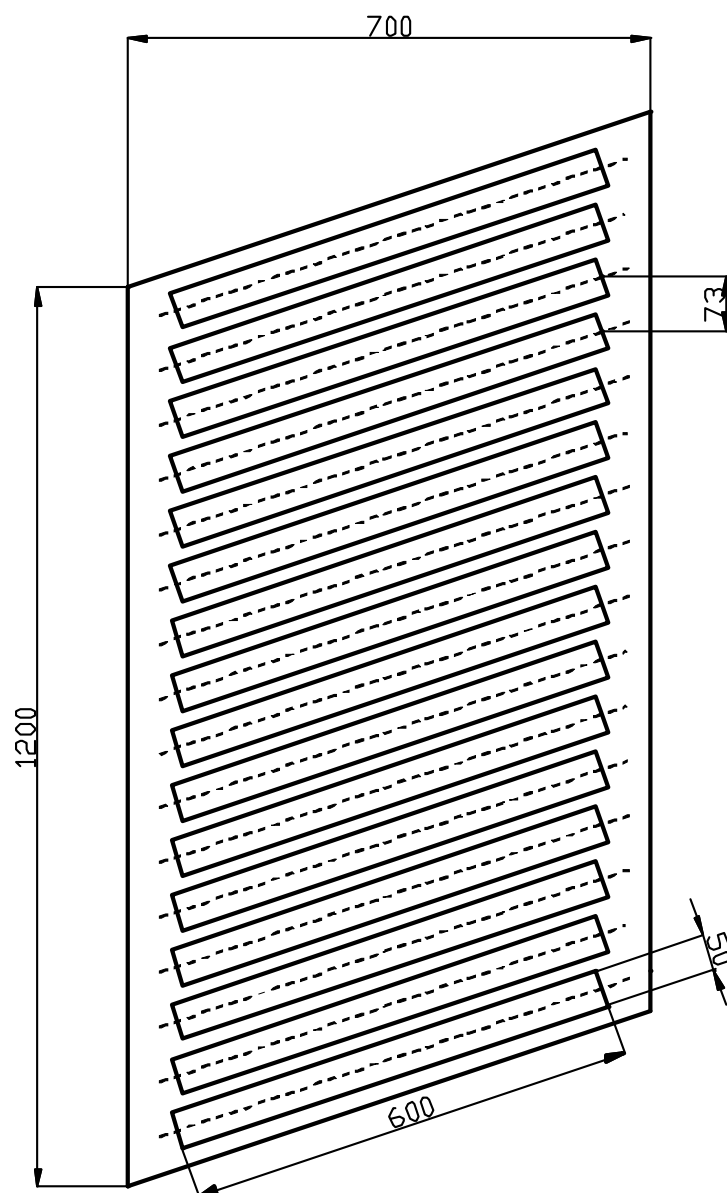
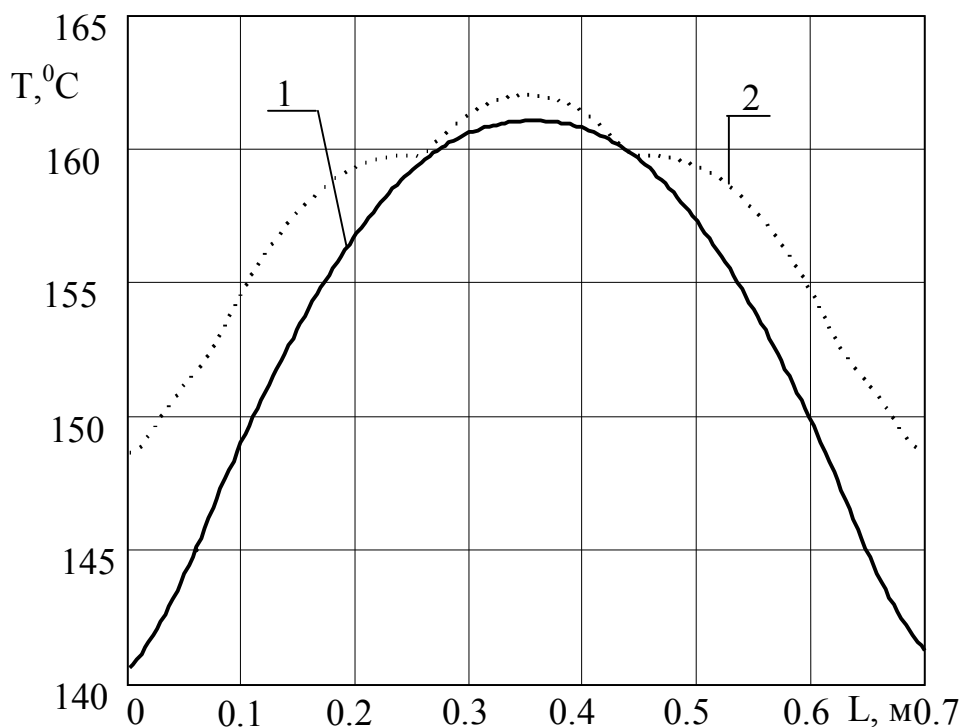


Рисунок 3 – Эскиз нагревательной плиты с равномерным расположением нагревательных элементов одинаковой мощности

Для оценки адекватности и точности трехмерной модели необходимо сравнить кривые распределения температуры в среднем сечении плиты, полученные с помощью двухмерной и трехмерной моделей (рисунок 4), при условии, что тепловая нагрузка на плиту одинаковая. Более высокая температура у двухмерной модели объясняется тем, что она не учитывает теплоотдачу в продольном направлении. Разность температур между краем и серединой ленты у ленты с прямоугольным стыком и в двухмерной модели практически совпадают.



1 – кривая распределения температуры для 3D модели  
 2 – кривая распределения температуры для 2D модели

Рисунок 4 – Распределение температуры по поперечной оси на рабочей поверхности нагревательной плиты 1 – 3D модель пресса для лент с косым стыком; 2 – 2D модель

Анализ полученных результатов показывает, что неравномерность температурного поля по поперечной оси составляет  $151 \pm 10^{\circ}\text{C}$ , а по всей площади нагревательной плиты –  $136 \pm 25^{\circ}\text{C}$ , что не соответствует требованиям, изложенным в [2].

Для повышения равномерности температурного поля до требуемого значения необходимо неравномерное размещение нагревательных элементов различной мощности. На рисунке 5 приведен эскиз одного из вариантов нагревательной плиты с комбинированным (продольно – поперечным) расположением нагревательных элементов различной мощности, благодаря которому удалось повысить равномерность температурного поля до требуемого значения  $151 \pm 5^{\circ}\text{C}$ . Распределение температуры по поперечной оси нагревательной плиты при равномерном (поперечном) расположении нагревательных элементов одинаковой мощности – кривая 1 и (продольно-поперечным) расположении нагревательных элементов различной мощности – кривая 2 представлены на рисунке 6.

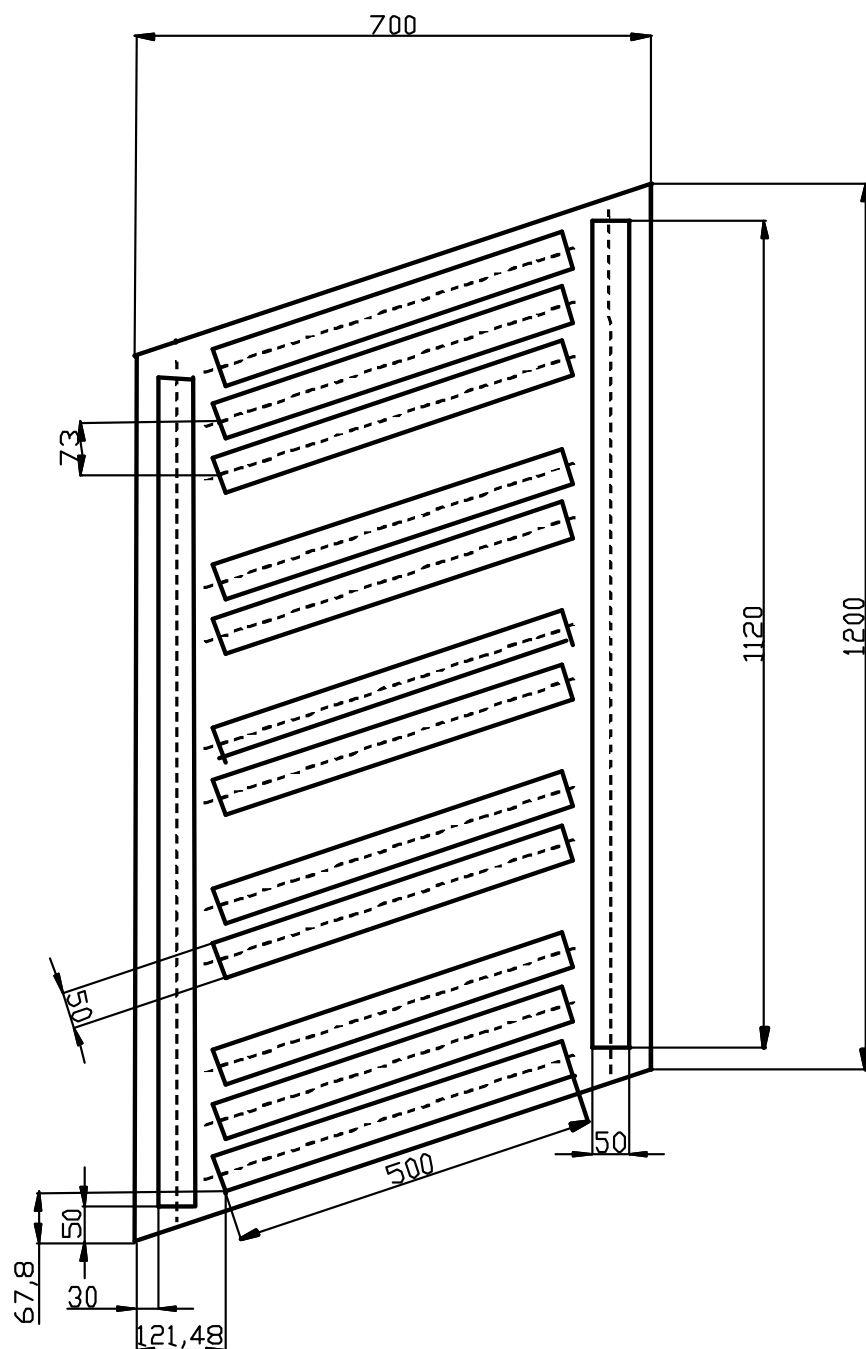


Рисунок 5 – Эскиз нагревательной плиты при неравномерном расположении нагревательных элементов различной мощности

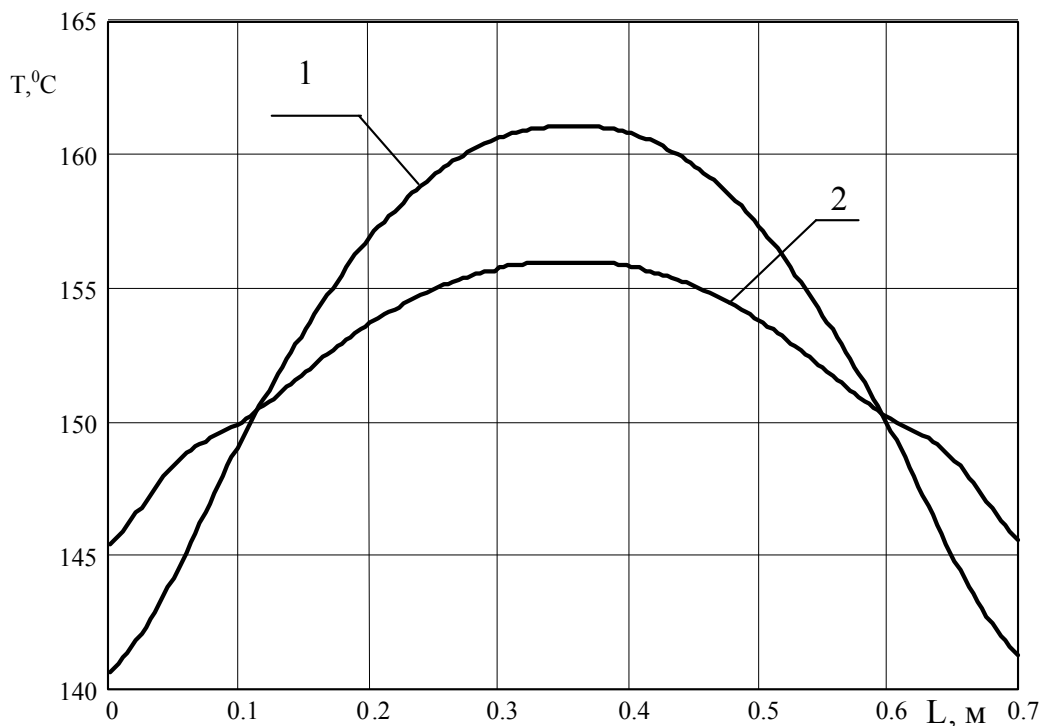


Рисунок 6 – Распределение температуры по поперечной оси нагревательной плиты при равномерном (кривая 1) и неравномерном (кривая 2) расположении нагревательных элементов

Используя математическую модель нагревательной плиты косоугольной формы при неравномерном расположении нагревательных элементов различной мощности, были разработаны рекомендации для построения физической модели, на основании которых был изготовлен опытный образец плиты вулканизационного пресса серии ВКЛ, представленный на рисунке 7.

Как показали исследования, неравномерность температурного поля всей поверхности плиты составила  $146 \pm 7,5^{\circ}\text{C}$ , а рабочей зоны плиты (без учета консольных частей плиты, не участвующих в нагреве стыка конвейерной ленты) –  $148 \pm 4^{\circ}\text{C}$ , что полностью соответствует требованиям нормативных документов. При этом удельная мощность плиты составила  $5,7 \text{ кВт/м}^2$ .



Рисунок 7 – Общий вид плиты вулканизационного пресса серии ВКЛ с продольно-поперечным расположением нагревательных элементов

Полученные результаты показывают, что трехмерная модель, синтезированная по описанному алгоритму, несмотря на принятые упрощения, обеспечивает удовлетворительную точность и может быть использована при проектировании вулканизационных прессов различных типоразмеров. Аналогичный подход применим для тепловых расчетов технологического оборудования любой формы и размеров.

#### **Библиографический список**

1. Гриффен Л.А. *Текстильные электронагреватели* / Гриффен Л.А. - К.: Экономика и право, 2001. – 200 с.
2. Высочин Е.М. *Стыковка и ремонт конвейерных лент на предприятиях черной металлургии* / Е.М. Высочин, Е.Х. Завгородний, В.И. Заренков. – М.: Металлургия, 1989. – 192с.
3. Шакула Н.М. *Вулканизатор-пресс ВПИ-1 для стыковки и ремонта конвейерных лент в шахтах* / Н.М. Шакула, С.М. Фурцев, А.Д. Андросук // *Уголь Украины*. – 1992.- №7. – С.34-37.
4. Егоров В.И. *Приложение ЭВМ для решения задач теплопроводности: [учебное пособие]* / В.И. Егоров. – СПб: СПб ГУИТМО, 2006. – 77с.



*д.т.н. Заблодский Н.Н.,  
Грицюк В.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ СКВОЗНЫХ ОТВЕРСТИЙ В ПОЛОМ РОТОРЕ НА ВОЗМОЖНОСТЬ ПРАКТИЧЕСКОЙ РЕАЛИЗАЦИИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ РЕДУКЦИИ**

*Встановлено, що послідовне розташування крізних отворів ПФР в аксіальному напрямку утворює умовні пази, що формують зубцеву зону ротора, яка в свою чергу дає можливість практичної реалізації електромагнітної редукції швидкості обертання ПЕМП.*

**Ключові слова:** *поліфункціональний електромеханічний перетворювач, крізні отвори, зубцева зона, електромагнітна редукція.*

*Установлено, что последовательное расположение сквозных отверстий ПФР в аксиальном направлении образует условные пазы, формирующие зубцовую зону ротора, что в свою очередь дает возможность практической реализации электромагнитной редукции скорости вращения ПЭМП.*

**Ключевые слова:** *полифункциональный электромеханический преобразователь, сквозные отверстия, зубцовая зона, электромагнитная редукция.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Полифункциональные электромеханические преобразователи (ПЭМП) технологического назначения – новый класс электромеханических систем [1], отличающийся от традиционных асинхронных машин структурной, функциональной и тепловой интеграцией. Одной из особенностей конструкции шнекового ПЭМП является наличие как минимум двух электромагнитных модулей, двигательного и тормозного, которые образованы статорами и соответствующими зонами полого ферромагнитного ротора (ПФР). Такое исполнение ПЭМП предполагает воздушную систему охлаждения, в которой охлаждающий агент поступает в межстаторную зону и зоны лобовых частей через три группы радиальных отверстий в роторе.

Вращающий момент ПЭМП представляет собой сумму действующих прямого и обратного моментов соответственно двигательного и тормозного модулей [2]. Противоположное направление прямых и об-

ратных м.д.с. вращающихся синхронных магнитных полей модулей, создающих при взаимодействии с вихревыми токами ПФР разных частот электромагнитные моменты противоположных направлений, формирует при нагрузке ПЭМП частоту вращения с 5...10-кратным снижением по отношению к синхронной без применения механического редуктора. Таким образом, реализуется альтернативный способ безредукторного получения низких частот вращения ПЭМП.

Однако, для формирования специального режима сушки и переработки сыпучих материалов необходима работа ротора ПЭМП с заниженными частотами вращения. Понижение частоты вращения ротора ПЭМП за счет дополнительного увеличения числа полюсов статора экономически невыгодно, так как при этом значительно увеличиваются масса и габаритные размеры. Одним из путей решения данной проблемы является применение электромагнитной редукции скорости вращения ПФР.

**Анализ исследований и публикаций.** Редукторные электродвигатели (РЭ) относятся к категории низкоскоростных двигателей переменного тока с электромагнитной редукцией скорости вращения. Они позволяют получать низкие скорости вращения без применения механических редукторов за счет использования зубцовых гармоник магнитного поля в воздушном зазоре машины [3]. Главной особенностью всех конструкций РЭ является наличие на внутренних поверхностях статора и ротора развитой зубцовой зоны [4].

Кроме того, известен асинхронный индукторный двигатель [5], имеющий полый ротор с окнами, выполненными вдоль всей активной длины статора, образующими зубцовую зону ротора и функционально необходимыми для обеспечения электромагнитной редукции скорости вращения.

Анализ существующих зубцовых зон тихоходных машин показывает, что они ориентированы, в основном, на использование зубцов прямоугольной и трапециевидной формы как наиболее технологичные. Однако, единого мнения о форме зубцовой зоны и о ее габаритах не существует. Таким образом, оценка влияния сквозных отверстий в ПФР на возможность получения пониженной скорости вращения ПЭМП является актуальной задачей.

**Постановка задачи.** Задачей данной работы является теоретическое исследование влияния сквозных отверстий в ПФР на возможность практической реализации электромагнитной редукции скорости вращения.

**Изложение материала и его результаты.** Механические и энергетические показатели ПЭМП определяются, главным образом, величи-

нами взаимодействующих гармоник поля в воздушном зазоре, которые, в свою очередь, зависят от конфигурации используемых зубцовых зон.

Конструктивно статор ПЭМП ничем не отличается от статора обычной асинхронной машины. Полый ферромагнитный ротор ПЭМП является одновременно и «обмоткой», так как в нем протекают наводимые вихревые токи, и магнитопроводом, через который проходит основной магнитный поток.

Последовательное расположение сквозных отверстий полого ротора в аксиальном направлении образует условные пазы, которые в свою очередь формируют неявновыраженную зубцовую зону ротора.

Воспользуемся выражением для определения удельной дискретности условного паза  $\alpha$  [6]:

$$\alpha = \frac{n \cdot b}{l_a}, \quad (1)$$

где  $n$  – число отверстий ротора в аксиальном направлении;

$b$  – размер отверстия ротора в аксиальном направлении;

$l_a$  – активная длина ротора.

Очевидно, что при  $\alpha$  достаточно близкой к единице ряды отверстий и сплошные ферромагнитные участки между ними формируют на поверхности ротора явновыраженную зубцовую зону, в которой размер отверстий в тангенциальном направлении является шириной условного паза, а расстояние между отверстиями соседних рядов – шириной условного зубца. Развертка поверхности ПФР со сквозными отверстиями показана на рисунке 1.

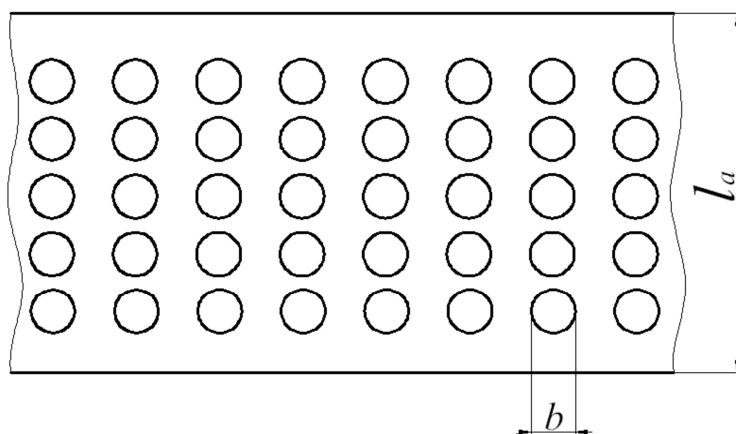


Рисунок 1 – Развертка поверхности ПФР со сквозными отверстиями

Для осуществления электромагнитной редукции скорости вращения, число условных зубцов ротора  $Z_2$  не должно быть равно числу условных зубцов статора  $Z_1$ .

По условиям симметрии магнитной цепи разность  $Z_2 - Z_1$ , от которой зависит скорость вращения ротора, должна быть четным числом и равным числу пар полюсов  $-2p$ . В этом случае скорость вращения ротора определяется по формуле:

$$n = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2} \cdot \frac{60 f_1}{p}. \quad (2)$$

Из формулы (2) видно, что соответствующее увеличение  $Z_2$  и  $Z_1$  приводит к существенному уменьшению скорости вращения ротора.

Таким образом, магнитные поля статора и ротора ПЭМП работают по принципу взаимодействия зубцовых гармоник, вследствие чего получается малая скорость вращения ротора.

При практических расчетах параметров и характеристик необходимо оценивать, насколько зубчатость статора и ротора изменяет величину той или иной гармоники, т.е. определить результирующие гармоники индукции с учетом зубчатости. Последние необходимы для расчета электромагнитного момента, добавочных потерь, определения величины вибрации и шума.

Весьма существенному изменению подвергаются поля, вызванные зубцовыми гармониками намагничивающей силы обмотки статора, при воздействии на гармоники проводимости, обусловленные зубчатостью ротора.

Согласно [4] для зубцовых «роторных» гармоник индукций  $v_{Z2} = kZ_2 \pm vp$  справедлива формула:

$$B_{Zr} = B_{0s1} \frac{k_{\omega v} k_{pv} \lambda_{r1}}{v \cdot k_{\omega l} k_{pl} 2\lambda_{0r}} \cos[(\omega_l - \omega_r)t + p_s \alpha_M \pm Z_r \gamma_{r0}] \quad (3)$$

где  $B_{0s1}$  - основная эквивалентная гармоника поля статора;

$\lambda_{0r}, \lambda_{0r}$  - гармоники проводимости ротора;

$\omega_l$  - угловая частота поля статора;

$\omega_r$  - угловая частота ротора;

$p$  - число пар полюсов статора;

$\alpha_M$  - угловая координата;

$Z_r$  - число зубцов ротора;

$\gamma_{r0}$  - первоначальный угол смещения оси ротора.

Отдельные составляющие электромагнитного момента, обусловленные гармониками магнитного поля, могут быть вычислены по выражению:

$$M = \frac{D_{is}}{4} \frac{d}{d\gamma_M} \int_0^1 \int_0^{2\pi} B F d\alpha_M dz, \quad (4)$$

где  $D_{is}$  - диаметр статора;

$\gamma_M = \Omega_{r0}t + \gamma_{r0}$  - угол смещения оси ротора при равномерном вращении;

$F$  - намагничивающая сила, зависящая от координаты рассматриваемой точки.

Индукция в данной точке определяется по формуле:

$$B = \lambda_{\delta 0} \lambda F, \quad (5)$$

где  $\lambda_{\delta 0} = \frac{\mu_0}{\delta_0}$  - удельная проводимость воздушного зазора;

$\lambda = \lambda_s \lambda_r$  - относительная проводимость воздушного зазора при двухсторонней зубчатости.

Кроме геометрии зубцового слоя, величина зубцовых гармоник индукции во многом зависит от насыщения зубцового слоя статора и ротора. С увеличением насыщения зубцов кривая уплощается, что приводит к появлению гармонических насыщений, а рост зубцовых гармонических замедляется. Максимальная величина индукции в зубцах может быть выбрана незначительно выше колена кривой намагничивания для выбранной марки стали.

### **Выводы и направление дальнейших исследований.**

1. Последовательное расположение сквозных отверстий ПФР в аксиальном направлении образует условные пазы, формирующие зубцовую зону ротора, что в свою очередь дает возможность практической реализации электромагнитной редукции скорости вращения ПЭМП.

2. Частота вращения ротора определяется разностью чисел зубцов ротора и статора, которая должна быть четным числом, равным числу пар полюсов статора ПЭМП.

3. Дальнейшие исследования должны быть направлены на экспериментальную оценку влияния сквозных отверстий в роторе на скорость вращения, а также на экспериментальное установление зависимостей

скорости вращения ПФР от относительной разницы чисел зубцов ротора и статора, а также от удельной дискретности условного паза.

### **Библиографический список**

1. *Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения: монография / Заблодский Н.Н. – Алчевск: ДонГТУ. – 2008. – 296 с.*

2. *Заблодский Н.Н. Механические характеристики шнекового электромеханического преобразователя при асимметрии массивного ротора // Вестник НТУ "ХПИ": Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Харків: НТУ "ХПІ", 2005. – № 48. – С. 52-57.*

3. *Вольдек А.И. Электрические машины: учебник для студентов высш. техн. учебн. заведений / Вольдек А.И. – Л.: Энергия. – 1974. – 840 с.*

4. *Каасик П.Ю. Тихоходные безредукторные микродвигатели / Каасик П.Ю. – Л.: Энергоатомиздат, 1974. – 136 с.*

5. *Каасик П.Б. Асинхронные индукторные микродвигатели устройств автоматики / Каасик П.Б., Блинов И.В. - Л.: Энергоиздат, 1982. – 153 с.*

6. *Заблодский Н.Н. Определение коэффициента воздушного зазора для полого ротора сквозной структуры в полифункциональных электромеханических преобразователях / Заблодский Н.Н., Грицюк В.Ю., Лукьянов Н.В. // Сборник научных трудов ДонГТУ. – Алчевск: ДонГТУ, 2010. - Вып. 31 – С. 187-192.*

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луциком В.Д.**

д.т.н. Лущик В. Д.  
(ДонДТУ, Алчевськ, Україна)

## СИНХРОННИЙ КАСКАДНИЙ ДВИГУН

*Розглянутий синхронний каскадний двигун (СКД) з суміщеними обмотками, проведений аналіз експериментальних досліджень та визначені напрями подальшого удосконалення СКД.*

**Ключові слова:** синхронний каскадний двигун, суміщені статорна і роторна обмотки, магнітопровід, експериментальні дослідження.

*Рассмотрен синхронный каскадный двигатель (СКД) с совмещенными обмотками, выполнен анализ экспериментальных исследований и обозначены направления дальнейших усовершенствований СКД.*

**Ключевые слова:** синхронный каскадный двигатель, совмещенные статорная и роторная обмотки, магнитопровод, экспериментальные исследования.

Машини дробарно-подрібнювального циклу гірничої промисловості характеризуються важкими умовами запуску. Так, для потужних щекових дробарок момент зрушення сягає 2...2,5 від номінального, що обумовлює підвищений коефіцієнт запасу встановленої потужності приводного двигуна і знижує його ККД у сталому режимі роботи. Тому для зниження встановленої потужності основного привода дробарок застосовують розгінний двигун, який використовується лише під час пуску. Відомі і труднощі запуску конусних дробарок при заклинюванні валків кусками руди при вмиканні під завалом. Проблему вирішують шляхом підвищення на 30...50% встановленої потужності привода [1].

Тому актуальним являється розробка і дослідження принципово нових синхронних двигунів з покращеними пусковими характеристиками, зокрема синхронних каскадних двигунів (СКД).

Відомі синхронні каскадні двигуни складаються із двох магнітопроводів, на статорі і роторі першого магнітопроводу розміщені трифазні  $2p_1$ -полюсні обмотки, на статорі другого магнітопроводу розміщена однофазна  $2p_2$ -полюсна обмотка, що живиться постійним струмом, на роторі – трифазна  $2p_2$ -полюсна обмотка, ротори двох магнітопроводів сполучені між собою механічно, а обмотки між собою з'єднані послідо-

вно із перехресчуванням двох фаз для зміни напрямку обертання  $2p_2$ -полюсного поля [2,3].

Перевагою цих СКД, крім гарних пускових характеристик, є ще й безконтактність, тобто відсутність контактних кілець і щіток.

Однак із-за наявності двох магнітопроводів і чотирьох обмоток (по дві на кожний магнітопровід) масогабаритні показники цих машин значно гірші порівняно з традиційними синхронними машинами з контактними кільцями.

Розроблені останнім часом суміщені обмотки [4] і удосконалені для застосування в СКД з одним суміщеним магнітопроводом дозволили одержати СКД зі швидкістю обертання  $n=500,333,250,200,166,143,125$  об/хв., які по масогабаритним та енергетичним показникам наближаються до синхронних двигунів з контактними кільцями такої ж частоти обертання. Статори каскадних двигунів технологічно не відрізняються від статорів серійних синхронних чи асинхронних двигунів, а ротор при виготовленні значно простіший.

Трифазну  $2p_1$ -полюсну обмотку статора першого каскаду, яка живиться від трифазної мережі, суміщують з однофазною  $2p_2$ -полюсною обмоткою статора другого каскаду, яка живиться постійним струмом, що є струмом збудження. Суміщена трифазно-однофазна  $2p_1/2p_2$ -полюсна обмотка в кожній фазі виконується із двох паралельних віток, які з'єднані в дві окремі паралельно з'єднані зірки з двома нульовими виводами з нейтральних точок.

При подачі струму збудження в нульові виводи утворюється нерухоме  $2p_2$ -полюсне поле. Розроблені суміщені  $2p_1/2p_2$ -полюсні обмотки, у яких співвідношення чисел полюсів  $2p_1:2p_2=1:2$ . Найменше можливе число полюсів  $2p_1=4$ . При цьому  $2p_2=8$ .

Роторна суміщена трифазна обмотка, що об'єднує дві трифазні роторні обмотки двох каскадів, повинна утворювати два магнітні поля числом полюсів  $2p_1$  і  $2p_2$ , які обертаються в протилежних напрямках. Така суміщена обмотка теж розроблена з оптимальним співвідношенням обмоткових коефіцієнтів для  $2p_1$  і  $2p_2$ -полюсного поля. Обмотка складається із окремих  $p_1+p_2$  короткозамкнених котушкових груп.

Виготовлений і досліджений на Первомайському електромеханічному заводі СКД [5] показав принципову можливість створення таких двигунів. Виявлені недоліки дозволили розробити більш досконалі суміщені обмотки статора (рисунок 1) і ротора (рисунок 2), де  $2p_1=4$ ,  $2p_2=8$ .



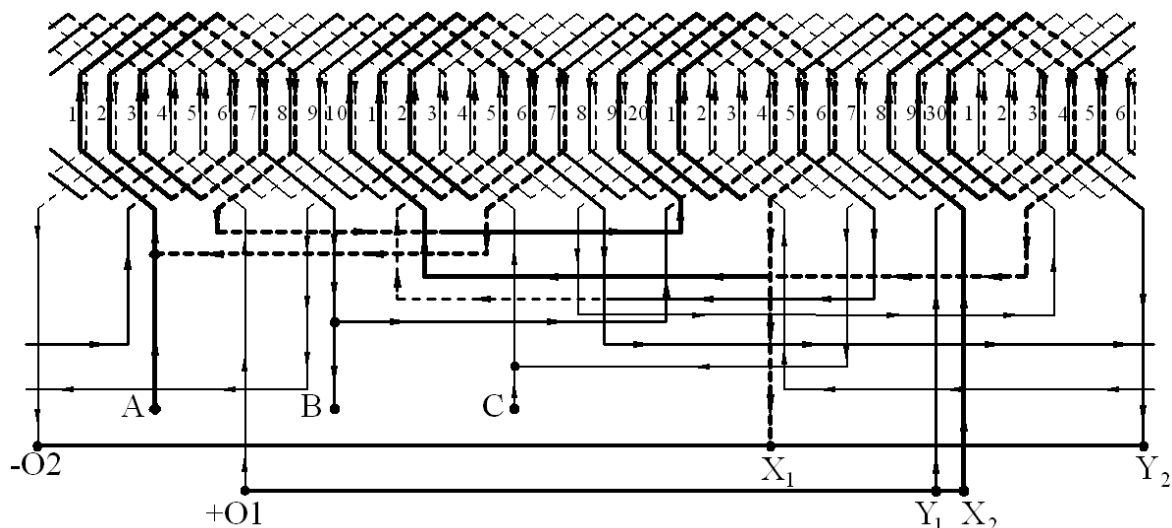


Рисунок 1- Статорна суміщена обмотка

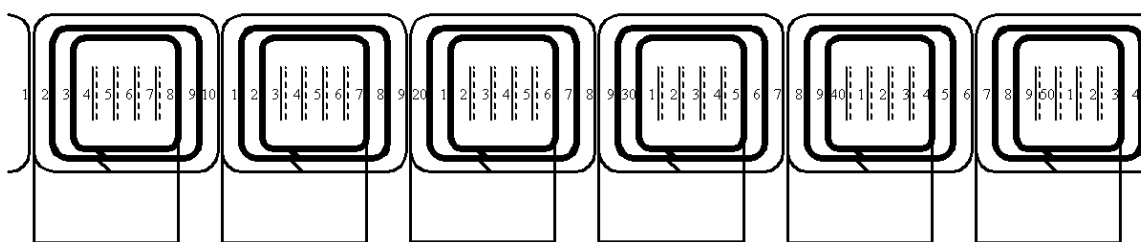


Рисунок 2 - Роторна суміщена обмотка

При швидкості обертання, яка називається каскадною, електричний двигун працює в синхронному режимі;  $2p_2$ —полюсне поле, створене роторною обмоткою, стає нерухомим відносно статора

$$n_k = \frac{60f_1}{p_1 + p_2} = \frac{60f_1}{2 + 4} = 500 \text{ об/хв.} \quad (1)$$

В результаті експериментальних досліджень на валу двигуна СКД одержана потужність  $P_2=740\text{Вт}$ , коефіцієнт корисної дії  $\eta=82\%$ . Синхронний 12-полюсний ( $2p_1=12$ ) двигун явнополюсного виконання в габаритах даного магнітопроводу при швидкості обертання  $n=500\text{об/хв.}$  має потужність 1000 Вт.

Недостатня корисна потужність СКД пояснюється тим, що в роторі використано мідного проводу в 2,2 рази менше, ніж в синхронному двигуні. Роторна обмотка в СКД виконана проводом  $d=1,18\text{мм}$ , числа витків в кожній котушці посекційно  $w_k=8,16,16$  (рисунок 2). Найбільші котушки двошарові, виконані числом витків в два рази меншим порів-

няно з рештою одношаровими котушками. Всі котушки в кожній котушковій групі з'єднані послідовно, а початок і кінець котушкової групи замкнутий накоротко.

Під кожною парою полюсів  $2p_1$ -полюсного поля, створеного статорною обмоткою, знаходяться три короткозамкнені каскадні котушкові групи. Щоб дізнатися, які гармоніки, їх амплітудне значення і напрям обертання будуть створюватись роторною каскадною обмоткою, достатньо розглянути спектр гармонік, що створюється трьома каскадними короткозамкненими котушковими групами.

В активних сторонах котушок наводяться ЕРС  $2p_1$ -полюсним полем, створеним статорною обмоткою. Для зручності подальших розрахунків розташовуємо  $2p_1$ -полюсне поле симетрично відносно котушкових груп. Це означає, що  $2p_1$ -полюсне поле починається з першого паза, і в першому пазу ЕРС активної сторони котушки дорівнюватиме нулю. Зважаючи на цю обставину, ЕРС кожної активної сторони вираховуємо по формулі:

$$e_{cm.t} = B_m \sin \omega t = B_m \sin \left( 2\pi \frac{t-1}{T} \right), \quad (2)$$

де  $T$ - просторова координата, що визначається величиною подвійного полюсного ділення, вираженого числом пазових поділок ротора:

$$T = \frac{Z_2}{p_1} = \frac{54}{2} = 27,$$

$t$  – змінна величина, що означає номер паза, в якому лежить розглядувана активна сторона:

$$t = 1, 2, 3, 10, 11, 12, 19, 20, 21$$

$B_m$ - амплітудне значення магнітної індукції, приймаємо  $B_m = 1$ .

ЕРС кожної котушки визначається, як різниця ЕРС активних сторін, котрі створюють цю котушку:

$$E_{K_{t,t+y}} = e_{cm.t} - e_{cm.t+y} = B_m \left[ \sin \left( 2\pi \frac{t-1}{T} \right) - \sin \left( 2\pi \frac{t-1+y}{T} \right) \right]. \quad (3)$$

З допомогою (3) знаходимо відносні значення ЕРС котушок (ЕРС двошарових котушок множимо на 0,5):

$$\begin{aligned} E_{k_{1,10}} &= -0,433; & E_{k_{2,9}} &= -0,7274; & E_{k_{3,8}} &= -0,5495; \\ E_{k_{10,19}} &= 0,866; & E_{k_{11,18}} &= 1,4548; & E_{k_{12,17}} &= 1,099; \\ E_{k_{19,28}} &= -0,433; & E_{k_{20,27}} &= -0,7274; & E_{k_{21,26}} &= -0,5495. \end{aligned} \quad (4)$$

Відносні значення ЕРС котушкових груп вираховуються як суми ЕРС окремих котушок:

$$\begin{aligned}E_{1к.зр.} &= E_{k_{1,10}} + E_{k_{2,9}} + E_{k_{3,8}} = -1,71; \\E_{2к.зр.} &= E_{k_{10,19}} + E_{k_{11,18}} + E_{k_{12,17}} = 3,42; \\E_{3к.зр.} &= E_{k_{19,28}} + E_{k_{20,27}} + E_{k_{21,26}} = -1,71.\end{aligned}$$

Відносні значення опорів котушок:

двошарової –  $R_1=0,6225$ ;

середньої –  $R_2=1,13$ ;

найменшої –  $R_3=1$ .

Відносні значення опору котушкових груп:

$$R_{к.зр.} = R_1 + R_2 + R_3 = 2,7525.$$

Відносне значення струмів:

першої і третьої котушкових груп –  $I_1 = I_3 = -\frac{E_{1к.зр.}}{R_{к.зр.}} = -0,621$ ;

середньої котушкової групи –  $I_2 = I_3 = -\frac{E_{2к.зр.}}{R_{к.зр.}} = 1,242$ .

Миттєві значення струмів котушкових груп зміщені одне відносно другого на кут  $120^\circ$ . Тому відносні значення МРС, створені котушками першої котушкової групи:

$$\begin{aligned}F_{k_{1,10}} &= 0,5I_1 \sin \omega t, \\F_{k_{2,9}} &= F_{k_{3,8}} = I_1 \sin \omega t.\end{aligned}\tag{6}$$

МРС, створювані котушками другої котушкової групи:

$$\begin{aligned}F_{k_{10,19}} &= 0,5I_2 \sin\left(\omega t - \frac{2}{3}\pi\right); \\F_{k_{11,18}} &= F_{k_{12,17}} = I_2 \sin\left(\omega t - \frac{2}{3}\pi\right).\end{aligned}\tag{7}$$

МРС, створювані котушками третьої котушкової групи:

$$F_{k_{19,28}} = 0,5I_3 \sin\left(\omega t - \frac{4}{3}\pi\right);$$

$$F_{k_{20,27}} = F_{k_{21,26}} = I_3 \sin\left(\omega t - \frac{4}{3}\pi\right).$$
(8)

На рисунку 3в показана результуюча МРС, створена котушками роторної обмотки для миті часу, що визначається розміщенням  $2p_1$ -полюсного поля (рисунок 3а) відносно ротора.

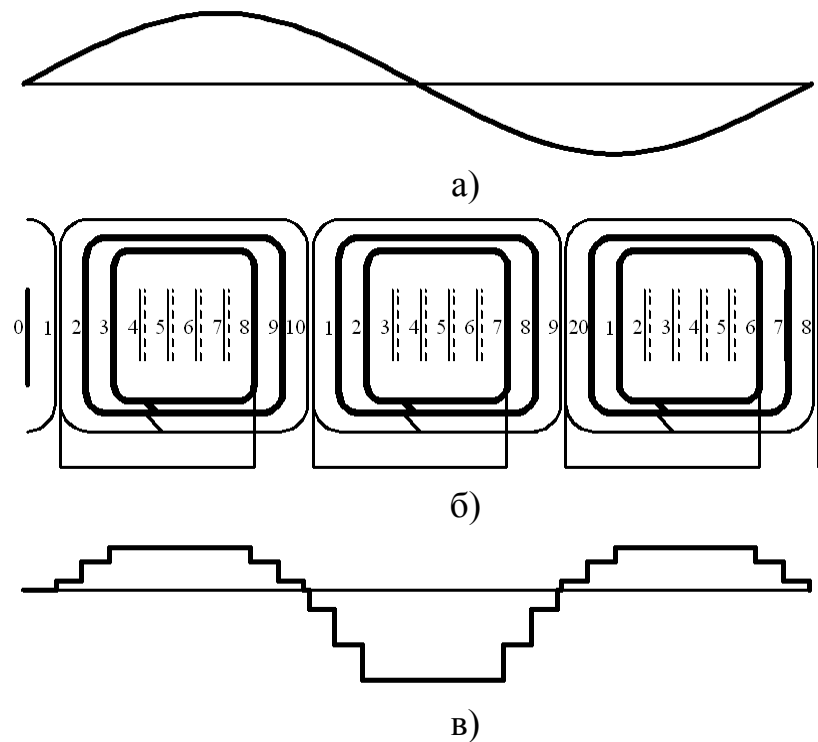


Рисунок 3 – Результуюча МРС роторної обмотки

Використовуючи розклад в ряд Фур'є для прямокутної форми кривої МРС окремої котушки

$$F_{kv} = \sum_{v=1}^{\infty} 2F_{k_{t,t+y}} \frac{\sin \pi v(T_0/T)}{\pi v} \cos \frac{2\pi}{T} x, \quad (9)$$

де  $T_0$  - крок котушки;

$v$  – порядок гармоніки;

$x$  – змінна просторова координата,

та вибравши початок координат по вісі першої котушкової групи, а також враховуючи просторовий зсув котушок другої і третьої котушкових

груп відповідно на кут  $120^\circ$  та  $240^\circ$  в  $2p_1$ -полюсному полі відповідно, одержимо формули для МРС кожної котушки

$$\begin{aligned}
 F_{kv_{1,10}} &= \sum_{v=1}^{\infty} I_1 \sin \omega t \cdot \frac{\sin\left(\frac{9}{27}\pi v\right)}{\pi v} \cos v \frac{2\pi}{T} x, \\
 F_{kv_{2,9}} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_1 \sin \omega t \cdot \frac{\sin\left(\frac{7}{27}\pi v\right)}{\pi v} \cos v \frac{2\pi}{T} x, \\
 F_{kv_{3,8}} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_1 \sin \omega t \cdot \frac{\sin\left(\frac{5}{27}\pi v\right)}{\pi v} \cos v \frac{2\pi}{T} x, \\
 F_{kv_{10,19}} &= \sum_{v=1}^{\infty} I_2 \sin\left(\omega t - \frac{2}{3}\pi\right) \frac{\sin\left(\frac{9}{27}\pi v\right)}{\pi v} \cos v \left(\frac{2\pi}{T} x - \frac{2}{3}\pi\right), \\
 F_{kv_{11,18}} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_2 \sin\left(\omega t - \frac{2}{3}\pi\right) \frac{\sin\left(\frac{7}{27}\pi v\right)}{\pi v} \cos v \left(\frac{2\pi}{T} x - \frac{2}{3}\pi\right), \\
 F_{kv_{12,17}} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_2 \sin\left(\omega t - \frac{2}{3}\pi\right) \frac{\sin\left(\frac{5}{27}\pi v\right)}{\pi v} \cos v \left(\frac{2\pi}{T} x - \frac{2}{3}\pi\right), \\
 F_{kv_{19,28}} &= \sum_{v=1}^{\infty} I_3 \sin\left(\omega t - \frac{4}{3}\pi\right) \frac{\sin\left(\frac{9}{27}\pi v\right)}{\pi v} \cos v \left(\frac{2\pi}{T} x - \frac{4}{3}\pi\right), \\
 F_{kv_{20,27}} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_3 \sin\left(\omega t - \frac{4}{3}\pi\right) \frac{\sin\left(\frac{7}{27}\pi v\right)}{\pi v} \cos v \left(\frac{2\pi}{T} x - \frac{4}{3}\pi\right), \\
 F_{kv_{21,26}} &= \sum_{v=1}^{\infty} 2I_3 \sin\left(\omega t - \frac{4}{3}\pi\right) \frac{\sin\left(\frac{5}{27}\pi v\right)}{\pi v} \cos v \left(\frac{2\pi}{T} x - \frac{4}{3}\pi\right).
 \end{aligned} \tag{10}$$

Для визначення результуючої МРС кожної гармоніки потрібно скласти відповідні гармоніки всіх дев'яти котушок.

Для першої гармоніки, тобто для  $2p_1$ -полюсного поля ( $2p_1=4$ ), одержуємо

$$F_1 = 0,932 \sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{T} x\right). \quad (11)$$

Отже, перша гармонічна є правобігуче поле, що обертається в прямому напрямі вісі  $x$ .

Для другої гармоніки, тобто для  $2p_2$ -полюсного поля ( $2p_2=8$ ), одержуємо

$$F_2 = 0,64 \sin\left(\omega t + \frac{4\pi}{T} x\right). \quad (12)$$

Друга гармоніка є лівобігуче поле, обертається в зворотному напрямі порівняно з першою гармонікою.

Співвідношення амплітуд  $2p_1$ -полюсного поля роторної обмотки  $F_1$  та  $2p_2$ -полюсного поля  $F_2$

$$F_1 : F_2 = 1,455. \quad (13)$$

Для збільшення потужності СКД потрібно збільшити кількість міді роторної обмотки. Це можливо зробити за рахунок заміни провідникової міді на мідь прямокутного поперечного перерізу; величина поперечного перерізу збільшується в 1,6 рази, а резисторний опір обмотки ротора зменшується в 1,9 рази за рахунок зменшення довжини лобових частин котушок. Обмотку у випадку виконання із шинної міді нетехнологічно виконувати по схемі, показаній на рисунку 2. Кожну котушку слід виконувати короткозамкненою, ізольованою від інших котушок. В цьому випадку в кожній котушці буде свій струм. Для порівняльного аналізу амплітудного співвідношення гармонік приймаємо опори котушок незмінними і вираховуємо струми котушок, використовуючи формули [4] та [5]

$$\begin{aligned} I_{1,10} &= I_{3,19,28} = -0,6956; \\ I_{1,9} &= I_{3,20,27} = -0,6437; \\ I_{1,8} &= I_{3,21,26} = -0,5495; \\ I_{2,10,19} &= 1,391; \\ I_{2,11,18} &= 1,2874; \\ I_{2,12,17} &= 1,099. \end{aligned} \quad (14)$$

Результуюча МРС, створена окремими котушками роторної обмотки, практично нічим не відрізняється від результуючої МРС, показаної на рисунку 3в.

Отже, зміна схеми роторної обмотки не погіршує її електромагнітні властивості.

На теперішній час проводиться заміна провідникової міді в роторі на шинну мідь. Очікується одержати корисну потужність на валу такої ж величини, як і у синхронному дванадцятиполюсному двигуні з контактними кільцями.

**Висновки.** Розроблений і досліджений синхронний каскадний двигун з суміщеними магнітопроводами і обмотками, який по масогабаритним і енергетичним показникам наближається до показників багатополюсних синхронних двигунів з контактними кільцями. СКД більш простий при виготовленні, безконтактний, має набагато кращі пускові властивості.

#### **Бібліографічний список**

1. Пивняк Г.Г. О рассеяниях расщепленной обмотки возбуждения синхронного двигателя / Г.Г. Пивняк, В.И. Кириченко, В.А. Бородай // Сборник научных трудов НГАУ. – 2001. - №11. – С. 87-92.

2. Шенфер К.П. Асинхронные машины / К.П. Шенфер. - М.-Л.: Гос. Издат., 1929. – 457 с.

3. Асинхронно-синхронные машины каскадного типа: труды третьей всесоюзной конференции по бесконтактным электрическим машинам/ М.М. Красношанка. – Рига: Зинатне. – 1966.-Т. 2. - С. 237-244.

4. Луцик В.Д. Совмещенные электрические машины и аппараты/ В.Д. Луцик– К.: Техника, 1993. – 203 с.

5. Луцик В.Д. Новый тип тихоходного асинхронно-синхронного двигателя / В.Д. Луцик, В.В. Семенов. // Уголь Украины. – 2008. - №9. – С. 39-41.

*к.т.н. Плюгин В.Е.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ АСИНХРОННОЙ МАШИНЫ С МАССИВНЫМ РОТОРОМ В УСТАНОВИВШИХСЯ И ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

*Приведені результати теоретичних досліджень, отримана математична модель асинхронної машини з масивним ротором в сталому і перехідному режимах роботи.*

**Ключові слова:** *математична модель, узагальнена машина, асинхронна машина, масивний ротор.*

*Приведены результаты теоретических исследований, получена математическая модель асинхронной машины с массивным ротором в установившихся и переходных режимах работы.*

**Ключевые слова:** *математическая модель, обобщенная машина, асинхронная машина, массивный ротор.*

Электротепломеханические преобразователи (ЭТМП), предназначенные для транспортировки, нагрева рабочей нагрузочно-охлаждающей среды, представляют собой асинхронный двигатель с внешним массивным ферромагнитным ротором [1 - 2]. На сегодняшний день отсутствует единый подход в моделировании такого типа машин.

В настоящей работе рассматривается формирование математической модели асинхронного двигателя с массивным ротором в соответствии с теорией обобщенной электрической машины [3].

Как известно, обобщенная электрическая машина – это двухполюсная двухфазная симметричная идеализированная машина, имеющая две пары обмоток на роторе и статоре. Схема размещения обмоток показана на рисунке 1.

Для такой машины справедливы уравнения напряжения (1), уравнение электромагнитного момента (2) и уравнение движения (3).

Уравнения Кирхгофа содержат выражения напряжений, падения напряжений на активных сопротивлениях, ЭДС вращения и трансформаторные ЭДС:  $L_{s\alpha} \frac{d}{dt} i_{s\alpha} + M \frac{d}{dt} i_{r\alpha}$ ,  $M \frac{d}{dt} i_{s\alpha} + L_{r\alpha} \frac{d}{dt} i_{r\alpha}$ .



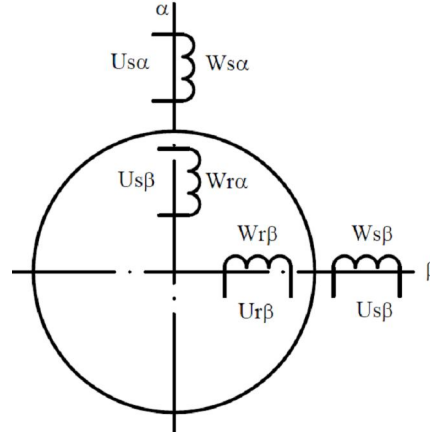


Рисунок 1 – Модель обобщенной электрической машины

$$\begin{bmatrix} U_{s\alpha} \\ U_{r\alpha} \\ U_{r\beta} \\ U_{s\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_1 + \frac{d}{dt}L_{s\alpha} & \frac{d}{dt}M & 0 & 0 \\ \frac{d}{dt}M & r_2 + \frac{d}{dt}L_{r\alpha} & L_{r\beta}\omega_r & M\omega_r \\ -M\omega_r & -L_{r\alpha}\omega_r & r_2 + \frac{d}{dt}L_{r\beta} & \frac{d}{dt}M \\ 0 & 0 & \frac{d}{dt}M & r_1 + \frac{d}{dt}L_{s\beta} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} i_{s\alpha} \\ i_{r\alpha} \\ i_{r\beta} \\ i_{s\beta} \end{bmatrix}, \quad (1)$$

$$M_\gamma = M(i_{s\beta} \cdot i_{r\alpha} - i_{s\alpha} \cdot i_{r\beta}), \quad (2)$$

$$J \frac{d\omega_r}{dt} \pm M_c = M_\gamma. \quad (3)$$

Будем рассматривать приведенную выше систему уравнений для установившегося режима, являющегося частным случаем режима динамического. Уравнения напряжений установившегося режима получаются из дифференциальных уравнений электромеханического преобразователя (ЭП) путем замены в них оператора дифференцирования  $\frac{d}{dt}$  на  $j\omega$ . Для обобщенной машины в системе координат  $\alpha, \beta$  уравнения установившегося режима могут быть получены из (1) в следующем виде:

$$\begin{bmatrix} \dot{U}_{s\alpha} \\ -\dot{U}_{r\alpha} \\ -\dot{U}_{r\beta} \\ \dot{U}_{s\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_1 + jx_1 & jx_m & 0 & 0 \\ jx_m & r_2 + jx_2 & vx_2 & vx_m \\ -vx_m & -vx_2 & r_2 + jx_2 & jx_m \\ 0 & 0 & jx_m & r_1 + jx_1 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \dot{i}_{s\alpha} \\ \dot{i}_{r\alpha} \\ \dot{i}_{r\beta} \\ \dot{i}_{s\beta} \end{bmatrix}. \quad (5)$$

Здесь  $v = \omega_r / \omega_c$  - относительная скорость;  $r_1, r_2$  - активные сопротивления обмоток статора и ротора;  $x_1 = \omega L_1$  - индуктивное сопротивление обмотки статора;  $x_2 = \omega L_2$  - индуктивное сопротивление обмотки ротора;  $x_m = \omega M$  - сопротивление взаимной индукции.

При этом,  $x_1 = x_m + x_s$ ,  $x_2 = x_m + x_r$ , где  $x_s = \omega l_{s\sigma}$  и  $x_r = \omega l_{r\sigma}$  - индуктивные сопротивления рассеяния соответственно статора и ротора.

В установившемся режиме ( $d/dt = 0$ ) уравнение движения выражается

$$M_c = pM_s. \quad (6)$$

Уравнение электромагнитного момента в установившемся режиме имеет вид:

$$M_s = \frac{mp}{2} M (I_{r\alpha A} I_{s\beta A} + I_{r\alpha P} I_{s\beta P} - I_{r\beta A} I_{s\alpha A} - I_{r\beta P} I_{s\alpha P}), \quad (7)$$

где  $I_{s\alpha A}, I_{s\beta A}, I_{r\alpha A}, I_{r\beta A}$  - соответственно активные составляющие токов статора и ротора по осям  $\alpha$  и  $\beta$ ;  $I_{s\alpha P}, I_{s\beta P}, I_{r\alpha P}, I_{r\beta P}$  - соответственно реактивные составляющие токов статора и ротора по осям  $\alpha$  и  $\beta$ .

Из уравнений установившегося режима обобщенной машины (5 - 7) можно получить уравнения для асинхронных и синхронных машин, а также для трансформаторов. Так, для асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором, уравнения установившегося режима примут вид с учетом  $U_{r\alpha} = 0, U_{r\beta} = 0$ :

$$\begin{bmatrix} \dot{U}_{s\alpha} \\ 0 \\ 0 \\ \dot{U}_{s\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_1 + jx_1 & jx_m & 0 & 0 \\ jx_m & r_2 + jx_2 & vx_2 & vx_m \\ -vx_m & -vx_2 & r_2 + jx_2 & jx_m \\ 0 & 0 & jx_m & r_1 + jx_1 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \dot{I}_{s\alpha} \\ \dot{I}_{r\alpha} \\ \dot{I}_{r\beta} \\ \dot{I}_{s\beta} \end{bmatrix}. \quad (8)$$

В результате преобразования системы уравнений (8) можно вывести уравнения асинхронной машины, составляемые обычно по Т-образной схеме замещения (комплексные уравнения с приведенным числом витков)

$$\begin{cases} \dot{U}_s = -\dot{E}_0 + \dot{I}_s z_s, \\ 0 = \dot{E}_0 - \dot{I}'_r z_r - \dot{I}'_r R'_r \frac{(1-s)}{s}, \\ \dot{I}_0 = \dot{I}_s + \dot{I}_r, \end{cases} \quad (9)$$

где  $z_s = R_s + jx_s$ ,  $z_r = R'_r + jx'_r$ .

Для асинхронной машины с массивным ротором может быть предложена Т-образная схема замещения, показанная на рисунке 2 [4].

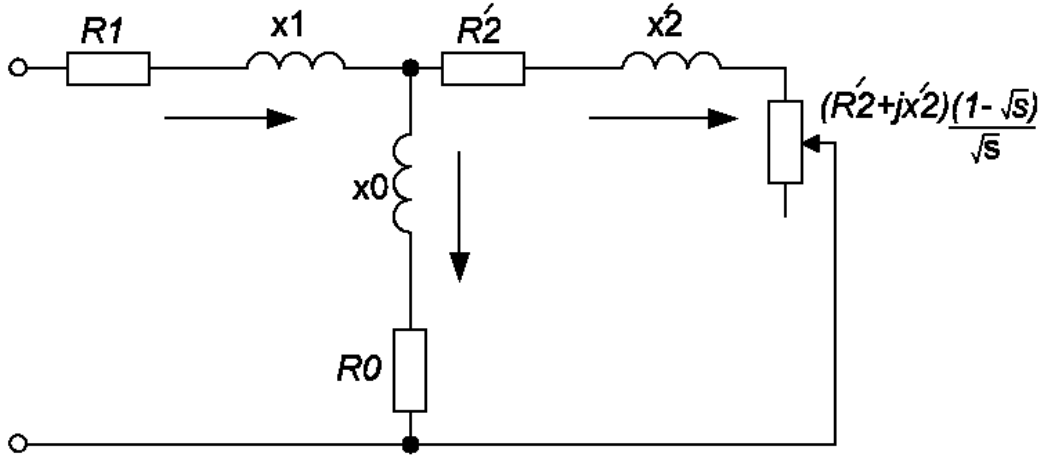


Рисунок 2 – Схема замещения асинхронного двигателя с массивным ротором

По схеме замещения составляются уравнения Кирхгофа [4]

$$\begin{cases} \dot{U}_s = -\dot{E}_0 + \dot{I}_s z_s, \\ 0 = \dot{E}_0 - \dot{I}'_r z_r - \dot{I}'_r z_r \frac{(1 - \sqrt{s})}{\sqrt{s}}, \\ \dot{I}_0 = \dot{I}_s + \dot{I}_r. \end{cases} \quad (10)$$

Отличительной особенностью системы уравнений (10) является зависимость параметров вторичной цепи (активного и индуктивного сопротивлений ротора) от скольжения.

Выведем обратные преобразования, позволяющие перейти от системы уравнений (10) к системе уравнений, подобной составленным для асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором (8). В таком случае, мы получим математическую модель асинхронной машины с массивным ротором, унаследованной от модели обобщенной машины.

Интерес представляет второе уравнение (10), записанное для цепи ротора, поскольку для цепи статора преобразования будут аналогичны показанным ранее в (8). Запишем развернутое выражение для ротора:

$$0 = \dot{E}_0 - R_2 \dot{I}_r - jx_r \dot{I}_r - (R_2 + jx_r) \dot{I}_r \frac{1 - \sqrt{s}}{\sqrt{s}}. \quad (11)$$

Раскроем скобки в (11), умножим обе части уравнения на  $\sqrt{s}$  и проведем преобразования:

$$0 = \dot{E}_0 \sqrt{s} - R_2 \dot{I}_r - jx_r \dot{I}_r. \quad (12)$$

Для сравнения, выражение (12) для асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором на данном этапе преобразований выглядит следующим образом:

$$0 = \dot{E}_0 s - R_2 \dot{I}_r - jx_r \dot{I}_r s. \quad (13)$$

После замены переменных  $\dot{E}_0 = -jx_0 \dot{I}_0$  и  $\dot{I}_0 = \dot{I}_s + \dot{I}_r$  получим

$$0 = -R_2 \dot{I}_r - jx_r \dot{I}_r - jx_0 \dot{I}_r \sqrt{s} - jx_0 \dot{I}_s \sqrt{s}. \quad (14)$$

Аналогичное выражение для асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором:

$$0 = -R_2 \dot{I}_r - jx_r \dot{I}_r s - jx_0 \dot{I}_r s - jx_0 \dot{I}_s s. \quad (15)$$

Учитывая, что  $\dot{I}_{s\beta} = j\dot{I}_{s\alpha}$ ,  $\dot{I}_{r\beta} = j\dot{I}_{r\alpha}$ ,  $s = 1 - \nu$  и пропуская промежуточные преобразования для обмоток статора и ротора, расположенных на одной оси, получим для оси  $\alpha$

$$0 = -R_2 \dot{I}_{r\alpha} - jx_r \dot{I}_{r\alpha} - x_0 \dot{I}_{r\beta} \sqrt{1 - \nu} - x_0 \dot{I}_{s\beta} \sqrt{1 - \nu}. \quad (16)$$

Для выделения в (16) ЭДС вращения, умножим и разделим обе части уравнения на  $\sqrt{1 - \nu}$ :

$$0 = R_2 \dot{I}_{r\alpha} \sqrt{1 - \nu} + j(x_r \sqrt{1 - \nu} + x_0) \dot{I}_{r\alpha} + jx_0 \dot{I}_{s\alpha} - x_0 \dot{I}_{r\beta} \nu - x_0 \dot{I}_{s\beta} \nu. \quad (17)$$

Аналогично для оси  $\beta$

$$0 = R_2 \dot{I}_{r\beta} \sqrt{1 - \nu} + j(x_r \sqrt{1 - \nu} + x_0) \dot{I}_{r\beta} + jx_0 \dot{I}_{s\beta} + x_0 \dot{I}_{r\alpha} \nu + x_0 \dot{I}_{s\alpha} \nu. \quad (18)$$

С учетом выражений для осей  $\alpha$  и  $\beta$  статора в (5), а также  $x_0 = x_m$ , получим математическую модель асинхронной машины с массивным ротором

$$\begin{bmatrix} \dot{U}_{s\alpha} \\ 0 \\ 0 \\ \dot{U}_{s\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_1 + jx_1 & jx_m & 0 & 0 \\ jx_m & (r_2 + jx_r)\sqrt{1-\nu} + x_m & -\nu x_m & -\nu x_m \\ \nu x_m & \nu x_m & (r_2 + jx_r)\sqrt{1-\nu} + x_m & jx_m \\ 0 & 0 & jx_m & r_1 + jx_1 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \dot{i}_{s\alpha} \\ \dot{i}_{r\alpha} \\ \dot{i}_{r\beta} \\ \dot{i}_{s\beta} \end{bmatrix}. \quad (19)$$

Математическая модель (19) для динамического режима в дифференциальной форме будет иметь вид:

$$\begin{bmatrix} U_{s\alpha} \\ 0 \\ 0 \\ U_{s\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_1 + \frac{d}{dt}L_{s\alpha} & \frac{d}{dt}M & 0 & 0 \\ \frac{d}{dt}M & \left(r_2 + \frac{d}{dt}L_{r\alpha}\right)\sqrt{1-\nu} + M & -M\nu & -M\nu \\ M\nu & M\nu & \left(r_2 + \frac{d}{dt}L_{r\beta}\right)\sqrt{1-\nu} + M & \frac{d}{dt}M \\ 0 & 0 & \frac{d}{dt}M & r_1 + \frac{d}{dt}L_{s\beta} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} i_{s\alpha} \\ i_{r\alpha} \\ i_{r\beta} \\ i_{s\beta} \end{bmatrix} \quad (20)$$

В заключение надо отметить, что уравнения статических режимов это частный случай системы уравнений динамики. При решении новых задач электромеханики следует начинать с дифференциальных уравнений, а затем, получив из них уравнения установившегося режима, предлагать схемы замещения и векторные диаграммы.

В случае с асинхронной машиной с массивным ротором, ввиду отсутствия математической модели, построенной на основании теории обобщенного ЭП, в настоящей работе был рассмотрен алгоритм обратного преобразования путем решения от частного к общему. Так как процессы, протекающие в асинхронном двигателе с короткозамкнутым ротором и асинхронном двигателе с массивным ротором сходны между собой, то анализ решенной задачи и полученных результатов позволяет сделать вывод о справедливости и корректности приведенных выше преобразований.

### Выводы

1) Рассмотрен метод получения уравнений обобщенной математической модели асинхронной машины с массивным ротором путем преобразований от частного к общему – от комплексных уравнений установившегося режима, до системы уравнений режима динамического.

2) Полученные уравнения обобщенной модели асинхронной машины с массивным ротором могут быть применены для описания процессов преобразования энергии в двухфазной системе координат.

3) Анализ уравнений напряжений обобщенной модели идеализированного электромеханического преобразователя, асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором и асинхронного двигателя с массивным ротором позволяет выделить характерные признаки, которые приводят к изменению уравнений при переходе от обобщенной машины к ее конкретной реализации. Выделенные признаки могут быть использованы в анализе мутаций электрических машин в соответствии с положениями теории эволюции электромеханических систем [5], а также в объектно-ориентированном проектировании электромеханических преобразователей [6 - 7].

### **Библиографический список**

1. Пат. № 50242 Україна, МКИ 7F26B 17/18. Шнековий сушильний апарат / Заблодський М.М., Захарченко П.І., Шинкаренко В.Ф., Плюгін В.Є. та інші.; заявник і патентовласник Донбас.держ.техн.ун-т.-№2001128244; заявл. 03.12.2001; опубл. 17.01.2005, Бюл. №1.– 3 с.: іл..
2. Пат. № 75771 Україна, МПК H05B 6/10. Пристрій для видалення парафіну зі стінок нафтогазових свердловин / Заблодський М.М., Дорофєєв В.М., Захарченко П.І., Шинкаренко В.Ф., Плюгін В.Є. та інші.; заявник і патентовласник Донбас.держ.техн.ун-т. - №2001128246; заявл. 03.12.2001; опубл. 15.10.2004, Бюл. № 10.– 3 с.: іл..
3. Копылов И.П. Математическое моделирование электрических машин: учеб. [для студ. высш. учебн. завед.] / Копылов И.П. – М.: Высш. шк., 2001. – 327 с.
4. Куцевалов В.М. Вопросы теории и расчета асинхронных машин с массивными роторами / Куцевалов В.М.– М.-Л.: Энергия, 1966. – 304с.
5. Шинкаренко В.Ф. Основи теорії еволюції електромеханічних систем: [монографія] / Шинкаренко В.Ф. – К.: Наукова думка, 2002. – 288с.
6. Объектно-ориентированное проектирование электротепломеханических преобразователей / Заблодский Н.Н., Шинкаренко В.Ф., Плюгин В.Е., Гринь Г.М. // Техн. Електродинаміка. – 2008. – С. 106 - 112.
7. Object oriented designing of electro-thermo-mechanical converters with optimum thermodynamic structure / N.N. Zablodsky, V.E. Plyugin [etc.]// A Dunajvarosi Foiskola Kozlemeyei. - 2007. – P. 193 – 200.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Заблодским Н.Н.*

*к.т.н. Морозов Д.И.,  
Сонов А.А.,  
к.т.н. Андреева Н.И.,  
Калюжный С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СТАТИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ИСТОЧНИКОВ ТОКА НА БАЗЕ ИНДУКТИВНО-ЕМКОСТНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ**

*Наведені результати теоретичних досліджень статичних характеристик індуктивно-ємнісного перетворювача з виходом на постійному та змінному струмі, отримані зовнішні характеристики та залежності напруг на реакторах та конденсаторах від навантаження.*

**Ключові слова:** індуктивно-ємнісний перетворювач, джерело струму, векторна діаграма, статичні характеристики.

*Приведены результаты теоретических исследований статических характеристик индуктивно-емкостного преобразователя с выходом на постоянном и переменном токе, получены внешние характеристики и зависимости напряжений на реакторах и конденсаторах от нагрузки.*

**Ключевые слова:** индуктивно-емкостной преобразователь, источник тока, векторная диаграмма, статические характеристики

Особый класс источников тока (ИТ) составляют электромагнитные преобразователи напряжения переменного тока неизменной амплитуды и частоты в стабильный переменный ток постоянной частоты с использованием явлений резонансов напряжения и тока. Это так называемые индуктивно-емкостные преобразователи (ИЕП). Они обладают весьма существенным достоинством – коэффициентом мощности, близким к единице при хороших массогабаритных показателях [1].

Это обстоятельство становится весьма актуальным в современных условиях засоренности электрических сетей реактивной энергией. Использование таких преобразователей при построении быстродействующих электроприводов поможет решить проблему электромагнитной совместимости питающих сетей и потребителей.

Постановка задачи исследования. Цель работы – углублённое изучение процессов в источниках тока на базе ИЕП для применения их в быстродействующих регулируемых электроприводах (ЭП) постоянного и переменного тока.

**Исследование индуктивно-емкостного преобразователя с выходом на переменном токе.** Среди множества схемных решений таких ИЕП [1] наибольшее применение получила схема Штейнметца, изображённая на рисунке 1.

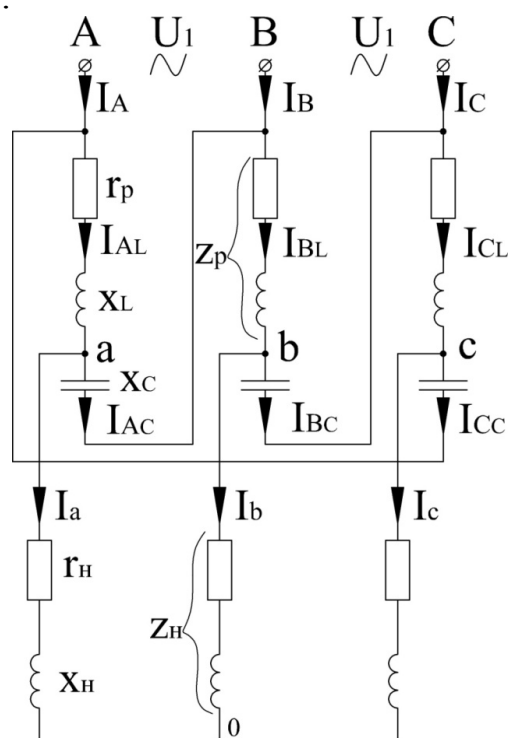


Рисунок 1 – ИЕП по схеме Штейнметца

Она придаёт преобразователю ряд известных достоинств, среди которых следует отметить в первую очередь высокое значение коэффициента мощности и отсутствие входного тока (потребляемого ИЕП из сети) в режиме холостого хода.

Уравнения проходных характеристик ИЕП с выходом на переменном токе (по трём каналам для случая активно-индуктивной нагрузки):

$$\begin{aligned} i_a &= \left[ \frac{\dot{U}_{AB} - \dot{U}_A \left( 1 + \frac{\dot{Z}_p}{\dot{X}_C} \right)}{\dot{Z}_H} \frac{\dot{Z}_p}{\dot{Z}_p \dot{X}_c + \dot{Z}_H (\dot{Z}_p + \dot{X}_c)} \right] \\ i_b &= \left[ \frac{\dot{U}_{BC} - \dot{U}_B \left( 1 + \frac{\dot{Z}_p}{\dot{X}_C} \right)}{\dot{Z}_H} \frac{\dot{Z}_p}{\dot{Z}_p \dot{X}_c + \dot{Z}_H (\dot{Z}_p + \dot{X}_c)} \right] \\ i_c &= \left[ \frac{\dot{U}_{CA} - \dot{U}_C \left( 1 + \frac{\dot{Z}_p}{\dot{X}_C} \right)}{\dot{Z}_H} \frac{\dot{Z}_p}{\dot{Z}_p \dot{X}_c + \dot{Z}_H (\dot{Z}_p + \dot{X}_c)} \right] \end{aligned} \quad (1)$$



где  $r_p, r_n, T_p, T_n$  – величины активных сопротивлений и электромагнитных постоянных времени реакторов (дресселей) и нагрузки ( $T_p = L_p / r_p, T_n = L_n / r_n$ );

$L_p, L_n$  – величины индуктивностей реактора и нагрузки;

$C$  – величина ёмкости конденсаторов;

$\omega$  – круговая частота напряжения сети;

$U_m$  – амплитудное значение фазного напряжения

$\dot{Z}_p, \dot{Z}_n, \dot{X}_c$  – величины сопротивлений реактора, нагрузки и конденсатора в комплексной форме.

$$\dot{Z}_p = \sqrt{r_p^2 + x_p^2} e^{j\varphi_p} = r_p + jx_p;$$

$$\dot{Z}_n = \sqrt{r_n^2 + x_n^2} e^{j\varphi_n} = r_n + jx_n; \quad (2)$$

$$\dot{X}_c = -jX_c,$$

где  $\varphi_p = \arctg(x_p / r_p)$ ;  $\varphi_n = \arctg(x_n / r_n)$ .

В идеальном случае ( $r_p = 0, X_L = X_C, Z_n = 0$ ) величина выходного тока равна (действующее значение):

$$I_{2нач} = \frac{U_m \sqrt{3}}{\sqrt{2} X_C} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{U_m}{X_C} \quad (3)$$

В качестве базисного сопротивления принято  $Z_\phi = X_C$ , а тока –  $I_{2нач}$ .

При хорошей добротности реакторов ( $D = x_p / r_p \geq 15 \div 20$ ) влиянием  $r_p$  можно пренебречь [1].

На рисунке 2 приведена векторная диаграмма ИЕП в общем случае с активно-индуктивной нагрузкой значительной величины ( $\dot{Z} \cong 3Z_\phi$ ).

Интерес представляет «деформация» векторной диаграммы при изменении как величины, так и характера нагрузки ( $\dot{Z}_n = var$ ). При  $Z_n = 0$ , т.е. закорачивании нагрузки (наиболее благоприятный режим для ИЕП), точки  $a, b, c$  смещаются в точку «0» в центр треугольника линейных напряжений.

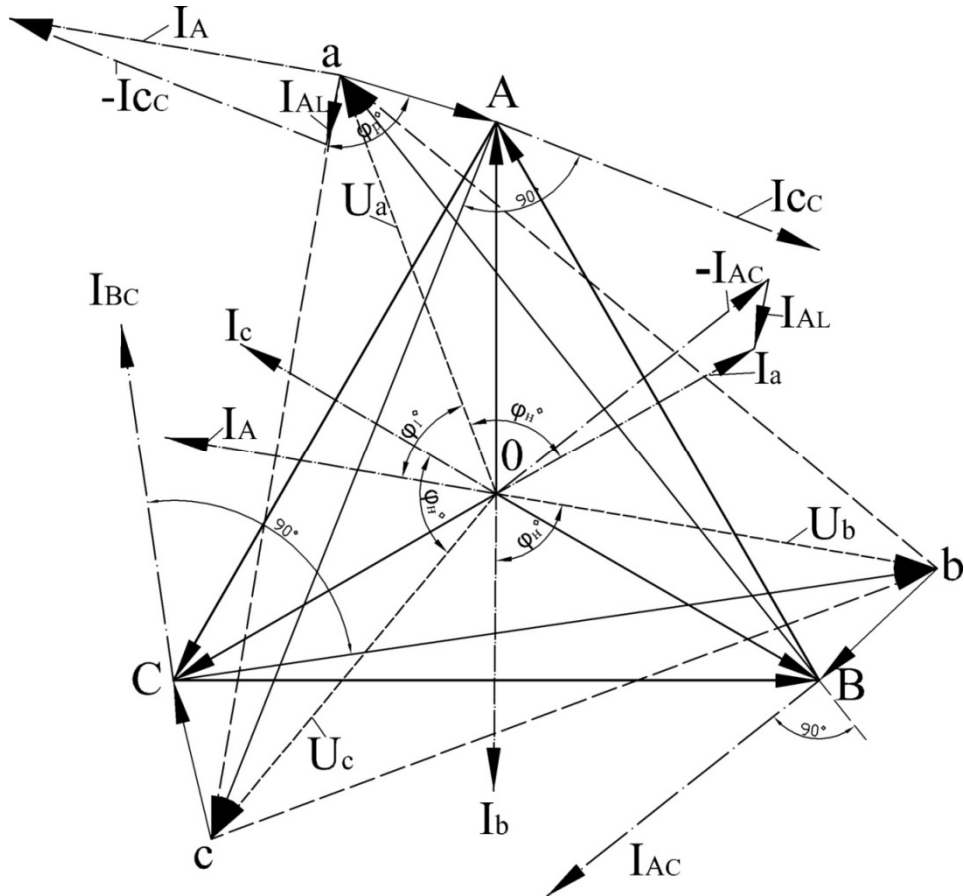


Рисунок 2 – Векторная диаграмма ИЕП при активно-индуктивной нагрузке значительной величины

Естественно, при увеличении  $Z_n$  эти точки «уходят» в стороны тт.  $A, B, C$ . Если нагрузка чисто активная ( $x_n=0$ ), то они идут в стороны точек опережающей фазы (т. «a» к т. «C», «b» – к «A», «c» – к «B»).

При обрыве цепи нагрузки ( $Z_n \rightarrow \infty$  – аварийный режим для ИЕП) т.  $a, b, c$  уходят в  $\infty$  по векторам фазных напряжений сети: «a» по  $0-C$ ; «b» по  $0-A$ ; «c» по  $0-B$ . Напряжения на реактивных элементах ИЕП резко увеличиваются  $U_L = U_C \rightarrow \infty$  и находятся в противофазе (резонанс напряжений).

При активно-индуктивной нагрузке увеличение  $Z_n$  приводит к движению указанных точек из т. «0» в сторону вершин «своих» фаз треугольника линейных напряжений сети («a» к «A», «b» к «B», «c» к «C»). При  $Z_n \rightarrow \infty$  эти точки устремляются в  $\infty$  от них по линиям линейных напряжений: «a» по  $U_{AB}$ , «b» по  $U_{BC}$ , «c» по  $U_{CA}$ .

В случае активно-емкостной нагрузки ( $x_n \gg r_n$ ) указанные выше точки из т. «0» уходят в сторону вершин треугольника линейных напряжений сети отстающих фаз: т «a» к «B», «b» к «C», «c» к «A» и при обрыве цепей нагрузки – от этих точек в  $\infty$ , приближаясь в пределе к линиям линейных напряжений.

Подчеркнём, что при  $Z_n=0$  в ИЕП образуются две «звезды», с параллельно включенными реактором и конденсатором, параметры которых настроены на резонанс токов. При  $r_p=0$  мощность из сети ИЕП не потребляет, входной ток равен  $I_1=0$ .

На рисунке 3 показаны зависимости выходного тока (модуля) ИЕП  $I_2=|I_a|=|I_b|=|I_c|$  от величины сопротивления нагрузки  $Z_n$  активного и индуктивного характера при учёте неидеальности реактора ( $r_p \neq 0$ ). Как видно из них, величина выходного тока уменьшается как от величины отбираемой мощности ( $Z_n=var$ ), так и активного сопротивления обмотки реактора  $r_p$ .

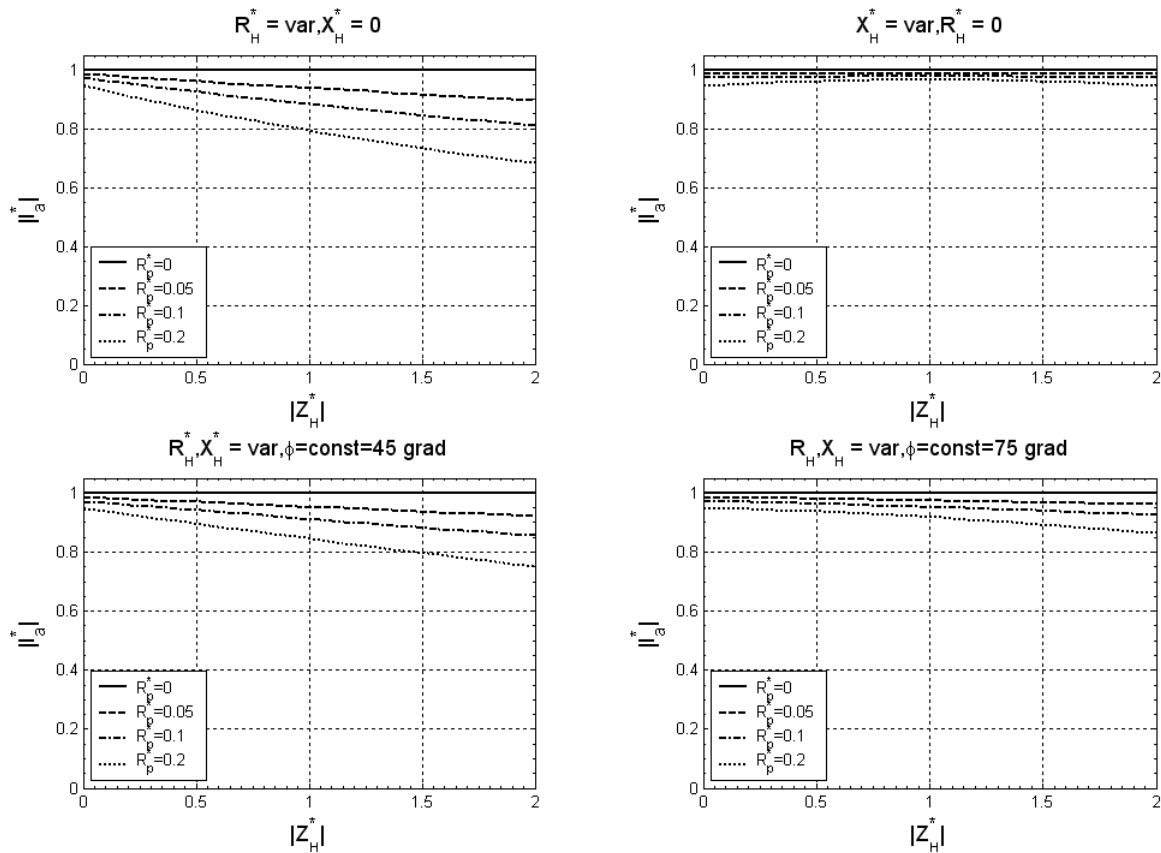
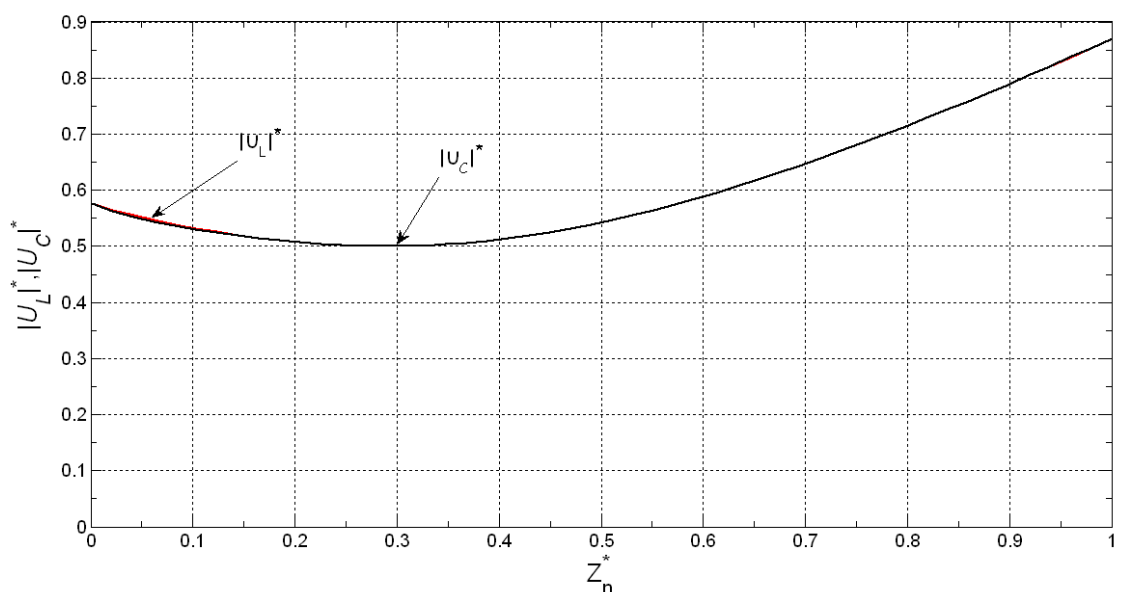
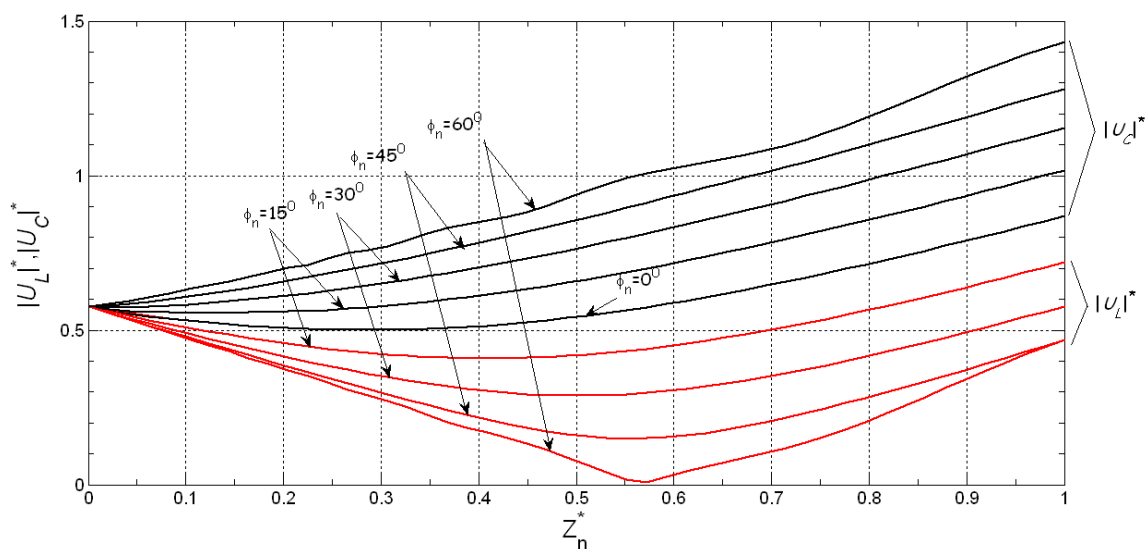


Рисунок 3 – Зависимости выходного тока (модуля) ИЕП  $I_2=|I_a|=|I_b|=|I_c|$  от величины сопротивления нагрузки  $Z_n$

На рисунке 4 представлены напряжения на реакторах и конденсаторах ИЕП при различных нагрузках. Для активной нагрузки зависимости  $|U_L| = f(r_n^*)$  и  $|U_C| = f(r_n^*)$  совпадают, т.е. реактивные элементы контура при чисто активной нагрузке можно выбирать на одинаковое напряжение. При активно-индуктивной нагрузке при увеличении угла нагрузки напряжение на конденсаторах возрастает, а на реакторах падает и при значении нагрузки  $Z_n^* \approx 0,57$  равняется практически нулю.



а)



б)

Рисунок 4 – Зависимости напряжения на ректорах и конденсаторах ИЕП

а) при увеличении активной нагрузки от  $Z_n^* = 0$  до  $Z_n^* = 1$ ;

б) при различных углах и увеличении нагрузки от  $Z_n^* = 0$  до  $Z_n^* = 1$

**Исследование ИЕП с выходом на постоянном токе.** Нагрузкой ИТ являются якорные (роторные) обмотки двигателей постоянного тока (асинхронных машин).  $r_d$  и  $L_d$  представляют собой приведенные к цепи выпрямленного тока активные сопротивления и индуктивности асинхронной машины или якорной обмотки двигателя постоянного тока.  $e_d$  – это э.д.с. вращения якорной обмотки или выпрямленная э.д.с. роторной.

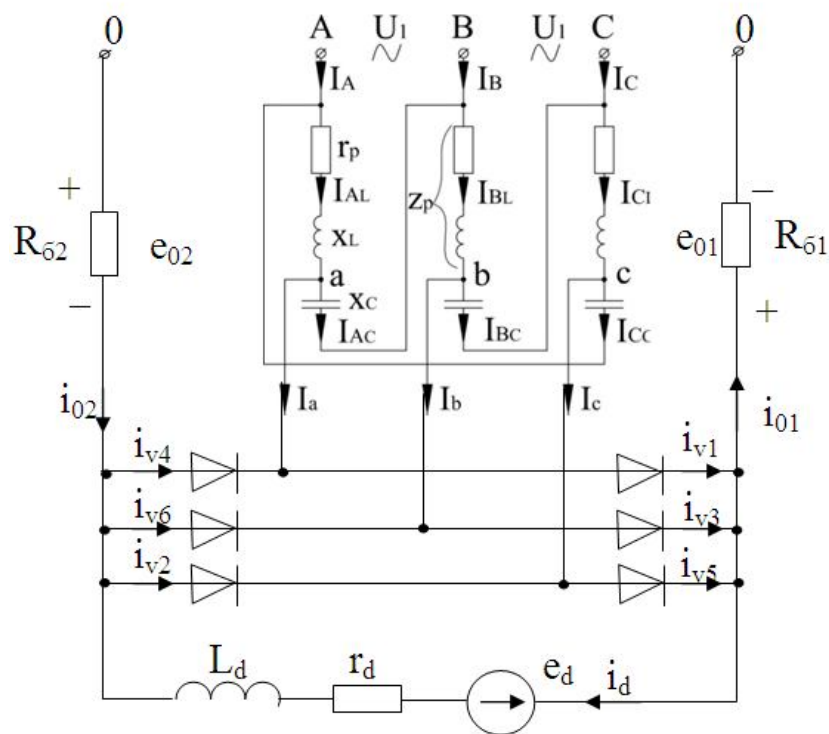


Рисунок 5 – Принципиальная схема источника постоянного тока

Внешние характеристики  $I_d = f(r_d^*, r_p^*)$  такого источника тока представлены на рисунке 6,а. Как видно, источник с приемлемой точностью поддерживает уровень выходного тока даже при реальных параметрах реакторов ( $r_p^* \leq 0,1$ ), особенно если учесть последующее регулирование и стабилизацию на разных уровнях этого тока с помощью регулятора. Регулирование выпрямленного тока  $i_d$  осуществляется шунтированием цепи нагрузки быстродействующим ключевым элементом, например IGBT-транзистором, управляемым релейным регулятором тока или широтно-импульсным модулятором. Внешние характеристики такого ИТ с релейным регулятором приведены на рисунке 6,б. При отсутствии у не-

го зоны нечувствительности имеем астатическое регулирование выходного тока в очень широком диапазоне.

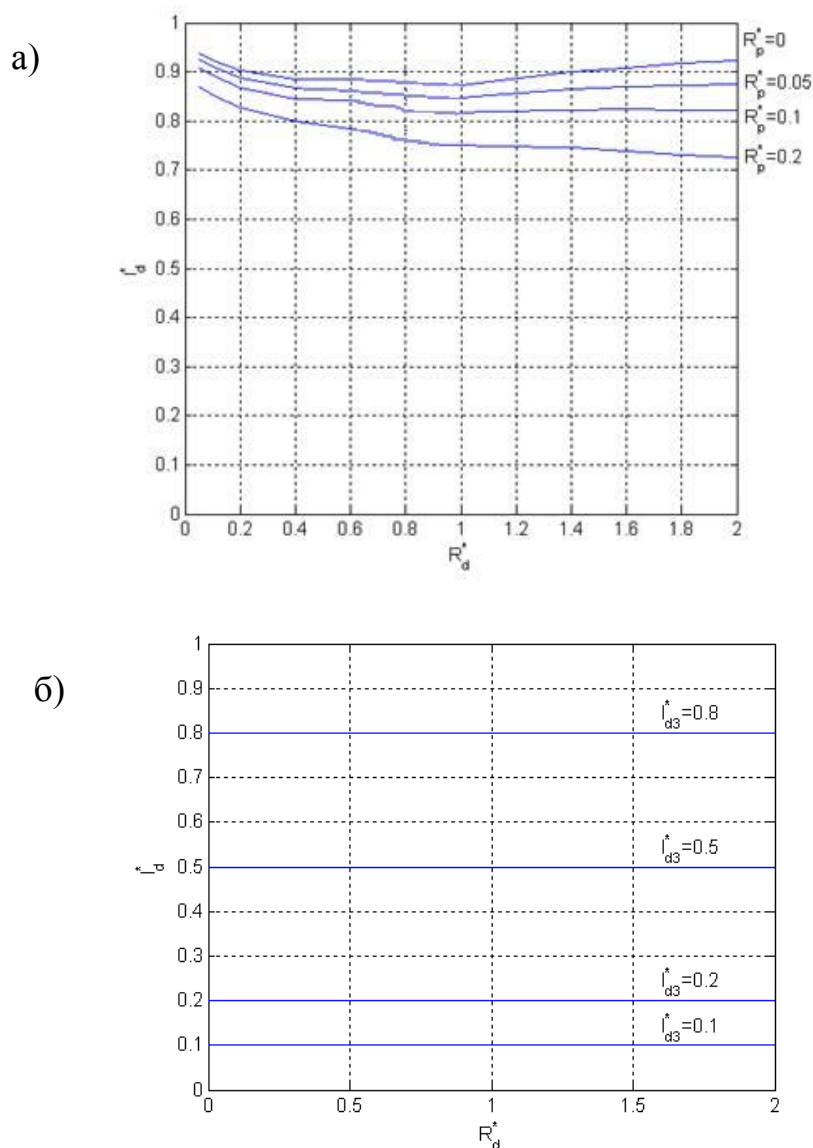


Рисунок 6 – Внешние характеристики источника постоянного тока: а) нерегулируемого; б) регулируемого

На рисунке 7 представлены напряжения на реакторах и конденсаторах ИЕП при различных нагрузках. Для активной нагрузки зависимости  $|U_L| = f(r_n^*)$  и  $|U_C| = f(r_n^*)$  не совпадают. Напряжение на реакторах при увеличении  $r_n^*$  возрастает, а на конденсаторах имеет экстремальный характер с минимумом при  $r_n^* = 0,65$  и составляет 0,36 базового напряжения. Таким образом, при выборе элементов ИЕП с выпрямителем реакторы должны выбираться на большее напряжение.

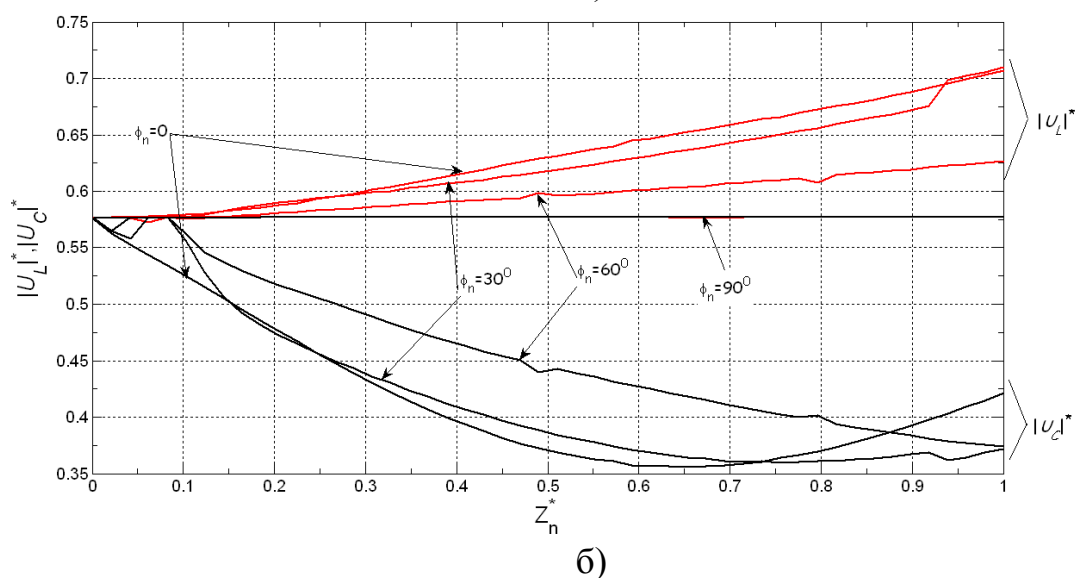
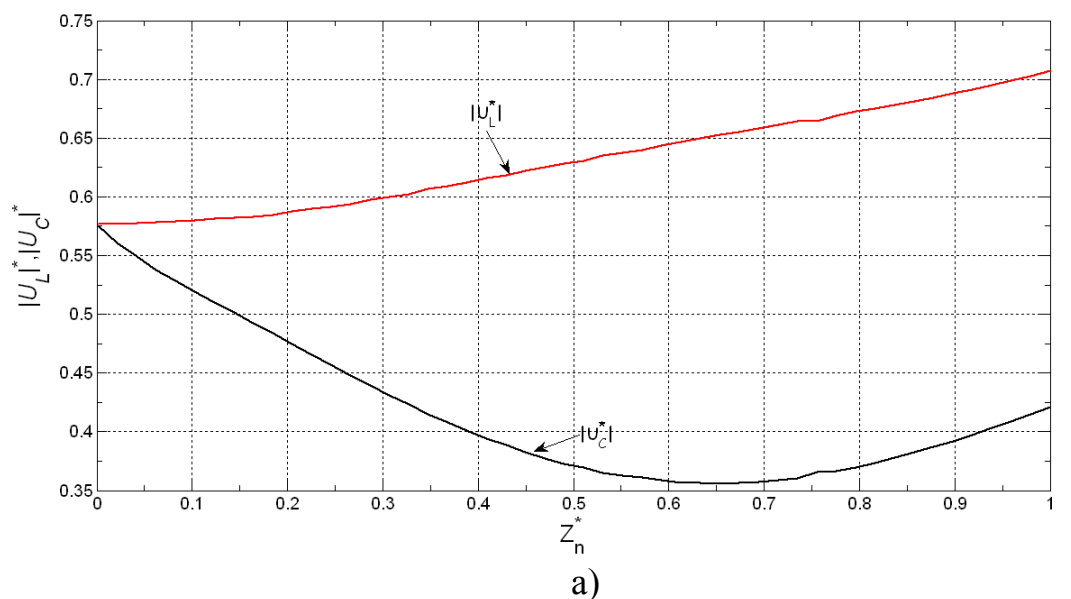


Рисунок 7 – Зависимости напряжения на реакторах и конденсаторах ИЕП при различных углах нагрузки и её увеличении от  $Z_n^* = 0$  до  $Z_n^* = 1$ : а) для чисто активной нагрузки; б) для нагрузки с различными углами

### Выводы.

1) Ошибка в естественной стабилизации выходного тока ИЕП при номинальной активной нагрузке и реальных обмотках дросселей не превышает  $0,08 I_{xx}$  и уменьшается с увеличением угла нагрузки.

При работе на активную нагрузку реактивные элементы ИЕП (дроссели и конденсаторы) могут выбираться на одинаковое рабочее напряжение, равное напряжению питающей сети.

2) При работе на активно-индуктивную нагрузку рабочие напряжения для дросселя и конденсатора должны быть разными: для дросселей – до  $1.5U_c$ , а конденсаторов – до  $U_c$ .

3) Ошибка в естественной стабилизации выходного постоянного тока не превышает  $0,05 I_{xx}$  даже при реальных параметрах реактивных элементов ИЕП.

4) Использование ключевых элементов позволяет строить быстродействующие регулируемые источники постоянного тока с высоким коэффициентом мощности, которые могут служить базой для построения электропривода постоянного и переменного тока.

### **Библиографический список**

1. Системы стабилизированного тока / сб. научн. трудов ИЭД НАНУ. – К.: Наукова думка, 1976. – 175 с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Луциком В.Д.*



*к.т.н. Морозов Д.И.,  
Сонов А.А.,  
к.т.н. Андреева Н.И.,  
Калюжный С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ДИНАМИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ИСТОЧНИКОВ ТОКА НА БАЗЕ ИНДУКТИВНО-ЕМКОСТНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ**

*Наведені результати теоретичних досліджень динамічних характеристик індуктивно-ємнісного перетворювача, отримані перехідні характеристики та передатна функція ІЄП в загальному виді.*

***Ключові слова:** індуктивно-ємнісний перетворювач, джерело струму, передатна функція, динамічні характеристики.*

*Приведены результаты теоретических исследований динамических свойств индуктивно-емкостного преобразователя, получены переходные характеристики и передаточная функция ИЕП в общем виде.*

***Ключевые слова:** индуктивно-емкостной преобразователь, источник тока, передаточная функция, динамические характеристики.*

Имеется ряд областей техники (электролиз. гальванопластика, зарядные устройства, сталеплавильные печи, электропривод), где использование источников тока (ИТ) вместо источников напряжения (ИН) даёт значительный эффект [1]. Однако динамические свойства ИТ на базе индуктивно-емкостного преобразователя (ИЕП) изучены недостаточно полно в связи с несовершенством средств для таких исследований при очень сложных процессах в нём.

**Постановка задачи исследования.** Цель данной работы – определение предельных динамических возможностей таких ИТ, используя мощное современное компьютерное программное обеспечение.

**Материалы и результаты исследований.** Объектом исследований является ИЕП по схеме Штейнметца с выходом на переменном токе, принципиальная схема которого изображена на рисунке 1.

Математическая модель для этого случая представляет систему (1) из шести дифференциальных и шести алгебраических уравнений. Структурная схема по ним изображена на рисунке 2.

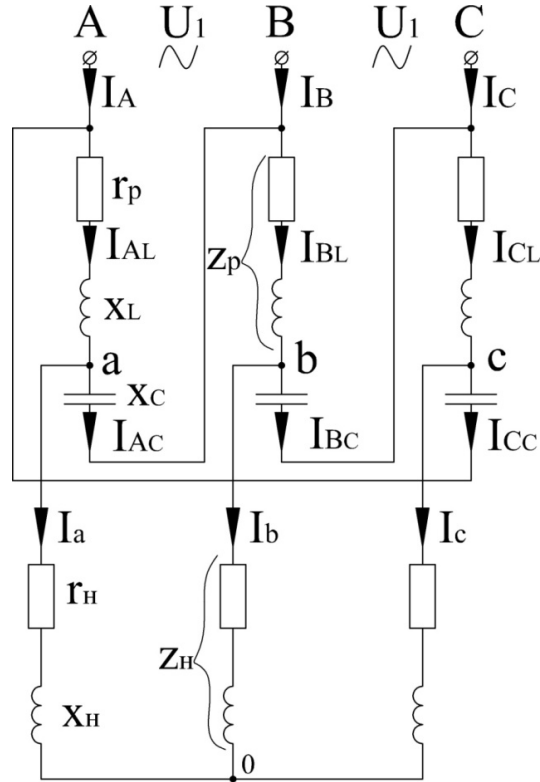


Рисунок 1 – ИЕП по схеме Штейнметца

$$\begin{aligned}
 U_A &= U_m \sin \omega_1 t = i_{A_L} r_p (1 + T_p p) + i_a r_h (1 + T_h p) \\
 U_B &= U_m \sin \left( \omega_1 t - \frac{2\pi}{3} \right) = i_{B_L} r_p (1 + T_p p) + i_b r_h (1 + T_h p) \\
 U_C &= U_m \sin \left( \omega_1 t + \frac{2\pi}{3} \right) = i_{C_L} r_p (1 + T_p p) + i_c r_h (1 + T_h p) \\
 U_{AB} &= \sqrt{3} U_m \sin \left( \omega_1 t + \frac{\pi}{6} \right) = i_{A_L} r_p (1 + T_p p) + i_{A_C} \frac{1}{pC} \\
 U_{BC} &= \sqrt{3} U_m \sin \left( \omega_1 t - \frac{\pi}{2} \right) = i_{B_L} r_p (1 + T_p p) + i_{B_C} \frac{1}{pC} \\
 U_{CA} &= \sqrt{3} U_m \sin \left( \omega_1 t + \frac{7\pi}{6} \right) = i_{C_L} r_p (1 + T_p p) + i_{C_C} \frac{1}{pC} \\
 i_A + i_C &= i_{A_L}; i_B + i_A = i_{B_L}; i_C + i_B = i_{C_L}; \\
 i_{A_L} &= i_a + i_{A_C}; i_{B_L} = i_b + i_{B_C}; i_{C_L} = i_c + i_{C_C};
 \end{aligned} \tag{1}$$

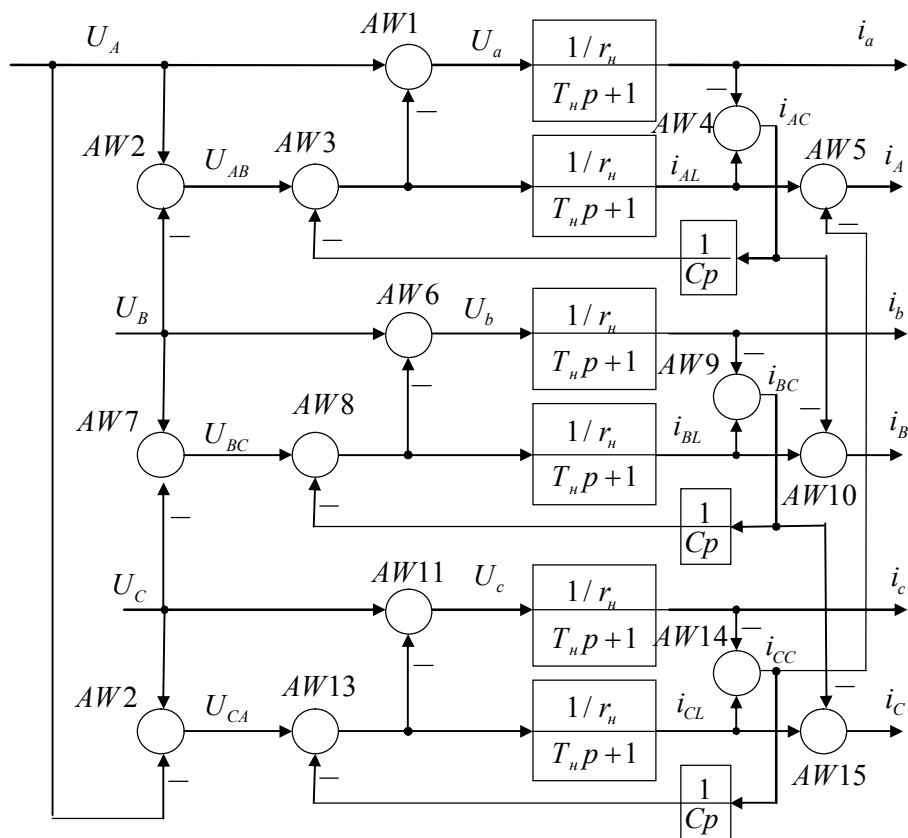


Рисунок 2 – Структурная схема ИЕП с выходом на переменном токе

**Определение передаточной функции ИЕП.** Как видно из схемы на рисунке 2, ИЕП представляет собой достаточно сложное трёхканальное устройство с перекрёстными связями между каналами. Представляет интерес получение передаточной функции (ПФ) такого устройства как по каждому каналу, так и по обобщённому каналу передачи энергии (обобщённый вектор входного напряжения – обобщённый вектор выходного тока). Число вариантов достигает, естественно, девяти – от каждого из трёх входных напряжений ( $U_A, U_B, U_C$ ) на каждый выходной ток ( $i_a, i_b, i_c$ ). Структура схмотехнической модели для исследования ПФ представлена на рисунке 3.

Используя команду `power_analyze` [2] (для линеаризации модели и получения связей между источниками питания и измерителями) и команду преобразования математического описания, получено 9 передаточных функций от каждого входа (фазные напряжения питания ИЕП) к каждому выходу (выходные фазные токи ИЕП). В результате сравнения сигналов токов по схмотехнической модели и по ПФ была обнаружена их идентичность. Было отмечено, что ПФ совпадают определённым образом:

$$W_{AA}(p) = W_{BB}(p) = W_{CC}(p) = W_1(p); W_{BA}(p) = W_{CB}(p) = W_{AC}(p) = W_2(p);$$

$$W_{AB}(p) = W_{BC}(p) = W_{CA}(p) = W_3(p),$$

где  $W_{ij}$  – ПФ с  $i$ -го входа на  $j$ -й выход;

$$W_1(p) = \frac{H_1(p)}{D(p)}; W_2(p) = \frac{H_2(p)}{D(p)}; W_3(p) = \frac{H_3(p)}{D(p)};$$

$$H_1(p) = -h_6 p^6 - h_5 p^5 + 0 \cdot p^4 + h_3 p^3 + h_2 p^2 + 2h_1 p + 2h_0;$$

$$H_2(p) = 2h_6 p^6 + 2h_5 p^5 + h_4 p^4 + h_3 p^3 + 0 \cdot p^2 - h_1 p - h_0;$$

$$H_3(p) = -h_6 p^6 - h_5 p^5 - h_4 p^4 - 2h_3 p^3 - h_2 p^2 - h_1 p - h_0;$$

$$D(p) = d_6 p^6 + d_5 p^5 + d_4 p^4 + d_3 p^3 + d_2 p^2 + d_1 p + d_0;$$

$h_i$  и  $d_i$  – коэффициенты полиномов соответственно числителя и знаменателя.

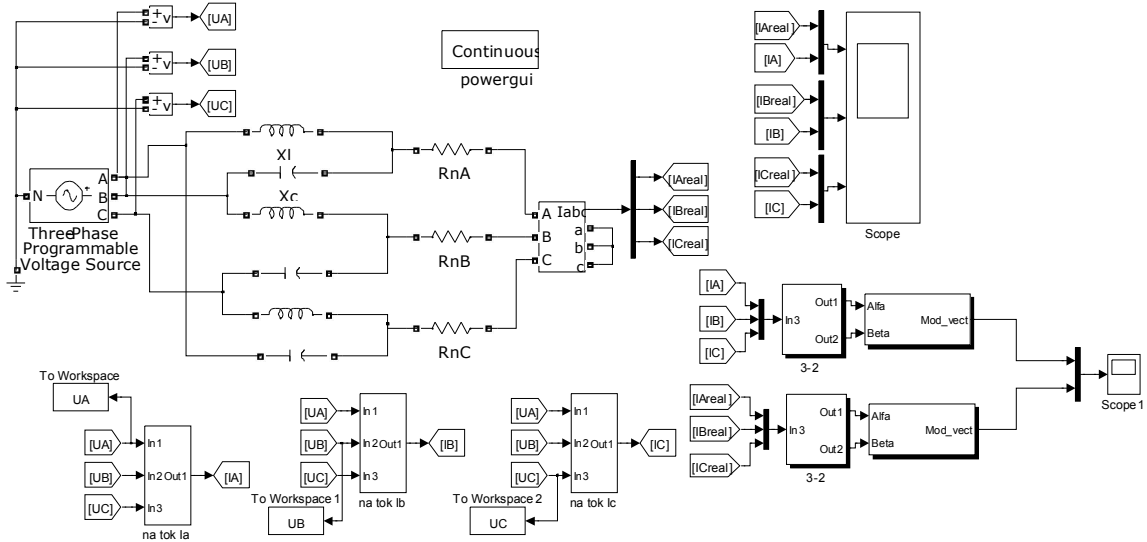


Рисунок 3 – Структура схемотехнической модели для исследований ПФ

Поэтому можем записать матричное уравнение для токов:

$$\begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W_1(p) & W_2(p) & W_3(p) \\ W_3(p) & W_1(p) & W_2(p) \\ W_2(p) & W_3(p) & W_1(p) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} U_A \\ U_B \\ U_C \end{bmatrix}.$$

Согласно полученному уравнению распишем каждый ток в следующем виде:

$$\begin{aligned}
i_a &= W_1(p)U_A + W_2(p)U_B + W_3(p)U_C; \\
i_b &= W_3(p)U_A + W_1(p)U_B + W_2(p)U_C; \\
i_c &= W_2(p)U_A + W_3(p)U_B + W_1(p)U_C.
\end{aligned} \tag{2}$$

Исходя из уравнений (2), можем записать выражение для модуля обобщённого вектора тока:

$$\begin{aligned}
|\vec{i}| &= \sqrt{i_a^2 + i_b^2 + i_c^2} = \sqrt{\left(\frac{2}{3}\left[i_a - \frac{1}{2}(i_b + i_c)\right]\right)^2 + \left(\frac{2}{3}\left[\frac{\sqrt{3}}{2}(i_b - i_c)\right]\right)^2} = \\
&= \frac{2}{3} \sqrt{i_a^2 - i_a(i_b + i_c) + \frac{1}{4}(i_b + i_c)^2 + \frac{3}{4}(i_b - i_c)^2} = \\
&= \frac{2}{3} \sqrt{i_a^2 - i_a i_b - i_a i_c + \frac{1}{4}i_b^2 + \frac{1}{2}i_b i_c + \frac{1}{4}i_c^2 + \frac{3}{4}i_b^2 - \frac{3}{2}i_b i_c + \frac{3}{4}i_c^2} = \\
&= \frac{2}{3} \sqrt{i_a^2 + i_b^2 + i_c^2 - (i_a i_b + i_b i_c + i_c i_a)}.
\end{aligned} \tag{3}$$

Подставим выражения для токов (2) в (3). Знаменатели всех передаточных функций оказались одинаковыми, то есть при подстановке получится, что  $D(p)$  можно вынести из-под знака корня. Таким образом получим:

$$\begin{aligned}
|\vec{i}| &= \frac{2}{3} \cdot \frac{1}{D(p)} \sqrt{(H_1 U_A + H_2 U_B + H_3 U_C)^2 + (H_3 U_A + H_1 U_B + H_2 U_C)^2 + \dots} \\
&\frac{(H_2 U_A + H_3 U_B + H_1 U_C)^2 - (H_1 U_A + H_2 U_B + H_3 U_C)(H_3 U_A + H_1 U_B + H_2 U_C) - \dots}{-(H_3 U_A + H_1 U_B + H_2 U_C)(H_2 U_A + H_3 U_B + H_1 U_C) - (H_2 U_A + H_3 U_B + H_1 U_C) \times \dots} \tag{4} \\
&\frac{1}{(H_1 U_A + H_2 U_B + H_3 U_C)} = \frac{2}{3} \cdot \frac{1}{D(p)} \sqrt{A}.
\end{aligned}$$

После преобразований получим выражение для  $A$ :

$$\begin{aligned}
A &= h_2 u_2 + 2h_1 u_1 - h_1 u_2 - (h_1 + h_2)u_1 = h_2 u_2 + 2h_1 u_1 - h_1 u_2 - h_1 u_1 - h_2 u_1 = \\
&= u_2(h_2 - h_1) + u_1(h_1 - h_2) = u_2(h_2 - h_1) - u_1(h_2 - h_1) = (h_2 - h_1)(u_2 - u_1) = \\
&= (H_1^2 + H_2^2 + H_3^2 - [H_1 H_2 + H_2 H_3 + H_3 H_1]) \times \\
&\times (U_A^2 + U_B^2 + U_C^2 - [U_A U_B + U_B U_C + U_C U_A]).
\end{aligned} \tag{5}$$

Подставим полученное выражение для  $A$  (5) в (4) и получим:

$$\begin{aligned}
|\vec{i}| &= \frac{2}{3} \sqrt{(U_A^2 + U_B^2 + U_C^2 - [U_A U_B + U_B U_C + U_C U_A])} \times \\
&\times \frac{1}{D(p)} \sqrt{(H_1^2 + H_2^2 + H_3^2 - [H_1 H_2 + H_2 H_3 + H_3 H_1])} = \\
&= |\vec{U}| \cdot \frac{1}{D(p)} \sqrt{(H_1^2 + H_2^2 + H_3^2 - [H_1 H_2 + H_2 H_3 + H_3 H_1])} =
\end{aligned}$$

Тогда конечная формула для общей передаточной функции ИЕП будет выглядеть следующим образом:

$$W_{\text{ИЕП}} = \frac{|\vec{i}|}{|\vec{U}|} = \frac{H(p)}{D(p)} = \frac{\sqrt{(H_1^2 + H_2^2 + H_3^2 - [H_1 H_2 + H_2 H_3 + H_3 H_1])}}{D(p)} = \frac{\sqrt{HH(p)}}{D(p)}, \quad (6)$$

$$\begin{aligned}
\text{где } HH(p) &= 9h_6^2 p^{12} + 18h_6 h_5 p^{11} + (9h_5^2 + 9h_6 h_4) p^{10} + (9h_5 h_4 + 9h_6 h_3) p^9 + \\
&+ (9h_5 h_3 + 3h_4^2) p^8 + (9h_4 h_3 - 9h_6 h_1) p^7 + (9h_3^2 - 9h_5 h_1 - 9h_6 h_0 + 3h_4 h_2) p^6 + \\
&+ (-9h_5 h_0 + 9h_3 h_2) p^5 + (3h_2^2 + 9h_3 h_1) p^4 + (9h_2 h_1 + 9h_3 h_0) p^3 + \\
&+ (9h_2 h_0 + 9h_1^2) p^2 + 18h_1 h_0 p + 9h_0^2.
\end{aligned}$$

Можно сделать вывод, что ИЕП с активной нагрузкой является объектом 6-го порядка и описывается ПФ в виде (6). По ней весьма затруднительно сделать общий вывод о влиянии параметров преобразователя и нагрузки на динамику, поскольку корни полиномов числителя и знаменателя в (6) можно получить лишь численными методами. Поэтому значительно проще исследовать динамику ИЕП по переходным характеристикам, используя схемотехническое моделирование в среде SimPowerSystems и Simulink пакета MATLAB.

В качестве примера на рисунке 4 а,б приведены переходные характеристики идеального ( $r_p = 0$ ) и неидеального ( $r_p \neq 0$ ) ИЕП для модуля обобщённого вектора выходного тока.

Как видно, при отсутствии нагрузки идеальный ИЕП (рисунок 4 а) представляет собой консервативное звено, поскольку отсутствует поглощение энергии колебаний. Естественно, интенсивность затухания переходной функции пропорциональна величине отбираемой мощности. Неидеальность реактора (рисунок 4 б), с одной стороны, обеспечивает затухание колебаний выходного тока, но с другой – появление статической ошибки.

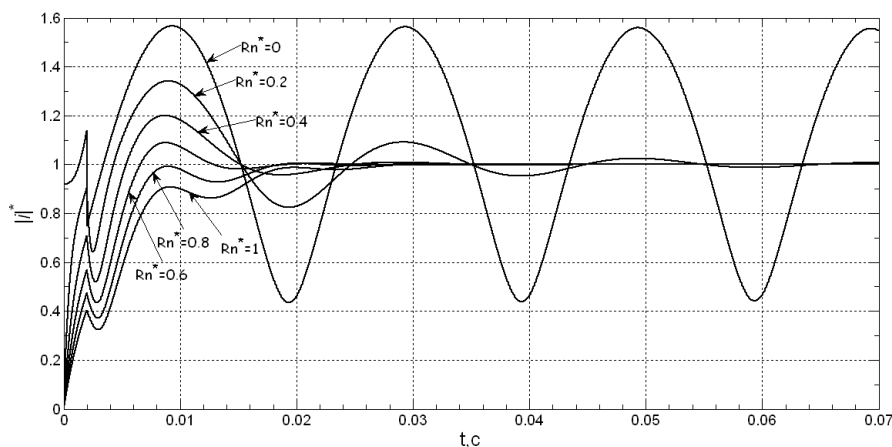
Расстройство резонанса в ИЕП из-за изменения параметров  $x_L, x_C$  вызывает появление статической ошибки в стабилизации выходного то-

ка, величина которой определяется при подстановке в (2) вместо  $\dot{z}_p \rightarrow r_p + j(x_p \pm \Delta x_p)$  и  $\dot{x}_c \rightarrow -j(x_c \pm \Delta x_c)$ . На качество переходных процессов 10%-ное изменение их практически не влияет. То же можно сказать и о «плавании» частоты питающей сети в таких же пределах.

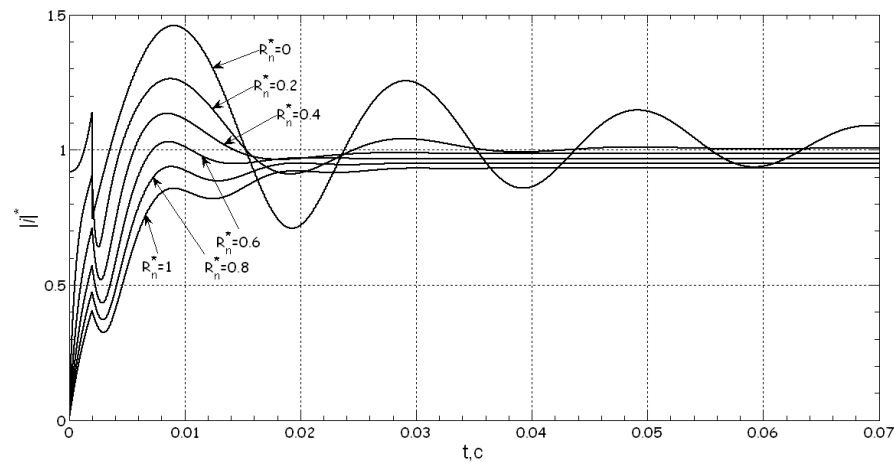
**Динамика ИЕП по каналу возмущения (изменение нагрузки).** Реакция на скачкообразное увеличение нагрузки (рисунок 6) заканчивается практически через период питающего напряжения, что говорит о высоком быстродействии этого устройства. Следует учесть то обстоятельство, что на выходе ИЕП будут использоваться вентильные устройства для регулирования величины выходного тока. Как видно из рисунка 6,а, после увеличения величины активного сопротивления нагрузки ( $t_n = 0,2 \text{ сек}$ ) фазовые сдвиги входного  $i_A$  и выходного  $i_a$  токов остались прежними. При этом входной ток совпадает со входным напряжением ИЕП, т.е. последний электромагнитно совместим с питающей сетью. То же можно сказать и об уменьшении активно-индуктивного сопротивления на выходе (рисунок 6,б). Однако, в этом случае входной ток опережает своё напряжение, что говорит о его емкостном характере. Другими словами, ИЕП с таким видом нагрузки является генератором в сеть реактивного тока (индуктивного характера), что очень важно при дефиците его с работающими рядом трансформаторами и асинхронными машинами.

В обоих случаях величина (амплитуда) выходного тока остаётся практически неизменной.

Характер изменения выходных токов по всем трём фазам демонстрирует рисунок 7 во время появления возмущения. Величина сопротивления нагрузки - активной (а) или активно-индуктивной (б) изменялась скачкообразно в момент времени 0.06 с. Как видно из кривых, процессы при активной нагрузке устанавливаются в течение периода питающего напряжения, а активно-индуктивной – в течении двух периодов. Таким образом, длительность всех электромагнитных процессов в ИЕП не превышает двух периодов питающего напряжения, что при использовании ИЕП в качестве источника питания для ЭП не может существенно повлиять на динамику ЭП, особенно если выходным током ИЕП целенаправленно управлять.

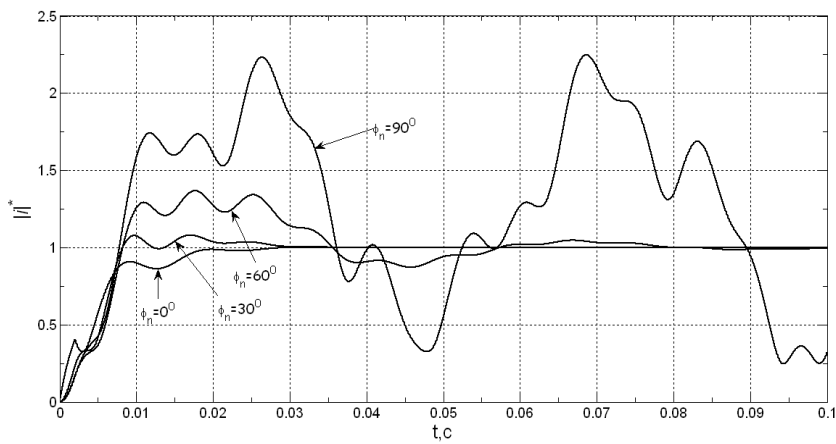


а)

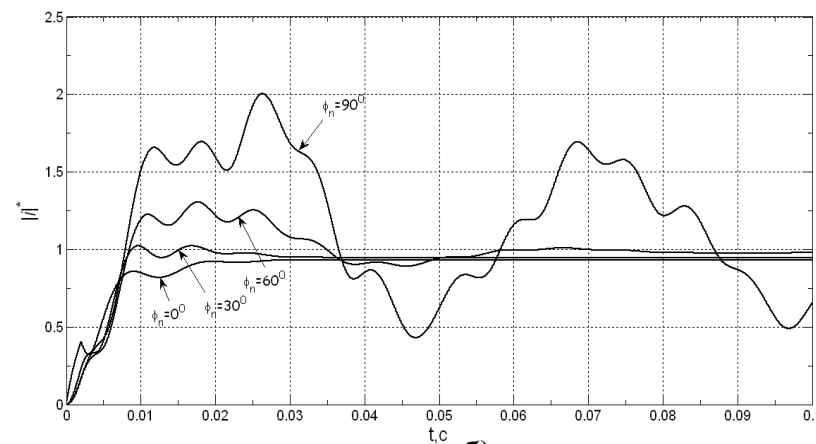


б)

Рисунок 4 – Переходные характеристики ИЕП для модуля обобщённого вектора тока при увеличении нагрузки от  $0.1Z_6$  до  $Z_6$ , ИЕП настроен на резонанс: а)  $r_p = 0$ ; б)  $r_p^* = 0,1$



а)



б)

Рисунок 5 – Переходные характеристики ИЕП для модуля обобщённого вектора тока при изменении угла нагрузки, ИЕП настроен на резонанс: а)  $r_p = 0$ ; б)  $r_p^* = 0,1$



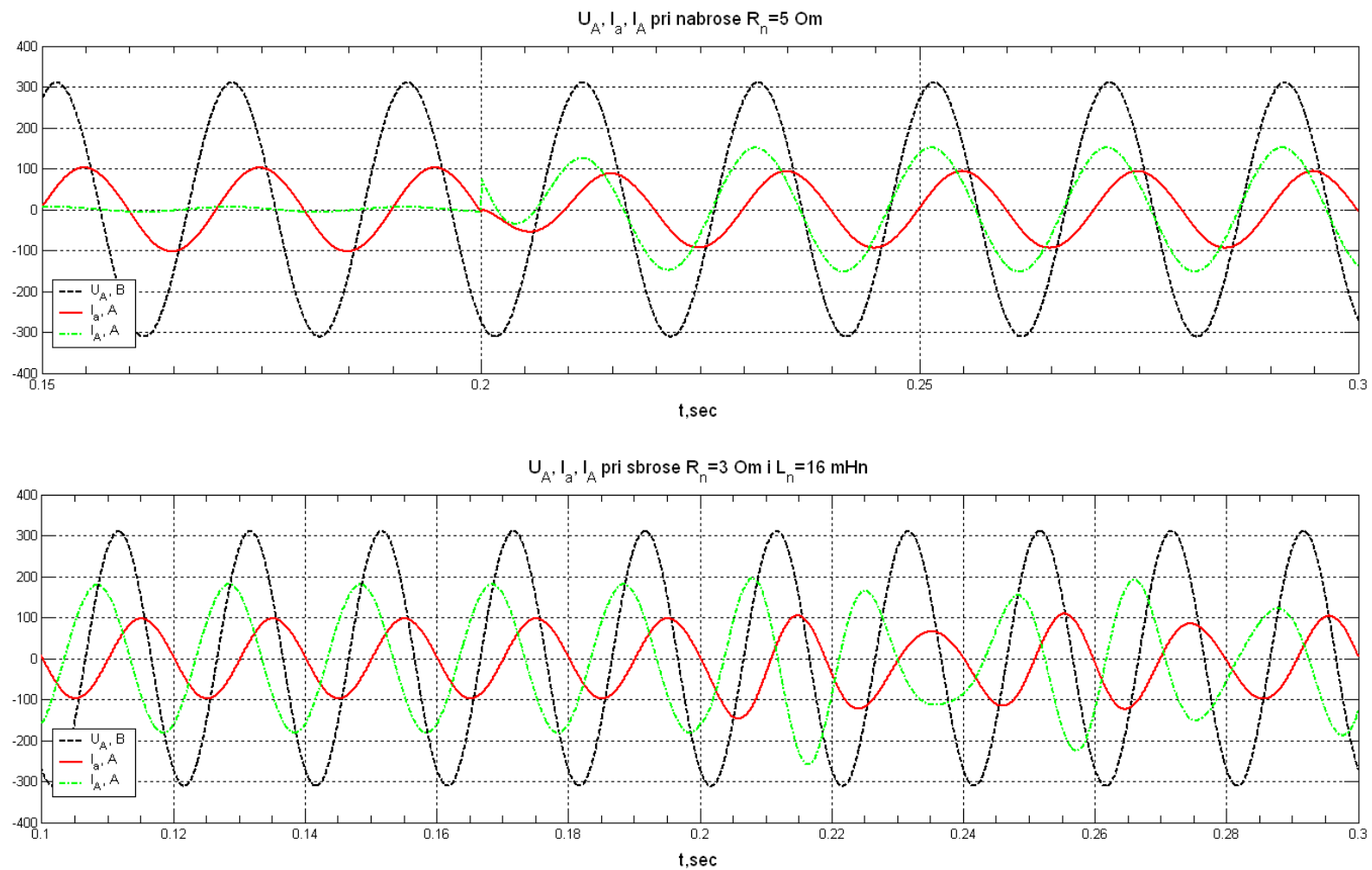


Рисунок 6 – Переходные процессы сброса и наброса нагрузки

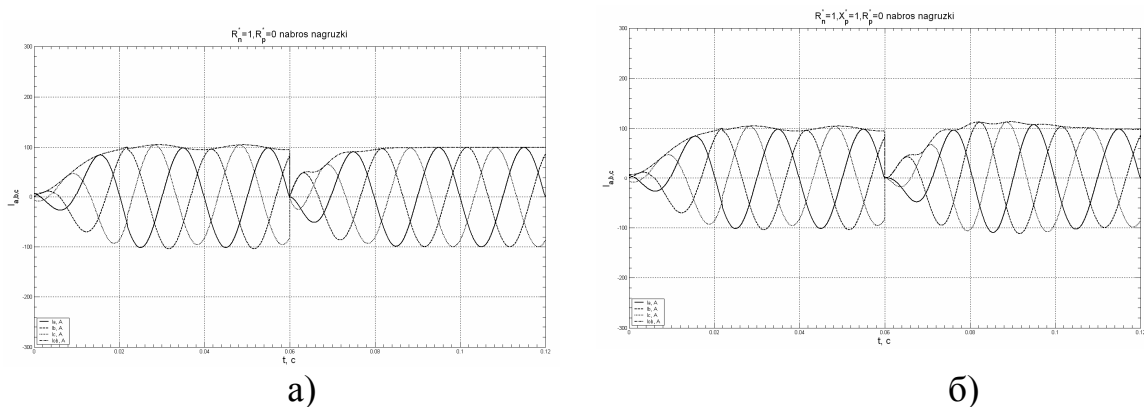


Рисунок 7 – Переходные процессы наброса нагрузки:  
а) активной; б) активно-индуктивной

### Выводы.

- 1) ИЕП с выходом на переменном токе представляет собой динамическое звено 6-го порядка.
- 2) При активной нагрузке все переходные процессы по возмущению заканчиваются в течение одного периода сетевого напряжения, входные токи при этом совпадают с соответствующими сетевыми напряжениями – ИЕП электромагнитно совместим с сетью.
- 3) При активно-индуктивной нагрузке все процессы заканчиваются в течение 1,5-2 периодов, а ИЕП генерирует в сеть реактивную мощность индуктивного характера.

### Библиографический список

1. Системы стабилизированного тока / сб. научн. трудов ИЭД НАНУ. – К.: Наукова думка, 1976. – 175 с.
2. Волков И.В. Электроприводы со стабилизированным током в силовых цепях / И.В. Волков., В.Н. Исаков. – М.: Радио и связь, 1991. – 216 с.
3. Анохин В.В. Модели динамических систем: технологии построения в MATLAB / Анохин В.В. // Математика в приложения. - 2003. - № 4(4). – С. 54-59.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Лушиком В.Д.*

*к.т.н. Саратовский Р.Н.,  
Прончатова Т.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПРИНЦИП ПОСТРОЕНИЯ ВЫСОКОЧАСТОТНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ДЛЯ ИНДУКЦИОННОЙ НАПЛАВКИ**

*Розглянуто особливості побудови високочастотного перетворювача на базі інвертора напруги для забезпечення багатостадійного процесу індукційного наплавлення твердих сплавів.*

***Ключові слова:** високочастотний перетворювач, інвертор напруги, індукційне наплавлення, багатостадійний процес.*

*Рассмотрены особенности построения высокочастотного преобразователя на базе инвертора напряжения для обеспечения многостадийного процесса индукционной наплавки твердых сплавов.*

***Ключевые слова:** высокочастотный преобразователь, инвертор напряжения, индукционная наплавка, многостадийный процесс.*

**Введение.** В промышленных технологиях электротермической обработки металлов и металлопродукции все шире используются электротехнологические системы высокочастотной индукционной термообработки металлов на основе транзисторных источников питания, из-за их существенных энергетических и технологических преимуществ. Транзисторные источники обеспечивают электропитание индукционных установок токами частотой десятки – сотни кГц и комплексов мощностью десятки - сотни киловатт, реализуя при этом быстродействующее регулирование режимов электротермической обработки.

В последние годы активно разрабатываются специализированные индукционные технологии для реализации процессов, в которых необходимо регулирование питающего тока и его стабильность при изменении параметров нагрузки в широких пределах. К таким процессам можно отнести индукционную наплавку. Следует отметить, что в настоящее время в производстве автомобилей и тракторов, почвообрабатывающих механизмов, деталей железнодорожной транспортной техники и других отраслях машиностроения 93% всех наплавочных работ выполняются с помощью индукционной наплавки.

Для индукционной наплавки рекомендуется применять высокочастотные установки с мощностью, потребляемой индуктором, не ниже

30 кВт, колебательной мощностью не ниже 60 кВт и частотой тока 0,066-0,44 МГц.

Сущность индукционной наплавки заключается в нагреве наплавляемой поверхности с помощью индуктора, локализации энергии в поверхностном слое и расплавлении его вместе с порошковым наплавочным материалом, нанесенным на восстанавливаемую поверхность. Индукционная наплавка позволяет значительно снизить стоимость деталей при замене высоколегированных сталей среднеуглеродистыми и низколегированными, при этом повышается износостойкость, ударная прочность, коррозионная стойкость и поверхностная твердость деталей.

**Анализ исследований и публикаций.** Для решения задач, связанных с построением источников питания для индукционной наплавки, всё чаще находят применение схемы со структурой построения в виде неуправляемого выпрямителя и регулируемого инвертора напряжения с высокоточным алгоритмом регулирования. Инвертор обычно собран на транзисторах типа IGBT или MOSFET и нагружен через согласующий трансформатор на последовательно соединенные конденсатор и индуктор. Данная структура построения преобразователя отличается простой силовой части, но в тоже время сложной системой управления. Нормальная работа такого преобразователя обеспечивается при условии, что выходной ток и мощность потерь силовых элементов не превышают допустимого значения. Для обеспечения технологических режимов, связанных с индукционной наплавкой, как правило, необходимо осуществлять регулирование и стабилизацию выходного тока при изменении параметров нагрузки, а следовательно и выходного напряжения и мощности преобразователя. Существуют различные способы регулирования выходного тока высокочастотного преобразователя на базе мостового инвертора напряжения, работающего в частотном диапазоне десятки – сотни кГц [1 - 3].

Одним из таких способов регулирования выходного тока (мощности) является частотное регулирование, которое основано на изменении частоты управления. В этом случае регулирование можно осуществлять путем изменения частоты, как в большую, так и в меньшую сторону от резонансной частоты. Для такого способа регулирования рекомендуется изменять частоту в диапазоне от  $f_{\max}$  до  $f_{\text{рез}}$ , где  $f_{\max}$  и  $f_{\text{рез}}$  – соответственно максимальная и резонансная выходная частота ( $f_{\max} > f_{\text{рез}}$ ). В этом случае из регулировочной характеристики преобразователя следует, что величина выходного тока зависит от частоты управления и добротности резонансного контура. Недостатком частотного регулирования является необходимость изменения частоты, диапазон которого может выйти за границы допустимых значений [1].

Широко распространенным способом регулирования выходного тока инвертора является широтно-импульсная модуляция (ШИМ). В этом случае алгоритм управления транзисторами осуществляется при частоте переключения, соответствующей резонансной частоте и однократной ШИМ. Соответствие частоты переключения транзисторов резонансной частоте колебательного контура позволяет получить максимальную мощность нагрузки. Недостатком ШИМ регулирования является наличие динамических потерь мощности при включении транзисторов и выключении диодов. Однако при ШИМ регулировании динамические потери больше чем при частотном способе [1].

Ещё одним способом является широтно-частотный способ регулирования, основанный на совмещении широтно-импульсной модуляции и частотного регулирования. В этом случае изменяется и частота, и ширина импульсов при двух алгоритмах переключения транзисторов [2].

На практике часто применяется комбинированный способ регулирования. Он заключается в одновременном регулировании значения напряжения питания инвертора и автоматической подстройкой частоты управления на резонансную частоту колебательного контура. Для преобразователей мощностью до 10 кВт регулирование напряжения питания инвертора осуществляется преобразователем постоянного напряжения с широтно-импульсным регулированием. Для такого способа регулирования динамические потери в транзисторах инвертора минимальные, а регулирование выходного тока осуществляется по линейному закону [3].

**Постановка задачи.** Обычно для индукционной наплавки применяют высокочастотные преобразователи на базе резонансных инверторов напряжения и инверторов тока, для которых постоянная нагрузка встречается очень редко [4]. Поэтому существует проблема согласования преобразователя с нагрузкой, связанная с проведением сложного процесса наплавки, состоящего из несколько стадий технологического процесса.

Многостадийные процессы нуждаются в особенном изменении параметров питания по нелинейному закону, который определяется спецификой электротехнологии, включающей этапы, где существует необходимость как стабилизировать, так и регулировать попеременно мощность, входной ток или напряжение. Регулирование осложняется еще и тем, что его необходимо осуществлять в широком диапазоне в условиях неоднозначных внешних воздействий.

В связи с этим возникает необходимость создания регулируемого высокочастотного преобразователя, который мог бы обеспечить качественный многостадийный процесс индукционной наплавки в условиях быстрого изменения параметров нагрузки и возможного изменения на-

пряжения питающей сети. Разработка такого преобразователя является актуальной задачей и имеет большое теоретическое и практическое значение.

Поэтому в настоящей статье рассматриваются принципы построения высокочастотного преобразователя на базе резонансного инвертора напряжения, позволяющего обеспечить многостадийный процесс индукционной наплавки твердых сплавов.

### **Изложение материала и полученные результаты.**

От правильного выбора режима индукционной наплавки во многом зависит структура основного и наплавленного металлов, конфигурация слоя твердого сплава и, в конечном итоге свойства наплавленной детали. Продолжительность наплавки является основным параметром, определяющим производительность и экономичность процесса. Она определяется мощностью имеющихся высокочастотных установок, толщиной требуемого слоя твердого сплава и физическими свойствами наплавочной шихты.

Сложный комплекс явлений, происходящий при индукционной наплавке, можно разделить на следующие стадии:

1. Нагрев основного металла до температуры плавления шихты.
2. Расплавление флюсов.
3. Взаимодействие основного металла, флюсов и твердого сплава между собой и с атмосферой.
4. Нагрев и расплавление металлической части шихты.
5. Формирование наплавленного слоя в период кристаллизации.
6. Охлаждение в верхнем интервале температур, сопровождаемое диффузионными процессами.
7. Охлаждение в нижнем интервале температур, когда диффузионные процессы практически не происходят.

На рисунке 1 представлен типовой график для многостадийного процесса наплавки твердых сплавов.

Как видно из графика время цикла наплавки имеет семь стадий  $\Delta t_1 - \Delta t_7$ . Причём одновременно в течении первых трёх стадий происходит подача флюса, а в течении последних двух стадий происходит подача воды. Кроме этого для каждой стадии имеется определённое значение напряжения на индукторе, которое должно стабилизироваться. Поэтому высокочастотный преобразователь должен обладать глубиной регулирования выходного напряжения в пределах 200 – 750 В. Кроме этого его система управления должна контролировать своевременный и безопасный переход с одной стадии на другую и обеспечивать стабилизацию (или регулирование) определенного значения выходного напряжения (выходного тока или мощности) на каждой стадии. Выбор регулируемого параметра на каждой стадии зависит от

технологии наплавки определенного типоразмера деталей. Для обеспечения регулировки или стабилизации выходных параметров в преобразователе должны быть предусмотрены различные способы регулирования (а может и один), вступающие в работу на определенных стадиях наплавки в зависимости от заданного технологического цикла. При этом необходимо учитывать, чтобы алгоритм управления обеспечивал оптимизирующие процессы переключения транзисторов с целью снижения коммутационных потерь, которые на высоких частотах являются основными и определяют нагрузочную способность приборов [5].

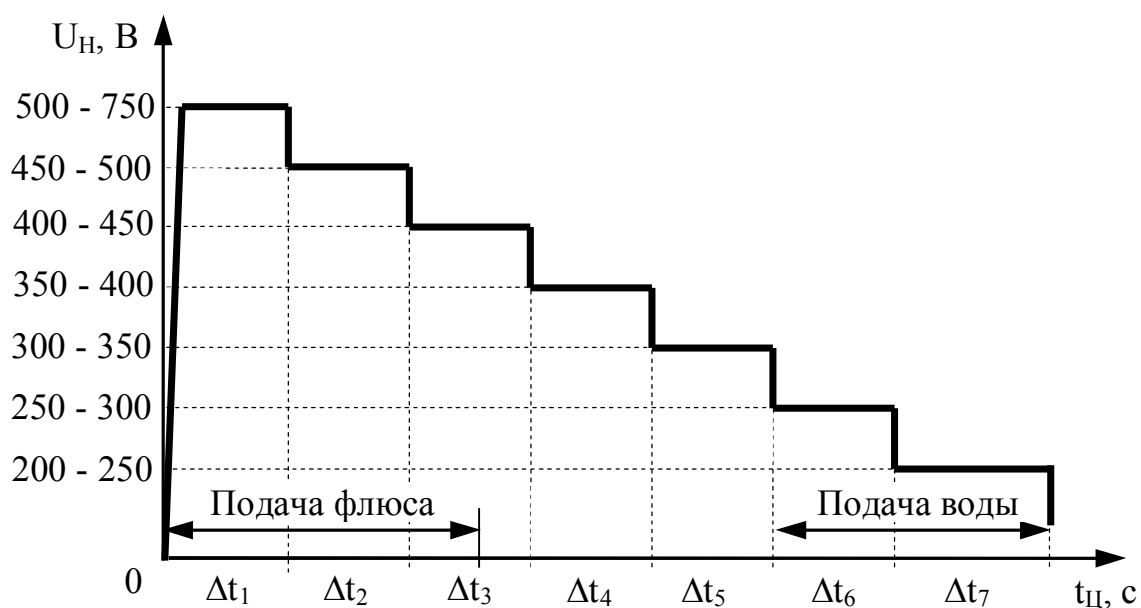


Рисунок 1 – График для многостадийного процесса наплавки твердых сплавов

Поэтому система управления преобразователем выполняет главную роль в обеспечении многостадийного технологического процесса и отвечает за режим работы преобразователя на каждой стадии. Поскольку на различных стадиях возникает необходимость (в зависимости от технологического процесса) или стабилизировать, или регулировать попеременно мощность, напряжение или ток нагрузки, то в системе управления должны быть соответствующие каналы обработки сигналов обратной связи по этим параметрам. Кроме этого к алгоритму управления инвертором предъявляются и основные требования по защите, а именно обеспечение плавного запуска и остановку преобразователя, ограничение зарядного тока накопительной ёмкости, непрерывный контроль режимов работы транзисторов и конденсаторов инвертора с авто-

матическим ограничением от недопустимых режимов, остановку при возникновении предаварийных режимов, сигнализацию появления ограничений и аварийной остановки и т.п. [6].

Таким образом сформулируем основные требования к преобразователю в установках индукционной наплавки:

1. Преобразователь должен энергетически эффективно работать при изменении в широком диапазоне параметров индукционной нагрузки в заданном диапазоне частот на различных стадиях в ходе технологического процесса.

2. Преобразователь должен обеспечивать глубокое регулирование выходной мощности с выбором закона (стабилизация или по программе) и параметра регулирования (мощность, ток, напряжение).

Предлагается рассмотреть структуру построения и принцип работы высокочастотного преобразователя предназначенного для многостадийной наплавки твердых сплавов, функциональная схема такого преобразователя приведена на рисунке 2.

Как уже было отмечено, силовая схема преобразователя состоит из выпрямителя (В), (обычно из неуправляемого на диодах) и мостового резонансного инвертора напряжения на транзисторах VT1 – VT4 типа MOSFET с обратными диодами VD1 – VD4. Согласование инвертора с индукционным нагревателем, как правило, осуществляется без управляемых элементов с помощью компенсирующей емкости  $C_H$  и высокочастотного согласующего трансформатора TV1. Иногда используются силовые контакторы для подстройки компенсирующей емкости или витков трансформатора, осуществляющие переключение в паузах протекания тока. Для реализации перехода с одной стадии на другую, путём регулирования напряжения питания инвертора, применяется импульсный преобразователь постоянного напряжения (ИППН) понижающего типа. ИППН состоит из входного фильтрующего конденсатора C1, ключевого элемента на транзисторе типа IGBT, обратного диода VD1 и сглаживающего выходного LC-фильтра, собранного из дросселя L1 и конденсатора C2. Алгоритм работы системы управления ИППН (СУИП) основан на принципе широтно-импульсного регулирования, при котором выходное его напряжение прямопропорционально величине управляющего сигнала  $U_{упр}$ .



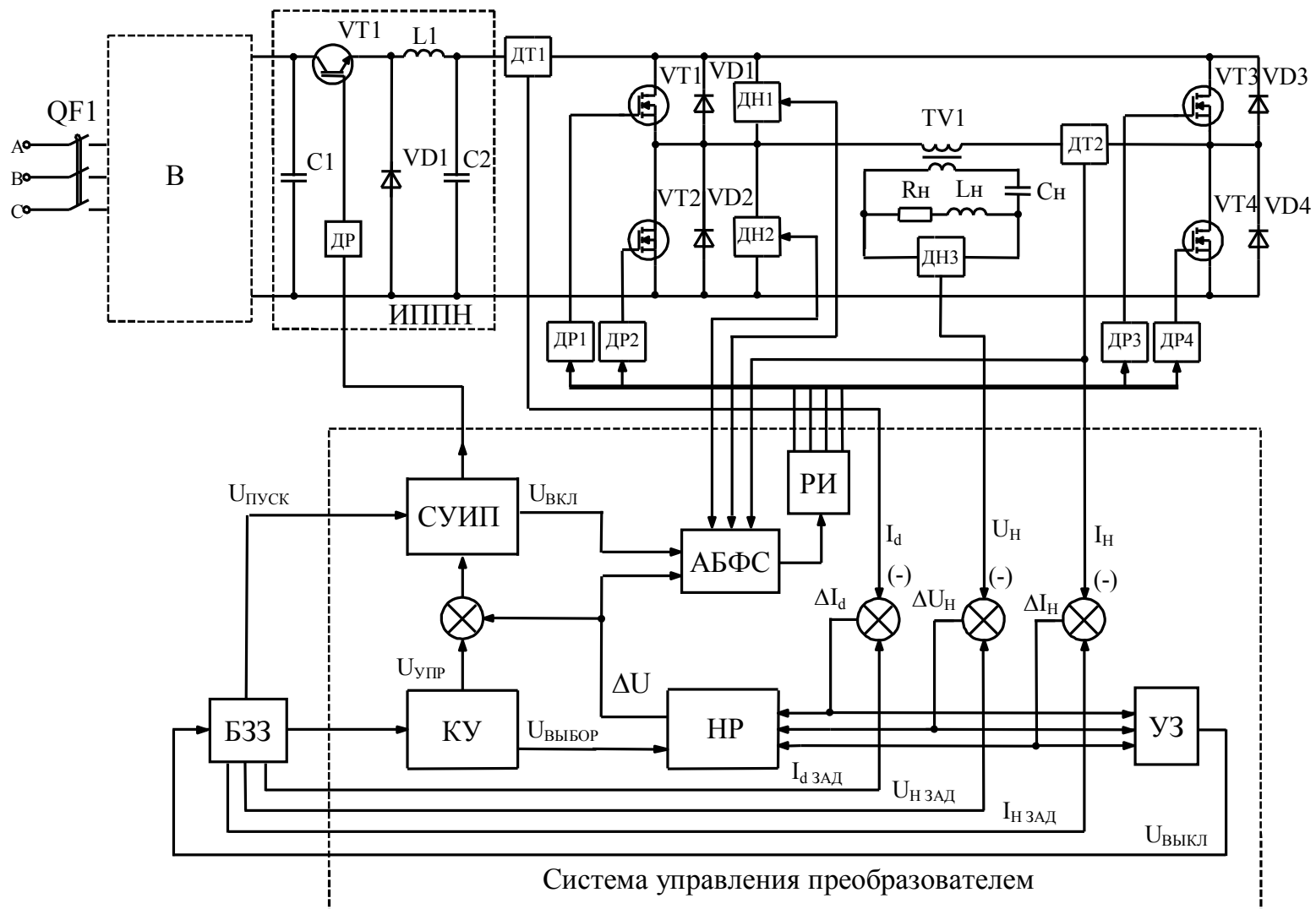


Рисунок 2 - Функциональная схема преобразователя

Работа преобразователя начинается с ввода технологических параметров с блока задания и запуска (БЗЗ) в контроллер управления режимом наплавки (КУ). Как только в КУ введены данные о технологическом цикле (время наплавки, количество стадий, какой параметр и его значение необходимо стабилизировать и на какой стадии, если регулировать, то глубину регулирования) с БЗЗ при нажатии на кнопку «ПУСК» поступает команда  $U_{\text{ПУСК}}$  в СУИП. После чего на выходе ИППН напряжение плавно нарастает, тем самым осуществляется ограничение зарядного тока выходной накопительной ёмкости и предотвращает перенапряжения на транзисторах инвертор в момент пуска. Как только включился ИППН, с некоторой задержкой из СУИП поступает сигнал  $U_{\text{ВКЛ}}$  в систему управления инвертором на его включение. Как видно из графика на рисунке 1 переход с одной стадии на другую сопровождается значительным изменением напряжения на индукторе с последующей его стабилизацией. Поэтому для перехода со стадии на стадию, т.е. для грубой настройки выходного напряжения, согласно алгоритма загруженного в КУ, по его выходному управляющему сигналу  $U_{\text{УПР}}$ , поступающего в СУИП изменяется напряжение питания инвертора и соответственно его входной ток, напряжение и ток индуктора.

Для контроля режима работы преобразователя во время процесса наплавки в силовую схему установлены соответствующие датчики, через которые осуществляется обратная связь с технологическим процессом, а их выходные сигналы служат для контроля и регулирования текущего режима работы.

При неизменном напряжении питания инвертора, по входному току инвертора можно косвенно контролировать мощность преобразователя, что часто необходимо в установках индукционного нагрева. Для этого в цепь входного тока инвертора установлен датчик тока ДТ1, например датчик Холла. По величине его выходного сигнала  $I_d$ , пропорционального контролируемому току, регулируется или стабилизируется мощность преобразователя. В случае превышения её максимально-допустимого уровня срабатывает узел защиты (УЗ) и по его выходному сигналу  $U_{\text{ВЫКЛ}}$  преобразователь либо отключается либо переходит в режим ограничения мощности.

По коммутирующему току инвертора можно контролировать ток через ключевые элементы (транзисторы и диоды), а также пропорциональный ему ток нагрузки. Для этого в диагональ моста инвертора в цепь первичной обмотки согласующего трансформатора TV1 установлен датчик тока ДТ2, выполненный на трансформаторе тока. По величине его выходного сигнала  $I_H$ , пропорционального коммутирующему току, регулируется или стабилизируется значение тока нагрузки и одно-

временно тока через ключевые элементы, а с помощью УЗ также ограничивается его максимальное значение.

Для контроля значения напряжения на индукторе в цепь нагрузки установлен датчик напряжения ДНЗ выполненный на высокочастотном понижающем трансформаторе. По величине его выходного сигнала  $U_H$ , регулируется или стабилизируется значение напряжения на индукторе и также одновременно УЗ осуществляет ограничение его максимального значения.

Для более точного режима стабилизации или регулирования любого из параметров  $I_d$ ,  $I_H$  или  $U_H$  применяется управление инвертором по определённым алгоритму регулирования. Для этого в системе управления предусмотрены элементы сравнения по соответствующим параметрам, которые сравнивают текущие значения с заданными  $I_{d\text{ зад}}$ ,  $I_{H\text{ зад}}$  и  $U_{H\text{ зад}}$  и выдают соответственно разностные сигналы  $\Delta I_d$ ,  $\Delta I_H$  и  $\Delta U_H$ . Эти сигналы поступают на нелинейный регулятор (НР). Одновременно в НР с КУ поступает сигнал  $U_{\text{выбор}}$ , по которому НР осуществляет выбор регулирующего параметра. Здесь же осуществляется выбор, каким способом необходимо производить регулировку и в зависимости от алгоритма режима технологического цикла, загруженного из БЗЗ. В результате на выходе формируется результирующий сигнал рассогласования регулируемого параметра  $\Delta U$ , который отвечает за величину, которую необходимо регулировать на данной стадии. Сигнал  $\Delta U$  поступает через сумматор в СУИП одновременно с сигналом  $U_{\text{упр}}$ , а также в систему управления инвертором. По этому сигналу в инверторе осуществляется регулировка либо частоты либо фазы, в случае если этой регулировки не достаточно, то этим сигналом происходит корректировка выходного напряжения ИППН. При регулировании выходной мощности и для обеспечения оптимального режима работы инвертора на переменную нагрузку с минимальными коммутационными потерями в транзисторах инвертора напряжения его система управления должна постоянно согласовывать частоту работы инвертора с частотой нагрузочного контура, обеспечивая минимальную индуктивную расстройку [5]. В этом случае возможно использовать частотное и фазовое регулирование. В обоих случаях система управления инвертором должна сама подстраивать частоту и фазу импульсов управления с учетом изменения параметров индукционной нагрузки. Для этого применяется частотный способ с независимым возбуждением и системой фазовой автоподстройкой, которая состоит из генератора управляемого напряжением и фазового компаратора. Применение устройства фазовой автоподстройки частоты (ФАПЧ) диктуется высокой добротности резонансного нагрузочного контура (5 ... 20), поскольку при малейшем изменении частоты управления происходит резкое изменение выходной мощности.

Однако ФАПЧ имеет в своей структуре фильтр низких частот, который уменьшает быстродействие системы и требует увеличения минимального фазового рассогласования, необходимого для мягкой коммутации транзисторов в динамических режимах, что снижает КПД преобразователя. Поэтому предлагается использовать автоподстройку частоты с адаптивным блоком задания фазового сдвига (АБФС) между выходным током и напряжением инвертора, построенный по принципу самовозбуждения, который лишен этих недостатков.

Для реализации самовозбуждения с автоподстройкой частоты в силовую схему вводятся датчики напряжения ДТ1 и ДТ2, контролирующие напряжения на транзисторах одной инверторной стойки VT1 и VT2, а также датчик тока ДТ2, контролирующий коммутирующий ток. С помощью этих датчиков контролируется сдвиг фаз между током транзистора и его напряжением.

Принцип самовозбуждения основан на том, что отслеживается изменения резонансной частоты нагрузочного контура, связанные с изменением параметров индуктора в ходе технологического процесса и постоянно подстраивается частота работы инвертора, обеспечивая оптимальное рассогласование. Частота работы инвертора полностью определяется собственной частотой нагрузочного контура. Такой принцип управления полностью обеспечивает оптимальную коммутацию силовых транзисторов при динамических процессах, характерных для установок индукционного нагрева. К таким процессам можно отнести скачки сетевого напряжения, вызванные, например, включением мощных электроустановок или авариями в сетях электроснабжения, изменения частоты колебательного контура и его активного сопротивления, обусловленные температурной зависимостью электрических параметров индукционной нагрузки, межвитковые замыкания в индукторе, кратковременные короткие замыкания индуктора характерные, например, для технологии сварки труб, извлечение детали из индуктора и т.д.

**Выводы.** В результате работы предложена структура построения высокочастотного источника питания на базе инвертора напряжения с системой автоматической подстройкой частоты по принципу самовозбуждения, которая обеспечивает оптимальную коммутацию силовых транзисторов и устойчивую работу инвертора напряжения в различных динамических режимах, характерных для многостадийного процесса индукционной наплавки твердых сплавов.

Предложенная структура построения позволит разрабатывать надежные, высокоэффективные, универсальные источники питания для различных индукционных технологий.

### **Библиографический список**

1. Способы регулирования тока транзисторного инвертора напряжения с последовательным резонансным контуром на выходе / Н.Н. Юрченко, П.Н. Шевченко, В.Я. Гуцалюк [та ін.] // *Технічна електродинаміка. Тем. вип. "Силовая електроніка та енергоефективність"*. – 2002. – Ч.1. – С. 79 – 81.
2. Частотный и широтно-частотный способы регулирования транзисторным инвертором напряжения с последовательным резонансным контуром на выходе / В.Я. Гуцалюк, П.Н. Шевченко, И.О. Слесаревский, П.Ю. Герасименко // *Технічна електродинаміка*. – 2006. – №6. – С. 25 – 29.
3. Источник высокочастотного тока для установок индукционных технологий / Н.Н. Юрченко, П.Н. Шевченко, В.Я. Гуцалюк, И.О. Слесаревский // *Технічна електродинаміка. Тем. вип. "Силовая електроніка та енергоефективність"*. – 2000. – Ч.2. – С. 22 – 23.
4. Васильев А.С. Источники питания электротермических установок / Васильев А.С., Гуревич С.Г. Иоффе Ю.С. - М.: Энергоатомиздат, 1985. - 248с.
5. Бондаренко Д.Н. Коммутационные процессы в транзисторных инверторах для индукционного нагрева / Д.Н. Бондаренко, С.В. Дзлиев, Д.А. Патанов // *Изв. ГЭТУ*. – 1996. – № 497. – С. 98-110.
6. Глебин А.Г. Система управления и защиты высокочастотного транзисторного преобразователя / А.Г. Глебин, Р.Н. Саратовский, В.И. Ушаков // *Сборник научных трудов ДонГТУ*. – 2009. – №. 29. – С. 337 – 346.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Заблудским Н.Н.**

*к.т.н. Саратовский Р.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **АНАЛИЗ РАБОТЫ ПОЛУМОСТОВОГО РЕЗОНАНСНОГО ИНВЕРТОРА НА ИНДУКЦИОННУЮ НАГРУЗКУ**

*Проаналізовано вплив параметрів реактивних елементів напівмостового резонансного інвертора на його комутаційну стійкість і навантажувальну здатність при зміні параметрів навантаження і частоти управління.*

**Ключові слова:** *індукційне нагрівання, резонансний інвертор, комутаційна стійкість, індукційне навантаження.*

*Проанализировано влияние параметров реактивных элементов полумостового резонансного инвертора на его коммутационную устойчивость и нагрузочную способность при изменении параметров нагрузки и частоты управления.*

**Ключевые слова:** *индукционный нагрев, резонансный инвертор, коммутационная устойчивость, индукционная нагрузка.*

**Проблема и её связь с научными и практическими задачами.** В настоящее время для питания электротермических установок широко используются тиристорные преобразователи частоты (ТПЧ), выполненные на основе инвертора тока или резонансного инвертора. В свою очередь резонансные инверторы могут быть построены по двухмостовой, мостовой или полумостовой схемах. Работа таких преобразователей зачастую характеризуется резкой зависимостью энергетического и коммутационного режимов инвертора от изменения параметров индукционной нагрузки в ходе технологического процесса. Особенно значительное изменение параметров нагрузки проявляется при плавке ферромагнитных металлов в индукционной плавильной печи [1, 2]. Это говорит о том, что если настроить преобразователь в начале нагрева на номинальную мощность, то за процесс нагрева металла изменятся параметры индукционной нагрузки и ТПЧ изменит свой режим работы, что может привести к снижению мощности, генерируемой преобразователем и, как следствие, снижению коэффициента использования ТПЧ по мощности, а также к изменению вольтамперных и коммутационных показателей элементов инвертора ТПЧ, вплоть до возможности появления нежелательных или даже аварийных режимов.

В этом случае для работы с изменяющейся нагрузкой за период индукционного нагрева возникает необходимость правильного и оптимального выбора параметров реактивных и ключевых элементов инвертора с непрерывным согласованием его с нагрузкой. Правильный выбор элементов и автоматическое согласование позволяет получить оптимальный режим работы ТПЧ и повысить надёжность электротермической установки в целом. Для этого разрабатывают различные схемные решения силовой части инвертора и вводят в состав установок индукционного нагрева специальное устройство согласования, обеспечивающее приемлемые электромагнитные процессы в преобразователе, необходимую мощность, передаваемую в нагрузку, или максимальное использование установленной мощности ТПЧ, что особенно актуально для установок индукционной плавки ферромагнитных металлов.

**Анализ исследований и публикаций.** Существуют различные схемные решения резонансных инверторов [3-5] и способов согласования ТПЧ с нагрузкой, приводящих к улучшению использования установленной мощности преобразователя [6-8]. В работе [3] предложены методы повышения мощности мостовых резонансных инверторов с удвоением частоты для индукционных установок. Здесь приведены результаты исследований математической модели резонансного инвертора с удвоением частоты при различных вариантах распределения параметров реактивных элементов. Получены характеристики, позволяющие выбрать оптимальное распределение параметров инвертора с точки зрения передачи максимальной мощности в нагрузку. В работе [4] предложены методы повышения коммутационной устойчивости ТПЧ на основе мостовых резонансных инверторов с удвоением частоты для электротермии. Здесь предложены схемные решения цепей рекуперации энергии, в которых реализован принцип ограничения напряжения на нагрузке на различных уровнях. Приведены результаты исследований математических моделей данных схемных решений и получены их характеристики, которые подтверждают, что коммутационная устойчивость сохраняется в широком диапазоне изменения нагрузки. В работе [5] рассмотрены способы обеспечения допустимых режимов работы вентиля в ТПЧ для индукционного нагрева металлов и предложена универсальная адаптивная структурная схема ТПЧ к изменению параметров нагрузки в широком диапазоне.

Рассматривая характеристики резонансных инверторов и их схем, можно отметить общую для них особенность - резкую зависимость от нагрузки, как выходного напряжения, так и параметров, определяющих коммутационную устойчивость т.е. допустимую работу вентиля, в частности, время восстановления их запирающих свойств, напряжение на вентиле, ток через вентиль [1, 2]. Это обстоятельство усложняет исполь-

зование ТПЧ с резонансным инвертором при индукционном нагреве, где строго постоянная нагрузка встречается очень редко. Поэтому правильный выбор параметров элементов инвертора очень важен для безаварийной работы преобразователя и установки в целом.

Если рассматривать применение ТПЧ для установок индукционного нагрева на основе резонансных инверторов, то для установок мощностью до 50 кВт целесообразно использовать полумостовой инвертор, от 50 до 320 кВт обычно используют мостовой инвертор, выше 320 кВт можно применить двухмостовой инвертор, но целесообразней инвертор тока. Анализ работы мостового и двухмостового инверторов очень хорошо освещены в литературе [1 - 9], поэтому остановимся и проанализируем работу полумостового резонансного инвертора.

**Целью настоящей работы** является определение влияния параметров реактивных элементов полумостового резонансного инвертора на его коммутационную устойчивость и нагрузочную способность при изменении параметров нагрузки и частоты управления.

**Изложение материала и его результаты.** В настоящей работе приведены результаты исследований математической модели полумостового резонансного инвертора, схема которого представлена на рисунке 1, получены его нагрузочные и регулировочные характеристики при различных соотношениях реактивных элементов инвертора.

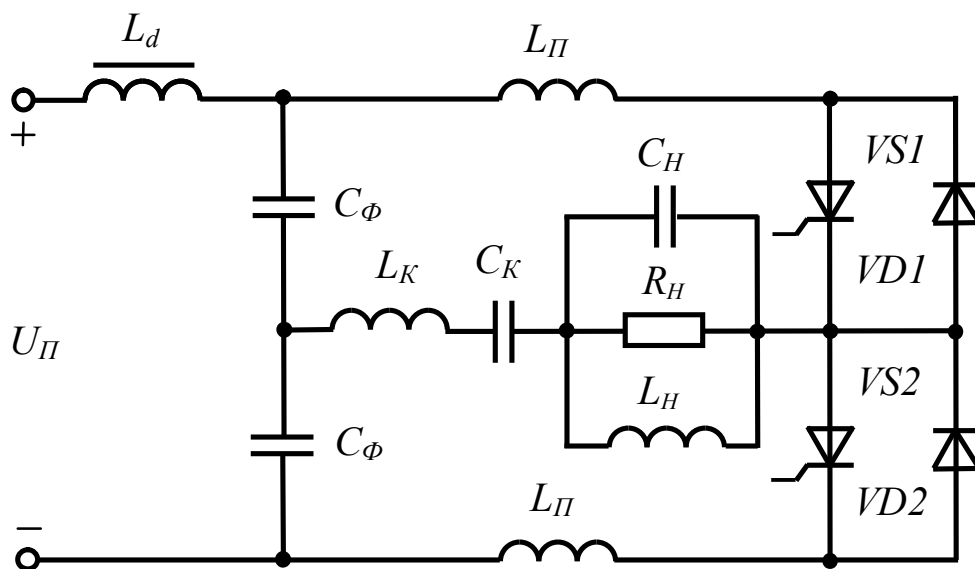


Рисунок 1 - Схема полумостового резонансного инвертора

Для исследования инвертора использовался метод математического моделирования электромагнитных процессов с помощью программы анализа схем силовой электроники ПАКЛС [5], при общепринятых до-



пущениях учета схем замещения ключевых и реактивных элементов. В математической модели исследуемой схемы входной источник был представлен в виде постоянной ЭДС, нагрузка учтена в виде параллельного RLC – контура. Для повышения эффективности анализа и придания ему универсальности использовалась система относительных единиц. В этом случае были приняты следующие основные базовые величины: источник постоянного напряжения  $U_{\Pi} = 1$ , суммарная коммутирующая индуктивность  $L_{K\Sigma} = L_K + L_{\Pi} = 1$ , эквивалентная коммутирующая ёмкость  $C_{KЭ} = (C_K \cdot C_{\Phi}) / (C_K + C_{\Phi}) = 1$ , где  $L_K$  и  $L_{\Pi}$  – соответственно коммутирующая индуктивность в диагонали полумоста и в плечах тиристорно-диодной ячейки;  $C_{\Phi}$  и  $C_K$  соответственно фильтровый и коммутирующий конденсаторы.

Для анализа влияния параметров реактивных элементов полумостового резонансного инвертора на его коммутационную устойчивость и нагрузочную способность при изменении параметров нагрузки была исследована математическая модель инвертора. Моделирование осуществлялось для двух вариантов соотношения ёмкостей  $C_K$  и  $C_{\Phi}$  (а -  $C_K = C_{\Phi} = 2$  и б -  $C_{\Phi} = 1$ ,  $C_K$  отсутствует) с тремя случаями распределения коммутирующей индуктивности (1 -  $L_{\Pi} = 1$ ; 2 -  $L_K = 1$  и 3 -  $L_K = L_{\Pi} = 0.5$ ). В результате исследований для всех вариантов были получены и представлены на рисунке 2 нагрузочные характеристики инвертора при частоте управления равной резонансной частоте коммутирующего контура  $f_y = f_{PE3} = 1 / 6.28 \sqrt{L_{K\Sigma} \cdot C_{KЭ}}$ .

Одновременно с этими характеристиками, для оценки загрузки ключевых элементов инвертора, были получены и здесь же представлены зависимости изменения амплитудных значений напряжения на тиристорах  $U_{VSm}$  и тока через них  $I_{VSm}$ , а также тока обратных диодов  $I_{VDm}$  от коэффициента нагрузки  $K_H = R_H / Z_K = R_H / \sqrt{L_{K\Sigma} / C_{KЭ}}$ , где  $R_H$  – эквивалентное сопротивление нагрузки для параллельной схемы замещения;  $Z_K$  – волновое сопротивление коммутирующего контура. На рисунках 2,а и 2,б обозначены кривые  $U_{VSm1}$ ,  $U_{VSm2}$  и  $U_{VSm3}$  соответственно для первого случая распределения коммутирующей индуктивности когда  $L_{\Pi} = 1$ , для второго когда  $L_K = 1$  и для третьего когда  $L_K = L_{\Pi} = 0.5$ . Все остальные кривые для трёх случаев совпадают и представлены одной кривой с соответствующим обозначением без индексов.

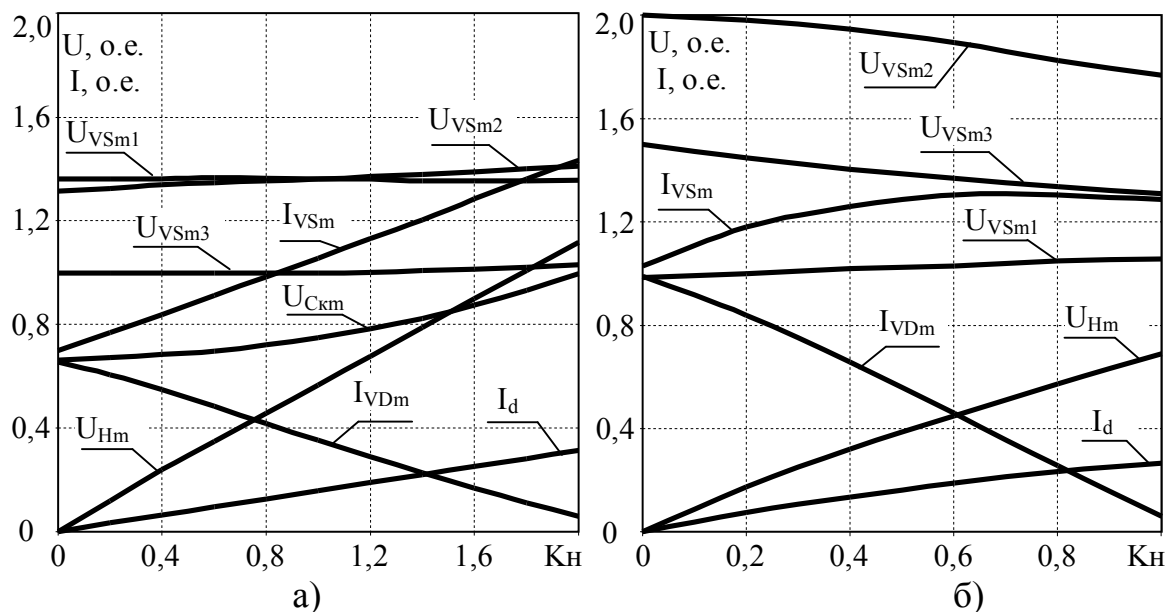


Рисунок 2 – Нагрузочные характеристики полумостового резонансного инвертора для схемы с: а)  $C_K = C_\phi = 2$ ; б)  $C_\phi = 1$ ,  $C_K$  отсутствует

Для анализа работы инвертора при изменении эквивалентного сопротивления нагрузки  $R_H$  были исследованы и проанализированы электромагнитные процессы протекающие в инверторе для двух вариантов соотношения ёмкостей  $C_K$  и  $C_\phi$  и трёх случаев распределения коммутующей индуктивности. Типовые временные диаграммы работы инвертора для всех случаев приведены на рисунке 3. Здесь также как и на рисунках 2,а и 2,б, приведены кривые  $U_{VSm1}$ ,  $U_{VSm2}$  и  $U_{VSm3}$  с соответствующими обозначениями. Все остальные кривые для трёх случаев совпадают и представлены одной кривой с соответствующим обозначением без индексов.

В результате анализа нагрузочных характеристик  $I_d = f(K_H)$ ,  $U_{Hm} = f(K_H)$ , зависимостей  $U_{VSm} = f(K_H)$ ,  $I_{VSm} = f(K_H)$ ,  $I_{VDm} = f(K_H)$ , приведенных на рисунке 2, и временных диаграмм, приведенных на рисунке 3, видно, что режим работы инвертора зависит не только от соотношения ёмкостей  $C_K$  и  $C_\phi$ , но и от распределения индуктивностей  $L_K$  и  $L_\Pi$ . Если сравнивать работу инвертора по зависимостям изменения входного тока  $I_d = f(K_H)$ , напряжения на нагрузке  $U_{Hm} = f(K_H)$ , по нагрузке током тиристора  $I_{VSm} = f(K_H)$  и диода  $I_{VDm} = f(K_H)$  или по временным диаграммам для двух случаев соотношения ёмкостей  $C_K$  и  $C_\phi$  при различных распределениях индуктивностей то видно, что любое соотношение индуктивностей в обоих случаях не влияет на электромагнитные процессы в инверторе, но зато существенно влияет на величину и форму напряжения на тиристорах.

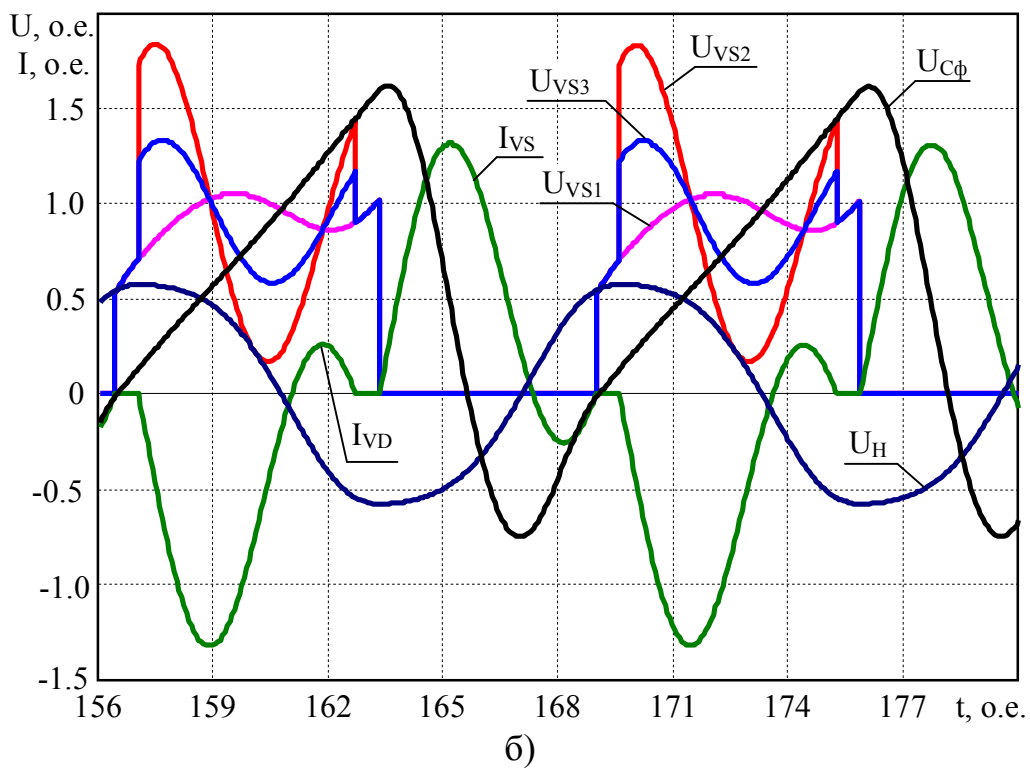
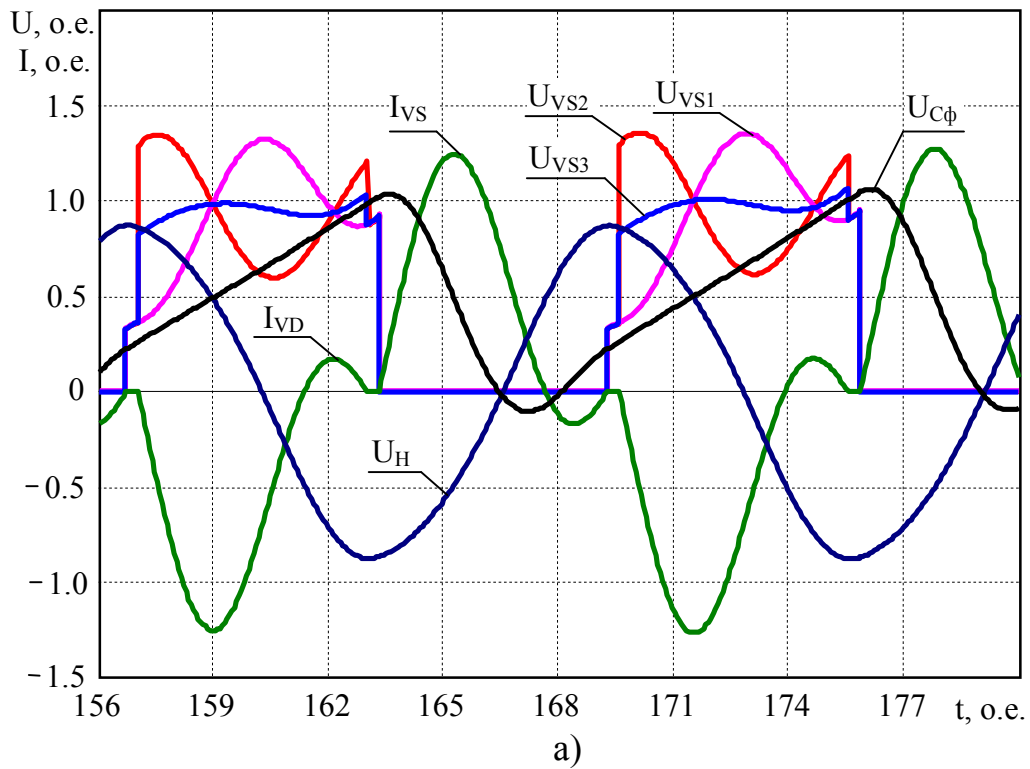


Рисунок 3 – Временные диаграммы работы полумостового резонансного инвертора для схемы с:

а)  $C_K = C_\Phi = 2$  при  $K_H = 1.6$ ; б)  $C_\Phi = 1$ ,  $C_K$  отсутствует при  $K_H = 0.8$

В результате, можно сделать вывод, что для двух случаев соотношения ёмкостей  $C_K$  и  $C_\Phi$  существует оптимальное распределение коммутационной индуктивности с точки зрения величины напряжения на тиристоре. Как видно из графика зависимости  $U_{VSm} = f(K_H)$  и из временных диаграмм для схемы с  $C_K = 1$  оптимальным распределением является  $L_\Pi = 1$  и  $L_K = 0$ , т.к. в этом случае напряжение имеет минимальное значение на уровне  $U_{VSm} = 1$  о.е. То есть при переводе в абсолютные величины это соответствует значению напряжения на входе инвертора  $U_\Pi$ . А для схемы с  $C_K = C_\Phi = 2$  оптимальным распределением является  $L_K = L_\Pi = 0.5$ , и в этом случае напряжение также имеет минимальное значение на уровне  $U_{VSm} = 1$  о.е. Также следует отметить, что для схемы с  $C_K = C_\Phi = 2$  напряжение на фильтровом конденсаторе  $U_{C\Phi}$  меньше, но при этом увеличиваются напряжение на нагрузке  $U_{Hm}$  и входной ток инвертора  $I_d$ , а следовательно и мощность передаваемая в нагрузку.

Таким образом анализ полученных характеристик и временных диаграмм показал, что режим работы исследуемой схемы инвертора с  $C_K = C_\Phi = 2$  энергетически более выгоден, чем при  $C_\Phi = 1$ , так как в этом случае инвертор может работать при больших коэффициентах нагрузки, а это говорит о том, что нагрузочная способность такой схемы выше.

Для анализа регулировочных свойств полумостового инвертора для двух случаев соотношения ёмкостей  $C_K$  и  $C_\Phi$  с оптимальными значениями индуктивностей при значениях  $K_H$  близких к максимальным (для  $C_K = C_\Phi = 2$   $K_H = 1.6$ , для  $C_\Phi = 1$  и отсутствии  $C_K$   $K_H = 0.8$ ) была исследована математическая модель инвертора, в результате чего получены и представлены на рисунке 4 его регулировочные характеристики и зависимости изменения амплитудных значений напряжения на тиристорах  $U_{VSm}$  и тока через них  $I_{VSm}$ , а также тока обратных диодов  $I_{VDm}$  от коэффициента управления  $K_y = f_y / f_{yном}$ , где  $f_{yном}$  – номинальная частота управления равная резонансной частоте нагрузочного контура.

Из полученных регулировочных характеристик видно, что схема инвертора с  $C_K = C_\Phi = 2$  обладает большей глубиной регулирования выходного напряжения, чем схема с  $C_\Phi = 1$ , что подтверждается кривой изменения напряжения на нагрузке  $U_{Hm}$ . То есть при частотном регулировании в диапазоне  $(0.8 - 1)f_{yном}$  значение напряжения на нагрузке для схемы с  $C_K = C_\Phi = 2$  может достигать  $(0.17-0.9)U_\Pi$ , а для схемы с  $C_\Phi = 1$  -  $(0.25-0.6)U_\Pi$ . Тогда как максимальная мощность преобразователя для обеих схем, оцениваемая по входному току инвертора  $I_d$ , практически одинаковая. При этом, как показывают зависимости  $I_{VSm} = f(K_y)$ ,  $U_{VSm} = f(K_y)$  и  $I_{VDm} = f(K_y)$  максимальное значение тока тиристоров инвертора, напряжения на них и тока обратных диодов для схемы с  $C_K = C_\Phi = 2$  может достигать соответственно на 18%, 11% и 18% меньше чем для схемы с  $C_\Phi = 1$ , что увеличивает коммутационную ус-

тойчивость схемы. Одновременно с этим для схемы с  $C_K = C_\Phi = 2$  для больших значениях  $K_H$  при увеличении частоты управления выше номинальной существует момент, когда ток обратных диодов значительно уменьшается, а значит и уменьшается время для восстановления запирающих свойств тиристоров, что может привести к опрокидыванию инвертора и выходу его из строя. Поэтому в системе управления должен быть предусмотрен контроль тока обратных диодов или ограничен верхний предел диапазона частоты управления.

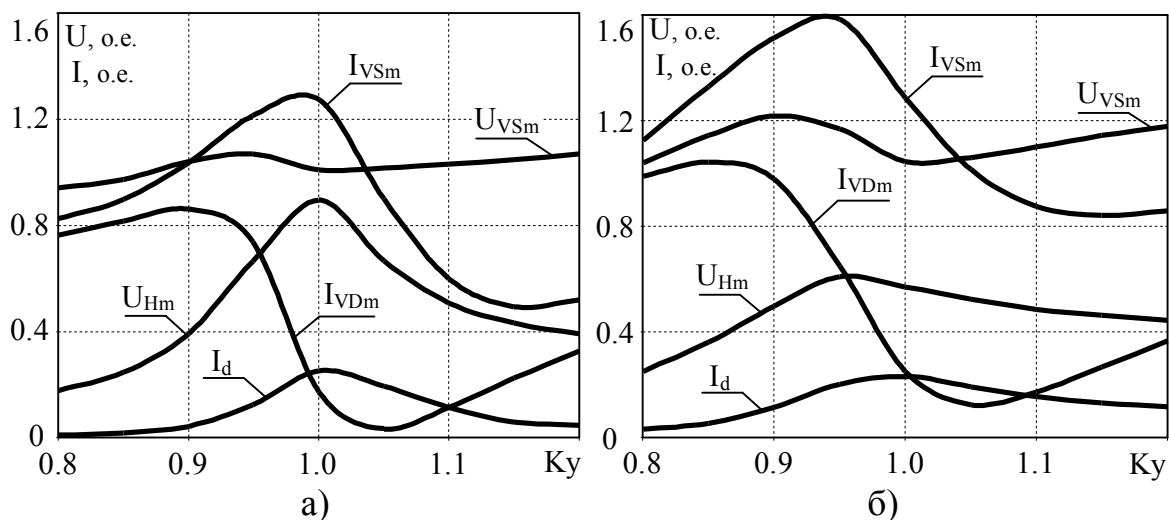


Рисунок 4 – Регулировочные характеристики полумостового резонансного инвертора для схемы с:  
а)  $C_K = C_\Phi = 2$ ; б)  $C_\Phi = 1$ ,  $C_K$  отсутствует.

В целом у обеих схем наблюдаются регулировочные свойства, позволяющие устойчиво работать инвертору при изменении параметров нагрузки и обеспечивать необходимую нагрузочную способность для соответствующей индукционной нагрузки.

#### Выводы.

1. С помощью математического моделирования доказано, что на коммутационную устойчивость и нагрузочную способность полумостового резонансного инвертора влияет распределение его реактивных элементов.

2. Анализ результатов моделирования показал, что для схемы с  $C_K = C_\Phi = 2$  оптимальным распределением индуктивностей является  $L_K = L_\Pi = 0.5$ , а для схемы с  $C_K = 1$  -  $L_\Pi = 1$  и  $L_K = 0$ .

3. Установлено, что при изменении параметров нагрузки и частоты управления схема инвертора с  $C_K = C_\Phi = 2$  и  $L_K = L_\Pi = 0.5$  имеет большую нагрузочную способность и обладает повышенной коммутационной устойчивостью.

## Библиографический список

1. Васильев А.С. Источники питания электротермических установок / Васильев А.С., Гуревич С.Г. Иоффе Ю.С. - М.: Энергоатомиздат, 1985. - 248с.: ил.
2. Тиристорные преобразователи повышенной частоты для электротехнологических установок / Беркович Е.И., Ивенский Г.В., Иоффе Ю.С., Моргун В.В. – [2-е изд., перераб. и доп.]. – Л.: Энергоатомиздат, 1983. - 208с.
3. Повышение мощности резонансных инверторов с удвоением частоты для индукционных установок / В.Л. Дзюба, В.И. Ушаков, А.Г. Глебин [та ін.] // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів в машинобудуванні: зб. наук. пр. СУНУ ім. В.Даля. – 2004.– Ч. 2. – С. 3-9.
4. Повышение коммутационной устойчивости тиристорных преобразователей частоты для электротермии / В.И. Ушаков, Д.В. Кобец, Р.Н. Саратовский [та ін.] // Сборник научных трудов ДонГТУ. – 2005. – № 19. – С. 424 – 433.
5. Способы повышения надёжности работы тиристорных преобразователей частоты для индукционного нагрева металлов путём стабилизации режимов работы вентиля / В.Л. Дзюба, В.И. Ушаков, Р.Н. Саратовский, А.Г. Глебин // Сб. науч. тр. по материалам 5-ой междунар. науч.-техн. конф., Харьковского физико-технического института. - 2004. – С. 43 – 47.
6. Согласование тиристорного преобразователя частоты с индукционной нагрузкой / Р.Н. Саратовский, В.И. Ушаков, А.Н. Баранов, А.Г. Глебин // Технічна електродинаміка. Тем. вип. "Силова електроніка та енергоефективність". – 2005. – Ч.4. – С. 20 – 23.
7. Саратовский Р.Н. Комбинированный способ согласования тиристорного преобразователя частоты с индукционной плавильной печью / Р.Н. Саратовский // Технічна електродинаміка. Тем. вип. "Силова електроніка та енергоефективність". – 2006. – Ч.4. – С. 39 – 44.
8. Согласование тиристорного преобразователя частоты с нагрузкой / Ю.М. Гусев, А.К. Белкин, А.А. Шуляк, Л.Э. Рогинская // Техн. електродинаміка. Спец. Випуск. – 1998. - №2. - Т2. - С. 23 – 26.
9. Ушаков В.И. Тиристорные преобразователи частоты для индукционных нагревательных установок / В.И. Ушаков // Технічна електродинаміка. Тем. вип. «Проблеми сучасної електротехніки». – 2002. – Ч.5. – С. 63 – 66.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Заблоским Н.Н.*

*к.т.н. Терешкевич Л. Б.,  
Т. М. Червінська,  
М. В. Кузьменко  
(Вінницький національний технічний університет,  
Вінниця, Україна, chervinskatm@rambler.ru)*

## **МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ КЕРУВАННЯ РЕАКТИВНОЮ ПОТУЖНІСТЮ ТА НЕСИМЕТРІЄЮ НАПРУГИ В ЕЛЕКТРИЧНІЙ МЕРЕЖІ**

*Розроблені математичні моделі керування реактивною потужністю та несиметрією напруги за допомогою КУ, які дозволяють розраховувати керуючі впливи при несиметрії напруг, а також, при необхідності, прийняття погоджених рішень.*

**Ключові слова:** *реактивна потужність, конденсаторна установка, несиметрія напруги, втрати активної потужності.*

*Разработаны математические модели управления реактивной мощностью и несимметрией напряжения с помощью КУ, которые позволяют рассчитать управляющие воздействия при несимметрии напряжения, а также, при необходимости, принятие согласованных решений.*

**Ключевые слова:** *реактивная мощность, конденсаторная установка, несимметрия напряжения, потери активной мощности.*

**Постановка задачі дослідження.** Підвищення ефективності передачі та розподілу електричної енергії в мережах досягається шляхом правильної комбінації різноманітних технічних засобів, серед яких конденсаторні установки (КУ) як симетричного виконання (які призначені для компенсації реактивної потужності), так і несиметричного і неповнофазного виконання (які мають властивості компенсації реактивної потужності і симетрування напруги). Оскільки електричні режими динамічні, то виникає необхідність здійснювати керування реактивною потужністю та несиметрією напруги в реальному масштабі часу за допомогою КУ, які в переважній більшості випадків здійснюють дискретні як за величиною так і в часі керуючі впливи на параметри електричного режиму [1; 2].

Ефективність кінцевих результатів, що отримуються при експлуатації діючих КУ, визначається технічними параметрами КУ (які обгрун-

товуються на етапі проектування) і довершеністю математичного забезпечення систем прийняття рішення. Практично це досягається шляхом постановки задачі як задачі оптимального керування із врахуванням найбільш вагомих впливів на електричний режим.

Оскільки електричні режими динамічні, то з часом, внаслідок зміни параметрів стану системи електропостачання, виникає необхідність прийняття керуючого рішення за іншими критеріями оптимальності і забезпечення іншого переліку впливових факторів, які стали актуальними. Шлях створення математичної моделі, якою охоплюються всі можливі ситуації, треба визнати не раціональним хоча би зважаючи на обмежені обчислювальні можливості системи прийняття рішення у випадку її мікропроцесорної реалізації. Така обставина потребує розробки множини математичних моделей керування, кожною з яких доцільно скористатися за певних умов. Алгоритм роботи системи прийняття рішення передбачає попередньо за певними ознаками оцінити електричний режим, що склався на момент вибору керуючого рішення, звернутися до відповідної математичної моделі, а далі за результатами її аналізу визначити вектор керування.

В зв'язку з цим метою роботи є розробка математичних моделей керування КУ в залежності від режимів споживання реактивної енергії у електричних мережах. Одна з моделей використовується для визначення керуючого рішення для впливу на реактивну потужність в електричній мережі за умов несиметрії напруги в вузлі під'єднання КУ. Інша математична модель використовується в разі необхідності прийняття рішення по симетруванню напруги, коли здійснюється керування за допомогою КУ з керованими секціями, під'єднаними до окремих міжфазних напруг. Модель розроблена для випадку, коли керування здійснюється в двох вузлах мережі, що знаходяться за невеликим опором. Керуючі впливи в одному із вузлів змінюють режим зворотної послідовності в іншому. І тому виникає необхідність прийняття взаємо погоджених керуючих рішень.

**Математична модель керування реактивною потужністю за умов несиметрії напруги.** Модель передбачає використання дискретно керованої КУ симетричного виконання (потужності плеч кожної секції такої установки, що відповідають номінальним напругам, однакові), що працює за схемою трикутника. При несиметричних режимах потужності плеч КУ, знаходячись під різними за величинами напругами, будуть неоднакових значень. В результаті добавки напруги, створені КУ по напругам трифазної системи, будуть різними. Причому для найбільшої за модулем напруги добавка буде найбільшою і навпаки. Під'єднання такої КУ в умовах несиметрії напруги остання буде посилюватись.



Можна припустити можливість таких режимів, що склалися в електричній мережі, коли несиметрія, яка знаходиться в межах допустимих норм, визначених ГОСТ 13109-97, в результаті реалізації керуючих рішень з компенсації реактивних навантажень вийде за межі допустимих нормованих значень (для КУ, з'єднаної за схемою трикутника можливе перевищення допустимого значення для коефіцієнта несиметрії напруги по зворотній послідовності).

В зв'язку з цим в таких ситуаціях виникає необхідність здійснювати вибір керуючих рішень із врахуванням технічного обмеження на величину напруги зворотної послідовності –  $U_2$ , яка буде після реалізації керування. Логічно обмежувати  $U_2$  значеннями, які відповідають нормованому коефіцієнту несиметрії напруги по зворотній послідовності. Іноді  $U_2$  може обмежуватись, виходячи із специфічних умов технологічного процесу.

При необхідності контролю рівня  $U_2$  в процесі керування реактивною потужністю можна для визначення вектора керування скористатись математичною моделлю:

$$\begin{cases} Q_H - \mathbf{X}^T \cdot \Delta \mathbf{Q}(U) \rightarrow \min \\ Q_H - \mathbf{X}^T \cdot \Delta \mathbf{Q}(U) \geq Q_{\text{доп}} \\ \left| \dot{U}_2 + \mathbf{X}^T \cdot \Delta \dot{\mathbf{U}}_2 \right| \leq U_{2\text{доп}} \\ \mathbf{X} + \bar{\mathbf{X}} = \mathbf{n} \\ x_i, \bar{x}_i = 1 \forall 0, \end{cases} \quad (1)$$

де  $Q'$  – природне (в припущенні, що всі секції БСК вимкнені) споживання реактивної потужності;

$\mathbf{X}$  - вектор керування вимірністю  $(m \times 1)$ , кожна компонента якого описує стан комутаційного апарату, яким здійснюється комутація відповідної секції; якщо  $x_i = 1$ , то секція  $i$  має бути ввімкнена, а якщо  $x_i = 0$ , то навпаки;

$T$  - індекс транспонування;

$\Delta \mathbf{Q}(U)$  - матриця потужностей керованих секцій БСК, що відповідають реальним міжфазним або фазним напругам, вимірністю  $(m \times 1)$ , де  $m$  – кількість секцій БСК;

$Q_{\text{доп}}$  - допустиме значення реактивної потужності;

$\dot{U}_2$  - вектор напруги зворотної послідовності у вузлі під'єднання БСК (до реалізації керуючого рішення);

$\Delta \dot{U}_2$  - матриця добавок напруги зворотної послідовності, що має місце внаслідок ввімкнення відповідних секцій БСК, вимірністю  $(m \times 1)$ ;

$U_{2\text{доп}}$  - рівень напруги зворотної послідовності, що відповідає  $k_{2U\text{доп}}$  (таке, що відповідає допустимому за ГОСТ 13109-97 значенню для коефіцієнта несиметрії напруги по зворотній послідовності або більш жорстким вимогам технології);

$\bar{X}$  - фіктивний вектор вимірністю  $(m \times 1)$ , кожна компонента якого  $\bar{x}_i$  пов'язана із змінною  $x_i$  вектора  $X$  так, що коли  $\bar{x}_i = 1$ , то  $x_i = 0$  і навпаки;

$n$  - одинична стовпцева матриця вимірністю  $(m \times 1)$ ;

$\forall$  - знак логічної операції „АБО”.

Математична модель (1) є дискретною, що зумовлено конструктивними особливостями КУ.

Цільова функція математичної моделі описує величину реактивної потужності в лінії живлення. Перше з обмежень контролює величину реактивної потужності, що буде мати місце в результаті реалізації вектора керування. Обмеження охоплює всі можливі випадки. Режим мінімальних навантажень, коли треба забезпечити споживання реактивної потужності не менше заданої величини. Режим максимальних навантажень, коли реактивна потужність має бути не більша за величину задану. В цьому випадку і в усіх інших, не характерних режимах, можна задати  $Q_{\text{доп}} = 0$ . Необхідні значення реактивної потужності будуть забезпечені лише у випадках, коли для цього достатньо потужностей КУ та за умови виконання наступного обмеження математичної моделі.

Друге обмеження забезпечує для режиму, який буде в результаті реалізації вектора керування, напругу  $U_2 \leq U_{2\text{доп}}$ .

Третє обмеження указує, що для отримання ефекту в мережі кожна із секцій КУ може бути ввімкненою або вимкненою.

Для вирішення задачі не можна скористатись жодним із класичних методів оптимізації. Причиною тому є те, що одне з обмежень (обмеження на величину напруги зворотної послідовності) описується не скалярною функцією дійсного змінного. Відомі методи аналізу моделей не скалярної оптимізації [3; 4; 5] стосуються математичних моделей, в яких цільова функція описується в не скалярному вигляді, і тому потребують деякої адаптації до задачі (1).

Розроблений числовий метод для вирішення задачі, базується на ідеях методу динамічного програмування. Вибір методу динамічного програмування зумовлений тим, що дана задача по суті є багатоетапною (на кожному етапі визначається яку чергову секцію КУ необхідно ввімкнути), а також метод має просту (в порівнянні з іншими) обчислюваль-

ну процедуру [6], що є важливим для подальшої мікропроцесорної реалізації.

В загальних рисах суть обчислювального методу полягає в наступному:

Крок 1. Всі елементи вектора  $\mathbf{X}$  прирівнюються до нуля.

Крок 2. Розраховуються потужності секцій КУ, що відповідають реальним напругам в мережі. Виконується перебір секцій КУ, по яким не прийнято рішення, і відбираються такі, що задовільняють обмеження моделі (1). Потужності відібраних секцій формують масив  $D_k$ , де  $k$  – номер етапу.

Якщо  $D_k$  пустий, то оптимальний розв'язок досягнуто на етапі  $k-1$ . Вектор керування реалізується.

Крок 3. Перебираються всі потужності секцій масиву  $D_k$  і визначається та, що забезпечує максимальний від'ємний приріст цільової функції.

Крок 4. Проводиться розрахунок для уточнення потужності, відібраної до ввімкнення секції і тих секцій, рішення по яким прийнято по всіх попередніх  $k-1$  етапах, вважаючи, що вона ввімкнена.

Перевіряються на виконання умови описані обмеженнями моделі (1).

Якщо будь-яке обмеження не виконується, то потужність даної секції вилучається із масиву  $D_k$  і з подальшого розгляду, а розрахунки проводяться починаючи з кроку 3.

Крок 5. Відповідна компонента вектора керування прирівнюється до одиниці,  $k=k+1$ , та здійснюється перехід до кроку 2.

**Математична модель для симетрування напруг у випадках, коли треба визначити погоджене керуюче рішення.** Якщо КУ встановлені у вузлах, розділених деяким опором, для отримання кращих результатів із симетрування напруги керуючі рішення мають погоджуватись.

Дослідженнями встановлено [7], що в складній мережі чутливість додаткових втрат активної потужності, зумовлених несиметрією напруги,  $\Delta P_2$ , до симетрування напруги в різних вузлах різна і залежить від параметрів режиму, схеми та змінюється в часі. (Під чутливістю розуміється степінь зниження  $\Delta P_2$  в розподільчих мережах, підключених до вузла, при ввімкненні секції КУ одиничної потужності). Згадана властивість використана при синтезі математичної моделі та при розробці обчислювального методу до неї.

Вирішити задачу керування несиметрією напруги, забезпечивши погодження розв'язків по вузлах А та Б, рисунок 1, можна за допомогою математичної моделі (2)

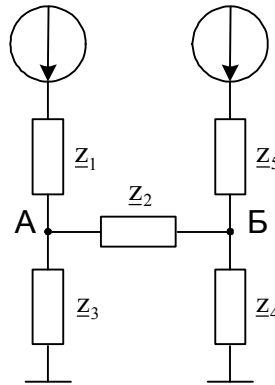


Рисунок 1 - Схема заміщення для струмів зворотної послідовності

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{n=1}^{N_1} \Delta p_n x_n + \sum_{m=1}^{N_2} \Delta p_m x_m \rightarrow \min \\ x_n + \bar{x}_n = 1, n = 1, 2, \dots, N_1 \\ x_m + \bar{x}_m = 1, m = 1, 2, \dots, N_2 \\ Q_A - \sum_{n=1}^{N_1} \Delta Q_n x_n \geq 0 \\ Q_B - \sum_{m=1}^{N_2} \Delta Q_m x_m \geq 0 \\ x_n; \bar{x}_n; x_m; \bar{x}_m = 1 \forall 0 \end{array} \right. \quad (2)$$

де  $\Delta p_n$ ,  $\Delta p_m$  – приріст додаткових втрат активної потужності, пов’язаних із несиметрією напруги в опорах  $z_3$  та  $z_4$ , рис.1, при ввімкненні відповідної секції  $n$  КУ, яка встановлена в вузлі А, та секції  $m$  КУ, встановленої в вузлі Б;

$x_n$ ,  $x_m$  – керовані змінні; якщо  $x_n = 1$  та  $x_m = 1$ , то отриманий розв’язок реалізується ввімкненням секції  $n$  КУ, встановленої в вузлі А (вимикача  $n$ ) та секції  $m$  КУ, встановленої в вузлі Б (вимикача  $m$ ), а якщо змінна дорівнює нулю, то відповідну секцію КУ вмикати не треба;

$\bar{x}_n$ ,  $\bar{x}_m$  – фіктивні змінні (фізичного змісту не мають);

$Q_A$ ,  $Q_B$  – природне споживання реактивної потужності в вузлах А та Б (в припущенні, що всі секції КУ, встановлених в вузлах А та Б вимкнені)

$N_1$ ,  $N_2$  - загальна кількість секцій КУ, встановлених відповідно в вузлах А та Б;

$\Delta Q_n$ ,  $\Delta Q_m$  - потужність секцій  $n$  та  $m$  КУ, встановлених відповідно в вузлах А та Б.

Цільова функція математичної моделі (2) передбачає максимальне зменшення сумарних додаткових втрат активної потужності в опорах  $z_3$  та  $z_4$  шляхом симетрування напруги в вузлах А та Б за допомогою КУ, встановлених в цих вузлах.

Серед обмежень такі, що описують можливі стани кожної секції КУ, під'єднаних до вузлів А та Б, а також, які виключають можливість отримання таких розв'язків, коли реактивна потужність спрямована в живильні мережі.

Всі обмеження математичної моделі (2) лінійні функції від керованих змінних. Цільова функція формально також лінійно залежить від змінних, але її коефіцієнти, які відображають зменшення додаткових втрат активної потужності від несиметрії напруги, змінюються в процесі розв'язування задачі. Фізично ця зміна пов'язана з тим, що реалізація рішення, прийнятого на І-му етапі розв'язування задачі змінить несиметрію напруги як в вузлі А так і в вузлі Б. Інших значень набуде як модуль напруги зворотної потужності, так і фаза. Тому для (І+1) етапу зниження додаткових втрат активної потужності при ввімкненні секцій КУ, по яким ще не прийнято рішення, буде іншим в порівнянні із значенням для етапу І. Тому алгоритм вирішення задачі повинен передбачати на кожному етапі поновлення коефіцієнтів цільової функції  $\Delta P_n$  та  $\Delta P_m$ .

Таку оптимізаційну задачу класичними математичними методами вирішити не можна. Всі вони хоча і передбачають перерахунок коефіцієнтів цільової функції, але цей перерахунок пов'язаний із визначенням нового пробного розв'язку. Метод вирішення задачі, що розроблений, як і у випадку класичних методів оптимізаційних розрахунків, реалізує такі ідеї:

- процес вирішення задачі ітераційний;
- на кожній ітерації приймається найбільш ефективне рішення.

Сутність обчислювального методу для аналізу моделі (2) полягає в тому, що на кожному етапі розрахунку приймається рішення про ввімкнення чергової секції КУ в одному з двох вузлів на підставі оцінки чутливості  $\Delta P_2$  до симетрування напруги. Рішення про ввімкнення секції приймається для того вузла, який є найбільш чутливим до зменшення  $\Delta P_2$ . Це забезпечує найбільший ефект (зниження  $\Delta P_2$ ), що приходить ся на 1 квар конденсаторної потужності, що вмикається.

Оцінку чутливості  $\Delta P_2$  можна робити, оперуючи пробною секцією КУ одиничної потужності, а потім після цього приймати керуюче рішення, виходячи із потужності секцій КУ, що залишились не реалізованими на попередніх етапах вирішення задачі. Побудова алгоритму розрахунку вектора керування несиметрією напруг за таким підходом ускладнює його, оскільки потрібно передбачити варіанти коли:

- пробна оцінка чутливості свідчить, що необхідно ввімкнути секцію КУ в вузлі і на міжфазну напругу  $\varepsilon$ , а в схемі КУ такої секції немає, або по всіх що є вже прийняті рішення про їх ввімкнення;

- те саме, але є декілька секцій і всі вони різної потужності;

- те саме, але ввімкнення будь-якої забезпечує  $|\dot{U}_2 + \dot{U}_2^{KY}| \geq |\dot{U}_2|$ ,

де  $\dot{U}_2^{KY}$  – вектор напруги зворотної послідовності, що створюється в вузлі і при ввімкненні секції КУ на напругу  $\varepsilon$  (випадок, коли не ввімкненими залишились секції КУ великих потужностей);

$\dot{U}_2$  – вихідне значення вектору напруги зворотної послідовності в вузлі і.

Алгоритм, що розроблено, передбачає визначати рішення про ввімкнення чергової секції на будь-якому етапі вирішення задачі, виходячи із оцінки чутливості  $\Delta P_2$  до ввімкнення всіх секцій КУ, встановлених в одному та другому вузлі, та рішення по яким не прийняті на попередніх етапах.

Працездатність математичної моделі (1) та обчислювального методу до неї продемонструємо на числовому прикладі.

Приклад

У вузлі навантаження чотирипровідної електричної мережі промислового підприємства, рисунок 2, встановлено КУ із керованими секціями симетричного виконання, що під'єднані до лінійних напруг. Потужності секцій що відповідають номінальній напрузі, 450, 300, 225, 150, 105, 60, 30 квар. Фазні напруги в вузлі під'єднання КУ  $\dot{U}_A = 225,51e^{-j1,73^\circ} \text{ В}$ ,  $\dot{U}_B = 217,59e^{-j118,41^\circ} \text{ В}$ ,  $\dot{U}_C = 217,08e^{j120,21^\circ} \text{ В}$

Знайти вектор керування КУ, за умов, що:

1) допустиме значення реактивної потужності  $Q_{\text{доп}} = 0$  квар;

2) коефіцієнт несиметрії напруги по зворотній послідовності,  $k_{2U}$ , не перевищує допустимого значення  $k_{2U} \leq 1,65\%$  (згідно технологічного процесу даного виробництва).

Вихідний стан характеризується:

- напругою прямої послідовності – 220 В;

- напругою зворотної послідовності – 3,5 В;

- напругою нульової послідовності – 5,5 В;

- коефіцієнтом несиметрії напруги по зворотній послідовності – 1,59%.

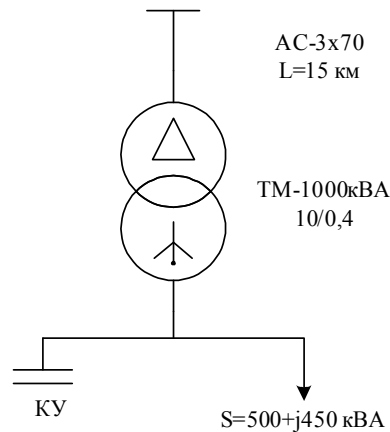


Рисунок 2 – Розрахункова схема

Отримані результати для випадку прийняття рішення відповідно до математичної моделі (1) наведені в таблиці 1 та без врахування несиметрії напруги наведені в таблиці 2, де  $Q$  - реактивна потужність в лінії живлення,  $Q = Q' - \Delta Q(U) \cdot X$

Таблиця 1 - Результати керування реактивною потужністю із врахуванням несиметрії напруги

№ етапу	Вектор керування $X$	$Q$ , квар	$U_2$ , В	$k_{2U}$ , %
Вих. стан	(0 0 0 0 0 0 0)	450	3,5	1,59
1	(0 1 0 0 0 0 0)	162,5	3,59	1,632
2	(0 1 0 0 1 0 0)	3,63	3,63	1,648

Таблиця 2 - Результати керування реактивною потужністю без врахування несиметрії напруги

№ етапу	Вектор керування $X$	$Q$ , квар	$U_2$ , В	$k_{2U}$ , %
Вих. стан	(0 0 0 0 0 0 0)	450	3,5	1,59
1	(1 0 0 0 0 0 0)	6,56	3,64	1,655

Із порівнянь результатів, наведених в таблицях 1 та 2, видно, що прийняття керуючого рішення, використовуючи для цього математичну модель (1), забезпечує допустимі значення напруги зворотної послідовності при керуванні реактивною потужністю в мережі.

### **Висновки:**

1. Керування реактивною потужністю в умовах несиметрії напруги можна виконати за допомогою математичної моделі (1), що виключає можливість появи режимів, для яких в результаті реалізації прийнятого рішення, коефіцієнт несиметрії напруги по зворотній послідовності перевищить допустимі за ГОСТ 13109-97 значення.

2. Погоджені керуючі рішення при симетруванні режиму за допомогою КУ, які встановлені в двох вузлах електричної мережі, за умови, коли керування в одному вузлі змінює режим в іншому і таким чином іншими стають вихідні умови для прийняття рішення, можна визначити за математичною моделлю (2).

3. Аналіз математичних моделей може проводитись за розробленими обчислювальними методами.

### **Бібліографічний список**

1. Кузнецов В. Г. Компенсация реактивной мощности в электрических сетях с несимметричными нагрузками / В.Г. Кузнецов // *Электричество*. – 1983. – №2. – С. 64-67.

2. Кузнецов В. Г. Снижение несимметрии и несинусоидальности напряжений в электрических сетях / Кузнецов В. Г., Григорьев А.С., Данилюк В.Б. – К. : Наукова думка, 1992. – 240с.

3. Авакумов В. Г. Методы нескаллярной оптимизации и их приложения / В.Г. Авакумов – К. : Вища школа, 1990. – 188 с.

4. Авакумов В. Г. Решение задачи с нескаллярным целевым функционалом при расчете электроэнергетических систем / В. Г. Авакумов // *Электричество*. – 1982. - №9. – С. 5-10.

5. Терешкевич Л. Б. Математичні моделі управління графіком реактивних навантажень підприємств з потужними несиметричними споживачами / Терешкевич Л. Б., Хінді Айман Тахер // *Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України: Зб. наук. тр. К.: 2003. – №2(5). – С. 94-101.*

6. Терешкевич Л. Б. Математична модель оптимального управління конденсаторними пристроями в системі електропостачання / Терешкевич Л. Б., Хінді Айман Тахер // *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. – 2001. – №3(36). – С. 59-62.

7. Терешкевич Л. Б. Втрати активної потужності в системах електропостачання споживачів АПК та мережах живлення, зумовлені несиметрією режимів / Л. Б. Терешкевич, М. Й. Бурбело, В. В. Захаров, М. І. Цибульський // *Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка, Випуск 37 «Проблеми енергозабезпечення та енергозбереження в АПК України» Том 1, Харків. – 2005. – С. 36-43.*

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Заблодським М.М.*



*к.т.н. Самчелев Ю.П.,  
к.т.н. Дрючин В.Г.,  
к.т.н. Шевченко И.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ДРОССЕЛЕЙ В СИСТЕМАХ СТАБИЛИЗАЦИИ ТОКА**

*Наведені результати пошуку оптимального варіанту дроселя в системах стабілізації струму з точки зору мінімуму активних втрат потужності в ньому.*

***Ключові слова:** система стабілізації струму, дросель, оптимізація параметрів.*

*Приведены результаты поиска оптимального варианта дросселя в системах стабилизации тока с точки зрения минимума активных потерь мощности в нем.*

***Ключевые слова:** система стабилизации тока, дроссель, оптимизация параметров.*

Результаты анализа состояния и тенденций развития преобразователей, работающих в режиме источника тока, показали, что этот класс преобразователей позволяет достичь существенного качественного эффекта во многих областях техники по сравнению с традиционно применяемыми источниками напряжения.

Однако существующие источники тока не обладают предельно возможными характеристиками в части быстродействия, инвариантности к действию возмущений, точности регулирования, расширения функциональных возможностей и электромагнитной совместимости с сетью. Низкая электромагнитная совместимость не позволяла реализовать энергосберегающие эффекты.

Авторами статьи были предложены схмотехнические решения преобразователей и принципы управления ими, позволяющие достичь предельной величины указанных выше характеристик [1,2].

Одним из важнейших элементов, входящих в состав преобразовательной системы, реализующей режим источника тока, являются дроссели, включаемые в цепь переменного и постоянного тока. Выбор соответствующей величины индуктивности дросселей позволяет получить необходимую частоту релейного режима. Однако, потери мощности в

активном сопротивлении обмотки дросселя приводят к снижению коэффициента полезного действия.

При разработке дросселя имеется возможность размещения обмотки (или обмоток) на сердечниках различного типа.

Поэтому встала задача поиска оптимального варианта построения дросселей с точки зрения получения минимального активного сопротивления его обмотки.

Ниже приводятся результаты анализа возможных вариантов построения дросселя и выбор оптимального.

При этом приняты следующие допущения:

- пренебрегаем насыщением стали сердечника;
- принимаем сечение и длины соответствующих участков одинаковыми всех рассматриваемых магнитопроводов;
- все обмотки выполнены проводом одинакового сечения.

1. Рассмотрим выполнение дросселя на П-образном сердечнике с двумя обмотками, которые могут быть соединены последовательно либо параллельно на рисунке 1.

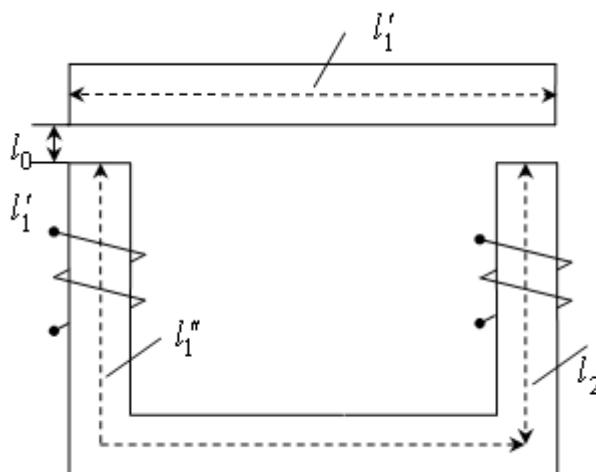


Рисунок 1 – Дроссель на П-образном сердечнике

Для обеспечения заданной индуктивности дросселя при последовательном соединении обмоток число витков одной обмотки определяется выражением

$$W_{noc} = \sqrt{\frac{L_3(l_1 + l_2 + 2l_0\mu)}{2\mu_0\mu S}}, \quad (1)$$

где  $l_1 = l_1' + l_1''$ ;

$\mu$  – относительная магнитная проницаемость;

$\mu_0$  – магнитная проницаемость воздушного зазора;

$S$  – площадь сечения сердечника.

При параллельном соединении обмоток число витков одной обмотки определяется как

$$W_{нар} = \sqrt{\frac{2L_3(l_1 + l_2 + 2l_0\mu)}{\mu_0\mu S}}. \quad (2)$$

Из (1) и (2) следует, что число витков обмотки при параллельном соединении в 2 раза больше, чем при последовательном  $W_{нар} = 2W_{нос}$ .

Следовательно, и активное сопротивление одной обмотки при параллельном соединении будет в 2 раза больше, чем при последовательном.

Тогда потери мощности в дросселе при последовательном соединении обмоток будут  $\Delta P_{нос} = 2RI^2$ , а при параллельном  $\Delta P_{нар} = RI^2$ . Таким образом, потери мощности в дроссели при последовательном соединении обмоток в 2 раза больше, чем при параллельном.

2. Рассмотрим выполнение дросселя на Ш-образном сердечнике (рисунок 2).

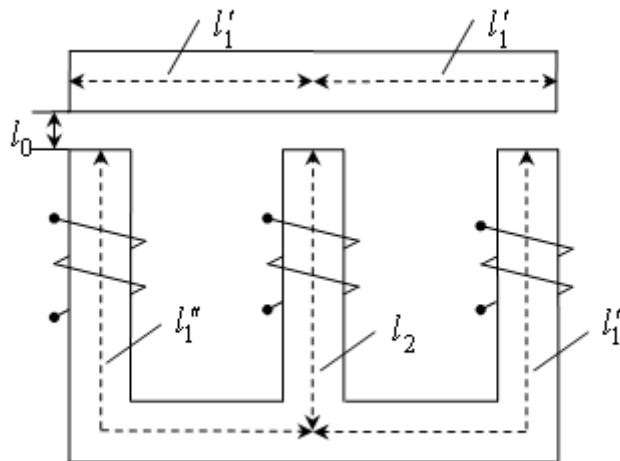


Рисунок 2 – Дроссель на Ш-образном сердечнике

При выполнении дросселя с двумя обмотками, расположенными на внешних стержнях число витков одной обмотки при последовательном соединении будет

$$W_{вн.нос} = \sqrt{\frac{L_3(l_1 + 2l_2 + 3l_0\mu)}{2\mu_0\mu S}}. \quad (3)$$

А при параллельном их соединении

$$W_{\text{вн.пар}} = \sqrt{\frac{2L_3(l_1 + 2l_2 + 3l_0\mu)}{\mu_0\mu S}}. \quad (4)$$

Из (3) и (4) следует, что и в этом случае число витков при параллельном соединении обмоток будет в 2 раза больше, чем при последовательном, а потери при параллельном будут в 2 раза меньше чем при последовательном.

При выполнении дросселя с одной обмоткой расположенной на внутреннем стержне число витков обмотки будет

$$W_{\text{внут}} = \sqrt{\frac{L_3(l_1 + l_2 + 3l_0\mu)}{2\mu_0\mu S}}. \quad (5)$$

Сравнивая (5) и (3) видно, что число витков одной обмотки при последовательном их соединении обмоток и при однообмоточном дросселе одинаково. При параллельном соединении (сравнивая (5) и (4)) число витков в одной обмотки будет в 2 раза больше, чем при однообмоточном дросселе.

Соотношение потерь мощности рассмотренных вариантов дросселей на Ш-образном сердечнике будет  $\Delta P_{\text{вн.посл}} = 2\Delta P_{\text{вн.пар}} = 2\Delta P_{\text{внут}}$ .

Следовательно, оптимальным является однообмоточный вариант.

Потери мощности в однообмоточном дросселе определяются выражением

$$\Delta P_{\text{внут}} = RI^2 \left( \frac{3}{2} - \frac{1}{2} \frac{l_1 + l_0\mu}{l_2 + l_0\mu} \right). \quad (6)$$

Из (6) следует, что

$$\Delta P_{\text{внут}} = \Delta P_{\text{пар}} \left( \frac{3}{2} - \frac{1}{2} \frac{l_1 + l_0\mu}{l_2 + l_0\mu} \right), \quad (7)$$

т.к.  $l_1 > l_2$ ,  $\Delta P_{\text{внут}} < \Delta P_{\text{пар}}$ .

Таким образом, проведенный анализ возможных вариантов построения дросселей с оптимальными (с точки зрения минимизации потерь мощности в дросселе) параметрами и, следовательно, повышения КПД, является дроссель, выполненный на Ш-образном сердечнике с обмоткой, расположенной на внутреннем стержне.

### **Библиографический список**

1. Пат. 66628 Україна, МПК (2006) Н02М 7/12. Регульоване джерело струму / Скурятін Ю.В., Самчелєєв Ю.П., Шевченко І.С.; заявник та патентовласник Донбаський державний технічний університет. - №2003087623; заявл. 12.08.2003; опубл. 25.05.2007. Бюл. №7

2. Высокоэффективный электропривод постоянного тока электромагнитно совместимый с сетью / [Самчелеев Ю.П., Шевченко И.С., Дрючин В.Г., Морозов Д.И., Скурятин Ю.В.] // Сборник научных трудов ДГТУ – Днепродзержинск: ДГТУ, 2007. – Тем.вып. Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика. – С. 159-160.

*Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.*

*к.т.н. Дрючин В.Г.,  
к.т.н. Самчелев Ю.П.,  
Белоха Г.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СИНТЕЗ ОДНОКОНТУРНОГО ВЕНТИЛЬНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА**

*Рассматривается синтез регулятора и звена обратной связи вентильного одноконтурного электропривода из условия обеспечения требуемых качественных показателей по задающему и возмущающему воздействиям.*

**Ключевые слова:** синтез, регулятор, звено обратной связи, вентильный электропривод, качество регулирования.

*Розглядається синтез регулятора і ланки зворотного зв'язку вентильного одноконтурного електроприводу за умови забезпечення необхідних якісних показників по задаючій і обурюючій діям.*

**Ключові слова:** синтез, регулятор, ланка зворотного зв'язку, вентильний електропривод, якість регулювання.

**Постановка задачи.** Вентильные электроприводы постоянного тока (ВЭП) выполняются обычно по структуре подчиненного регулирования, содержащей обратные связи по току и скорости двигателя [1]. В [2] рассматриваются структуры одноконтурных ВЭП, в которых оптимизация процессов управления обеспечиваются с помощью «идеального» ПИД регулятора без связи по току, что удобно и практически реализуемо для цифрового варианта ВЭП, синтезировать который можно так же, как и обычный аналоговый ВЭП. Вместе с тем, в [2] не определена в явном виде зависимость параметров регулятора от желаемого вида траектории переходного процесса и требуемого времени регулирования. В работе [3] поставлена и решена задача синтеза оптимального по квадратичному функционалу регулятора одноконтурного вентильного электропривода. Однако в [3] систему ПИД регулятора (определение его параметров) осуществляется по желаемой траектории выходной координаты при отработке задания, т.е. без учета возмущающего воздействия (статического момента), действующего на ВЭП.

В связи с этим поставим задачу синтеза регулятора и звена обратной связи по скорости из условия обеспечения наперед заданному каче-

ству регулирования ВЭП при обработке задающего и возмущающего воздействий.

**Решение задачи.** Уравнения движения ВЭП в соответствии со структурной схемой, представленной на рисунке 1, имеет вид

$$\dot{\omega} = \frac{k_{\partial} R_{\text{я}}}{T_{\text{м}}} (I - I_c); \dot{I} = -\frac{1}{k_{\partial} R_{\text{я}} T_{\text{я}}} \omega - \frac{1}{T_{\text{я}}} I + \frac{k_n}{T_{\text{я}} R_{\text{я}}} U_p, \quad (1)$$

где  $\omega, I, I_c$  – соответственно определяют скорость, ток якорной обмотки и статический ток нагрузки электродвигателя;

$U_p$  – выходной сигнал регулятора;

$k_{\partial}, R_{\text{я}}, T_{\text{я}}, T_{\text{м}}, k_n$  – параметры электродвигателя и тиристорного преобразователя.

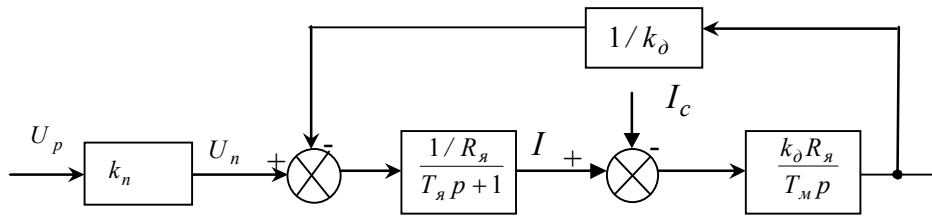


Рисунок 1 – Структурная схема ВЭП

Выходной сигнал регулятора  $U_p$  при обработке задания  $U_z (I_c = 0)$  и обработке возмущения  $I_c (U_z = 0)$  определяется соответствующими выражениями

$$U_p = (U_z - W_{oc} \omega) W_p; \quad U_p = -W_{oc} W_p \omega. \quad (2)$$

С учетом (1) и (2) уравнения движения одноконтурного ВЭП по заданию и возмущению соответственно записываются:

$$(T_{\text{м}} T_{\text{я}} p^2 + T_{\text{м}} p + 1 + W_p W_{oc} k_n) \omega = k_n W_p U_z, \quad (3)$$

$$(T_{\text{м}} T_{\text{я}} p^2 + T_{\text{м}} p + 1 + W_p W_{oc} k_n) \omega = -k_{\partial} R_{\text{я}} (T_{\text{я}} p + 1) I_c. \quad (4)$$

Заданные траектории переходных процессов по заданию и возмущению практически удобно задавать желательными уравнениями движения ВЭП по заданию и возмущению, аналогично [3]:

$$(p^3 + \gamma_3 p^2 + \gamma_2 p + \gamma_1) \omega = \gamma_1 U_z, \quad (5)$$

$$(p^3 + \gamma_3 p^2 + \gamma_2 p + \gamma_1)\omega = -\alpha \cdot p \cdot I_c, \quad (6)$$

где  $\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3$  – коэффициенты задающие распределение корней характеристического уравнения замкнутого ВЭП, а, следовательно, и заданную траекторию переходного процесса;

$\alpha$  – коэффициент, задающий динамическую ошибку по возмущению.

Сравнивая (3) и (5), (4) и (6), получим

$$\frac{\gamma_1}{p^3 + \gamma_3 p^2 + \gamma_2 p + \gamma_1} = \frac{k_n W_p}{T_m T_\pi p^2 + T_m p + 1 + W_p W_{oc} k_n}, \quad (7)$$

$$\frac{\alpha p}{p^3 + \gamma_3 p^2 + \gamma_2 p + \gamma_1} = \frac{k_n R_\pi (T_\pi p + 1)}{T_m T_\pi p^2 + T_m p + 1 + W_p W_{oc} k_n}. \quad (8)$$

Решая (7) и (8), определим передаточные функции регулятора и звена обратной связи, обеспечивающих движения по заданию и возмущению, а именно

$$W_p = \frac{\gamma_1 k_\partial R_\pi (T_\pi p + 1)}{\alpha k_n p} = \frac{\gamma_1 k_\partial R_\pi T_\pi}{\alpha k_n} + \frac{\gamma_1 k_\partial R_\pi}{\alpha k_n p}, \quad (9)$$

$$W_{oc} = \frac{p^3 + \gamma_3 p^2 + \gamma_2 p + \gamma_1}{\gamma_1} - \frac{p^3 \alpha T_m T_\pi + \alpha T_m p^2 + \alpha p}{\gamma_1 k_\partial R_\pi (T_\pi p + 1)}. \quad (10)$$

Анализ выражений (9) и (10) показывает, что регулятор представляет собой ПИ-регулятор с соответствующими коэффициентами, а звено обратной связи – звено, обеспечивающее дифференцирование выходной координаты ВЭП.

Идеальная реализация такого звена невозможна. Реализацию звена (10) возможно осуществить на базе интегрируемого фильтра, подключаемого на выход двигателя ВЭП:

$$\dot{y}_1 = y_2; \dot{y}_2 = y_3; \dot{y}_3 = y_4; \dot{y}_4 = u. \quad (11)$$

Управление которого найдем, как модальное управление

$$u = \beta_1 \omega - \beta_1 y_1 - \beta_2 y_2 - \beta_3 y_3 - \beta_4 y_4, \quad (12)$$



где  $\beta_1 = \frac{a_1}{t_\phi^4}, \beta_2 = \frac{a_2}{t_\phi^3}, \beta_3 = \frac{a_3}{t_\phi^2}, \beta_4 = \frac{a_4}{t_\phi}$  – коэффициенты, задающие

распределение корней и, следовательно, качественные показатели фильтра;

$a$  – числовые коэффициенты, определяемые порядком фильтра и видом стандартом формы;

$t_\phi$  – время движения по траектории, определяемые стандартной формой.

Фазовые координаты интегрирующих фильтра будем использовать для формирования  $\omega_{oc}, \dot{\omega}_{oc}, \ddot{\omega}_{oc}, \ddot{\omega}_{oc}$ , которые с определенной точностью (погрешность одна и та же для всех фазовых координат) будет соответствовать  $\omega, \dot{\omega}, \ddot{\omega}, \ddot{\omega}$  т.е. достигается  $\omega_{oc} \approx \omega, \dot{\omega}_{oc} \approx \dot{\omega}, \ddot{\omega}_{oc} \approx \ddot{\omega}, \ddot{\omega}_{oc} \approx \ddot{\omega}$ .

Алгоритм формирования  $\omega_{oc}, \dot{\omega}_{oc}, \ddot{\omega}_{oc}, \ddot{\omega}_{oc}$  получаем из того, что интегрирующий фильтр (11), (12) идентифицируем звеном первого порядка, а именно

$$y_1(T_\phi p + 1) = \omega_{oc}, \quad (13)$$

где  $T_\phi = \frac{t_\phi}{4}$  (время переходного процесса фильтра и идентифицированного звена одно и то же).

Учитывая (13), получим

$$\begin{aligned} \omega_{oc} &= y_1 + T_\phi \dot{y}_1 = y_1(1 + T_\phi p) \approx \frac{\omega}{T_\phi p + 1}(T_\phi p + 1) = \omega, \\ \dot{\omega}_{oc} &= \dot{y}_1 + T_\phi \ddot{y}_1 = \dot{y}_1(1 + T_\phi p) \approx \frac{\dot{\omega}}{T_\phi p + 1}(T_\phi p + 1) = \dot{\omega}, \quad (14) \\ \ddot{\omega}_{oc} &= \ddot{y}_1 + T_\phi \ddot{\ddot{y}}_1 = \ddot{y}_1(1 + T_\phi p) \approx \frac{\ddot{\omega}}{T_\phi p + 1}(T_\phi p + 1) = \ddot{\omega}, \\ \ddot{\omega}_{oc} &= \ddot{\ddot{y}}_1 + T_\phi \ddot{\ddot{\ddot{y}}}_1 = \ddot{\ddot{y}}_1(1 + T_\phi p) \approx \frac{\ddot{\ddot{\omega}}}{T_\phi p + 1}(T_\phi p + 1) = \ddot{\ddot{\omega}}. \end{aligned}$$

Полученные фазовые координаты (выходная координата ВЭП и ее производные) используются при формировании обратной связи в соответствии с (10). Структуры регулятора и звена обратной связи представлены на рисунке 2 и рисунке 3 соответственно.

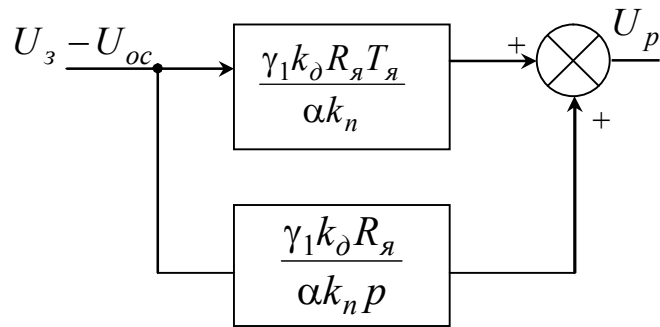


Рисунок 2 – Структура регулятора

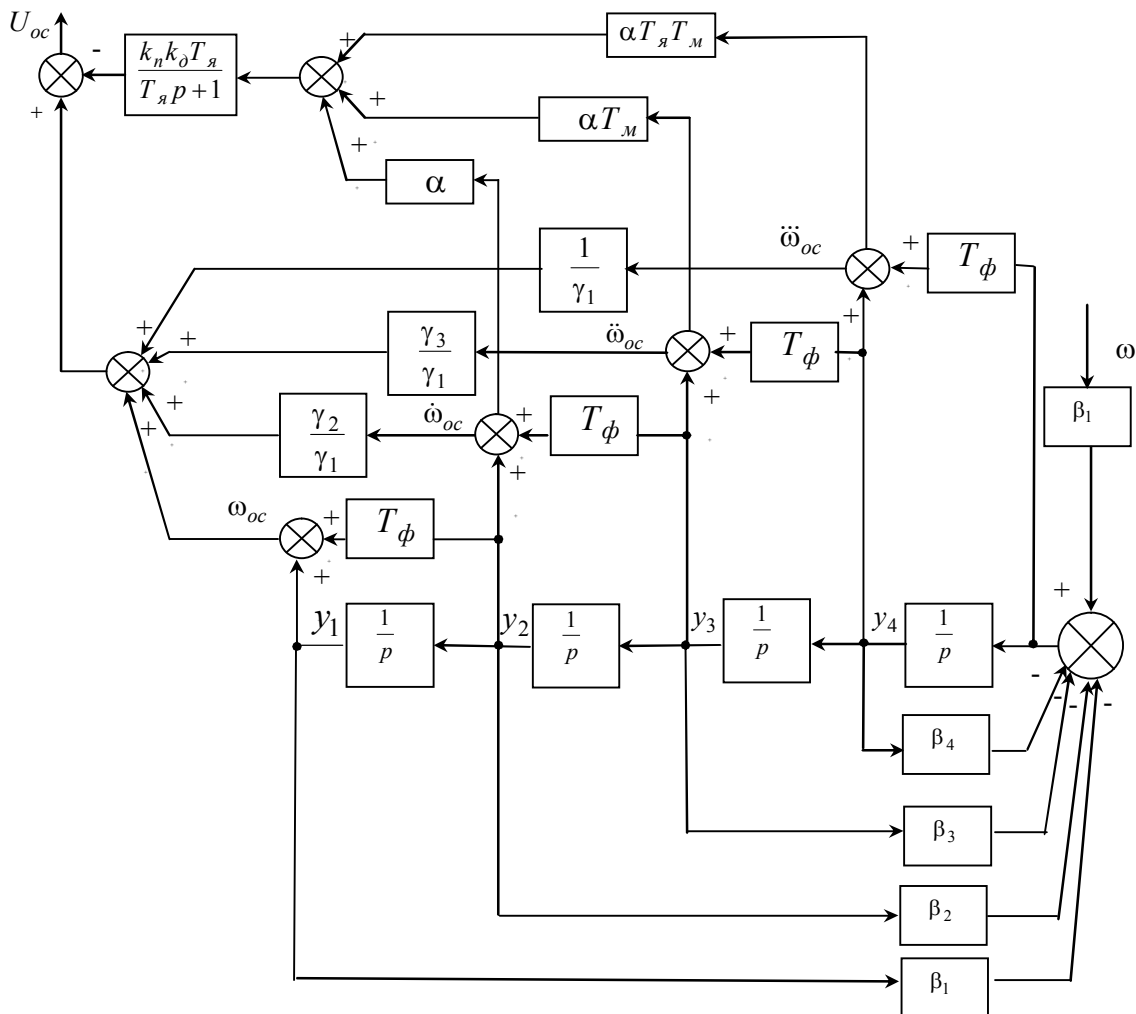


Рисунок 3 – Структура звена обратной связи

Проиллюстрируем приведенную выше методику синтеза регулятора и звена обратной связи на примере.

Исходные данные вентильного электропривода: двигатель –  $U_n = 220 \text{ В}$ ;  $I_\text{я} = 35 \text{ А}$ ;  $L_\text{я} = 0,594 \text{ Гн}$ ;  $T_\text{я} = 0,0583 \text{ с}$ ;  $T_\text{м} = 0,2 \text{ с}$ ;  $k_\partial = 0,385 \text{ 1/В}\cdot\text{с}$ ;  $\omega_n = 84,6 \text{ 1/с}$ ; преобразователь –  $k_n = 22$ .

Зададим апериодический переходной процесс электропривода длительностью  $t_p = 0,5c$  и коэффициентом динамической ошибки  $\alpha = 1$ . Тогда параметры регулятора и звена обратной связи определим в соответствии с (9) и (10) с учетом, что  $\gamma_1 = \left(\frac{10}{t_p}\right)^3$ ;  $\gamma_2 = \left(\frac{10}{t_p}\right)^2$ ;  $\gamma_3 = \frac{10}{t_p}$ .

Переходные процессы по задающему и возмущающему воздействиям синтезированного вентильного электропривода приведены на рисунке 4а и 4б соответственно.

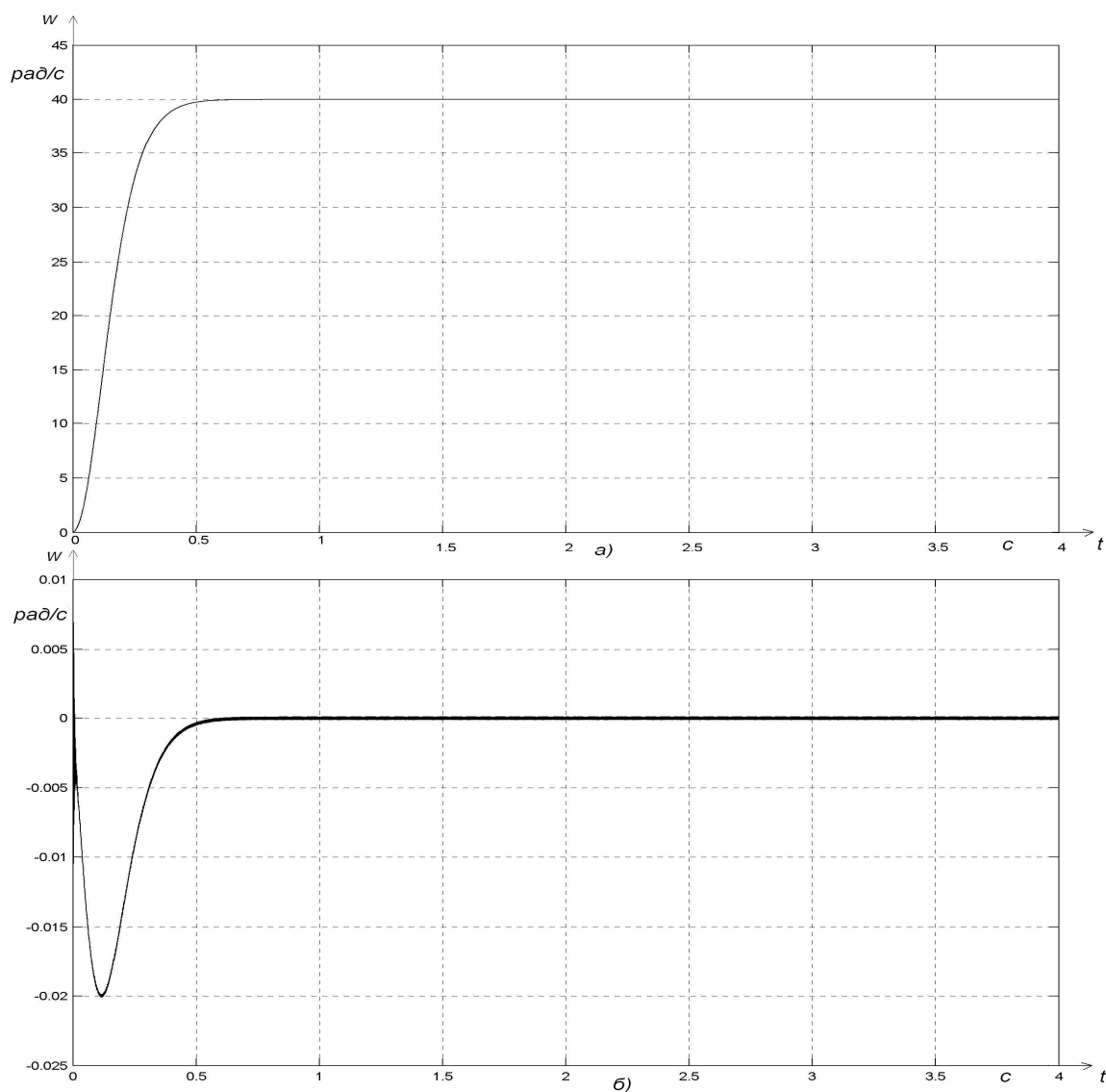


Рисунок 4 – Переходные процессы по задающему (а) и возмущающему (б) воздействиям синтезированного вентильного электропривода

**Заключение.** Синтез регулятора и звена обратной связи по желаемым передаточным функциям по задающему и возмущающему воздействиям, позволяет обеспечить наперед заданное качество регулирования вентильного электропривода (траекторию и время переходного процесса). Изложенная выше методика обеспечивает унификацию синтеза регулятора и звена обратной связи, выбора их параметров в зависимости от требуемого качества регулирования.

### **Библиографический список**

1. Лебедев Е.Д. Управление вентильными электроприводами постоянного тока / Е.Д. Лебедев, В.Е. Неймарк, М.Я.Пистрак, О.В. Слешановский. – М.: Энергия, 1970.

2. Никитин В.М. Оптимизация переходных процессов и выбор параметров ПИД регулятора в приводах с вентильными преобразователями / В.М. Никитин, В.Н. Данилов, А.Д. Поздеев // Электромеханика. – 1986. - №10. – С.89-95.

3. Дрючин В.Г. Синтез регуляторов электропривода постоянного тока на базе интегрирующих фильтров /В.Г. Дрючин, Ю.П. Самчелев, И.С.Шевченко //Тематический выпуск НТУ «ХПИ». – 2008. - №30. – С.248-250.

*Рекомендовано к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.*

*Ламанов С. Л.,  
к.т.н. Михайлова Л. Ф.,  
к.т.н. Цодик И. А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ В СРЕДЕ COMSOL MULTIPHYSICS УЗЛА ГАЛЬВАНИЧЕСКОЙ РАЗВЯЗКИ ТИРИСТОРНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЧАСТОТЫ**

*Наведено результати дослідження вузла гальванічної розв'язки тиристорного перетворювача частоти. Описано методики розрахунку параметрів схеми заміщення, розподілу ЕРС по витках катушки.*

**Ключові слова:** *COMSOL Multiphysics, схема заміщення, потік взаємодукції, потік розсіяння, розподіл ЕРС.*

*Приведены результаты исследования узла гальванической развязки тиристорного преобразователя частоты. Описаны методики расчета параметров схемы замещения, распределения ЭДС по виткам катушки.*

**Ключевые слова:** *COMSOL Multiphysics, схема замещения, поток взаимодукции, поток рассеяния, распределение ЭДС.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Современная силовая преобразовательная техника требует наличия дешевых и простых в применении высокоэффективных средств согласования и гальванической развязки индукционной нагрузки (далее для сокращения - средства согласования и развязки нагрузки) с источником питания на средних (звуковых) частотах ( 2,4 - 10 кГц) при мощностях десятки и сотни киловатт.

Гальваническая развязка индукционной нагрузки от источника питания в мировой практике пока почти не применяется из за значительной стоимости (15 - 45 тыс. грн), массы (100 - 200кг и более) и габаритов закалочных трансформаторов. На перемагничивании магнитопровода в таких трансформаторах теряется до 20% энергии, поэтому их необходимо обеспечивать водяным охлаждением. На высоких частотах (от 66кГц) для гальванической развязки и согласования низковольтной нагрузки с анодным высоковольтным контуром генераторной лампы используют воздушный трансформатор, одна обмотка которого образует резонансный контур с подключенным параллельно к ней конденсато-

ром, а вторую нагружают маловитковым индуктором, не скомпенсированным конденсатором. Такое техническое решение иногда применяется для питания отдельных разновидностей среднечастотных индукционных нагрузок (например, закалочных маловитковых индукторов), и не используется для распространенных многовитковых индукторов плавильных печей и установок объемного нагрева. В качестве другого технического решения гальванической развязки нагрузки с промышленной сетью  $\sim 50$  Гц иногда используют питание преобразователя частоты через трансформатор с изолированной нейтралью, но это требует применения отдельной трансформаторной подстанции (фирма ESTEL, Таллинн). Таким образом, гальваническая развязка нагрузки используется очень редко, отчего индукторы индукционных установок зачастую имеют гальванический контакт с инвертором и промышленной сетью питания  $\sim 380$  В, 50 Гц, что требует дополнительных мер по согласованию нагрузки с источником среднечастотного питания и ухудшает электрическую безопасность для обслуживающего персонала подвергая людей возможности поражения электрическим током с тяжелейшими последствиями.

В предлагаемой схеме гальванической развязки [1] передача энергии осуществляется за счет индуктивной связи двух контуров. Поэтому ключевым моментом в проектировании преобразователя частоты с гальванической развязкой является точный расчет процессов в системе индуктивно связанных контуров.

**Анализ исследований и публикаций.** Расчет рабочих процессов в системе двух контуров в настоящее время изучен недостаточно. В основном это расчет индуктивностей [1]. Расчет электродинамических усилий, распределение потокоцепления по виткам, влияние ферромагнитных экранов на параметры контуров в настоящее время практически не изучено.

**Постановка задачи.** Разработать методику математического моделирования, что позволит определить коэффициент связи, электродинамические усилия на витках контура, оценить потокоцепление витков вторичного контура, параметры схемы замещения при различном взаимном положении контуров.

**Изложение материала и его результаты.** Для решения поставленной задачи можно использовать численные методы, например, метод конечных элементов. Среди множества известных в настоящее время программ следует выделить COMSOL Multiphysics.

COMSOL Multiphysics - это мощная интерактивная среда для моделирования и расчетов научных и инженерных задач основанных на дифференциальных уравнениях в частных производных (PDE). С этим программным пакетом можно расширять стандартные модели, использующие одно дифференциальное уравнение (прикладной режим) в

мультифизические модели для расчета связанных между собой физических явлений. Расчет не требует глубокого знания математической физики и метода конечных элементов.

В общем случае для расчета необходимо:

1. Задать геометрическую модель объекта.
2. Указать граничные условия и физические свойства элементов модели.
3. Произвести расчет.
4. проанализировать полученный результат.

В качестве объекта исследований выбрана система из двух соосно расположенных катушек круглой формы намотанных из медной трубки. Катушка первичной обмотки имеет внутренний диаметр 200 мм, она изготовлена из трубки с наружным диаметром 12 мм и содержит 5 витков. Вторичная обмотка выполнена из медной трубки диаметром 20 мм, содержит 4 витка и имеет внутренний диаметр 300 мм.

Решаем поставленную задачу как двумерную, осе симметричную (Axial symmetry 2D).

Из имеющихся в COMSOL Multiphysics разделов для моделирования электромагнитных процессов во взаимосвязанных контурах применяем раздел AC/DC Module, подраздел Meridional Induction Currents, Magnetic Field.

На рисунке 1 показан общий вид исследуемого объекта.

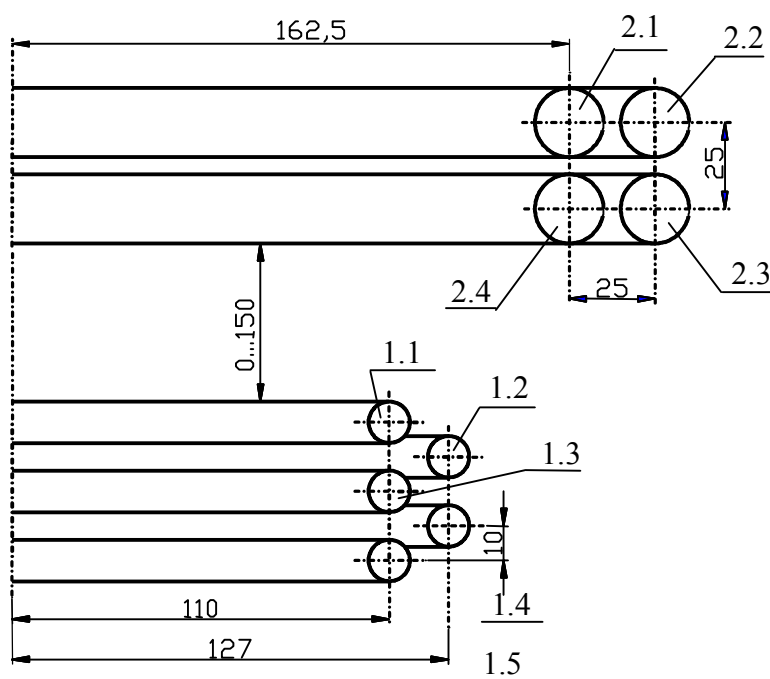


Рисунок 1 – Общий вид узла гальванической развязки

В узле имеется две обмотки 1, 2, витки которых пронумерованы 1.1 – 1.5 и 2.1 – 2.5, соответственно. Для управления током индуктора расстояние между обмотками регулируется в диапазоне 0...150 мм.

Для определения параметров схемы замещения необходимо знать потокосцепление витков обмотки. Для этого надо определить величину потока, сцепленную с данным витком. Учитывая, что в COMSOL Multiphysics нет возможности непосредственно определить эту величину – ее необходимо рассчитать. На рисунке 2 показана расчетная схема для этого случая.

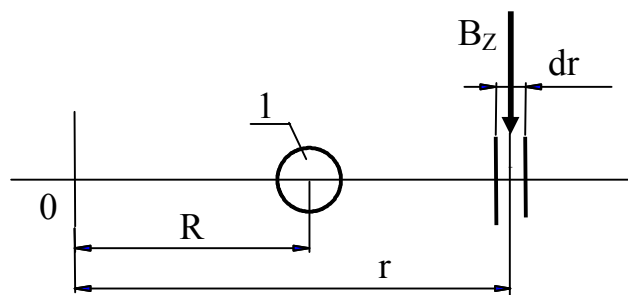


Рисунок 2 – К определению потокосцепления.

Пусть требуется определить потокосцепление витка 1, который имеет радиус  $R$ . Для этого требуется определить поток, который охватывает виток, например, с наружной стороны. Выделим элементарное кольцо шириной  $dr$ . Тогда элементарный поток, который проходит через это кольцо

$$d\Phi = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot B_z \cdot dr, \quad (1)$$

где  $B_z$  – осевая составляющая индукции.

Учитывая, что магнитная индукция связана с магнитным потенциалом  $A_\varphi$  соотношением

$$B_z = -\frac{\partial A_\varphi}{\partial r}, \quad (2)$$

то после подстановки (2) в (1) получив выражение для расчета потока, который сцеплен с проводником 1 в точке на расстоянии  $R$ .

$$\Phi = \int_R^\infty d\Phi = 2 \cdot \pi \cdot \int_R^\infty r \cdot \partial A_\varphi. \quad (3)$$

Если принять во внимание, что при  $r \rightarrow \infty$   $A_\varphi \rightarrow 0$ , то, окончательно (3) принимает вид

$$\Phi(R) = 2 \cdot \pi \cdot R \cdot A_\varphi(R), \quad (4)$$

где  $A_\varphi(R)$  – магнитный потенциал на расстоянии  $R$ .



Для того чтобы определить потокосцепление витка, находим среднее значение магнитного потенциала в области занятой проводниками обмотки, а затем, складываем потокосцепления и получаем суммарное потокосцепление катушки. Для определения индуктивности, достаточно, суммарное потокосцепление разделить на ток, обусловивший это потокосцепление.

На рисунке 3 показана схема замещения узла гальванической развязки.

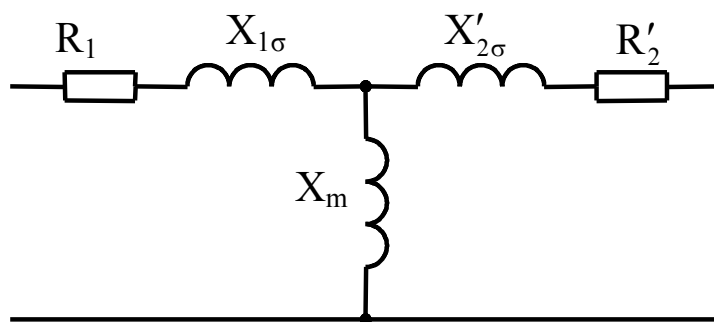


Рисунок 3 – Схема замещения узла гальванической развязки

Эта схема подобна схеме замещения трансформатора, только, ввиду отсутствия магнитопровода, в состав намагничивающего контура входит только индуктивное сопротивление. Расчет активных сопротивлений схемы замещения не вызывает трудностей – достаточно определить активные сопротивления катушек с учетом эффекта вытеснения тока. Для определения индуктивных сопротивлений проведем на математической модели опыт холостого ход при поочередном питании катушек. В таблицах 1 – 4 приведены результаты эксперимента на математической модели системы двух катушек с размерами указанными на рисунке 1. В таблицах 1, 2 результаты опытов при условии, что по катушке 1 (витки 1.1 – 1.5) протекает ток 1000 А, а в таблицах 3, 4 результаты опытов, при условии, что ток 1250 А протекает по обмотке 2 (витки 2.1 – 2.4).

Таблица 1 – Магнитный поток в витках катушки 2, Вб

L, мм	Номера витков				$\Phi_{cp}$
	2.1	2.2	2.3	2.4	
0	0,005818	0,004955	0,006054	0,007677	0,006126
30	0,003991	0,003639	0,004725	0,005475	0,004458
60	0,002690	0,002564	0,003441	0,003741	0,003109
90	0,001783	0,001749	0,002411	0,002515	0,002115
120	0,001144	0,001142	0,001635	0,001661	0,001396
150	0,000676	0,000683	0,001057	0,001056	0,000868

Таблица 2 – Магнитный поток в витках катушки 1, Вб

Номера витков					$\Phi_{\text{ср}}$
1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	
0,01263	0,01512	0,01425	0,0151	0,01259	0,013938

Таблица 3 – Магнитный поток в витках катушки 1, Вб

L, мм	Номера витков					$\Phi_{\text{ср}}$
	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	
0	0,006766	0,008112	0,005362	0,006507	0,004382	0,006226
30	0,004886	0,005798	0,003950	0,004526	0,003129	0,004458
60	0,003517	0,003987	0,002778	0,003091	0,002171	0,003109
90	0,002428	0,002689	0,001899	0,002080	0,001476	0,002114
120	0,001615	0,001766	0,001257	0,001365	0,000974	0,001396
150	0,001009	0,001096	0,000784	0,000846	0,000606	0,000868

Таблица 4 – Магнитный поток в витках катушки 2, Вб

Номера витков				$\Phi_{\text{ср}}$
2.1	2.2	2.3	2.4	
0,02002	0,02178	0,02178	0,02002	0,02090

Зная потоки, которые сцеплены с витками, не трудно определить индуктивности катушек при разном их взаимном положении. Индуктивность определяем по формуле

$$L = \frac{\Phi \cdot W}{I}, \quad (5)$$

где  $\Phi$  – магнитный поток, который сцеплен с витками обмотки, Вб;

$W$  – число витков обмотки;

$I$  – ток, которым наведен поток  $\Phi$ , А.

Пользуясь соотношением (5), определим полные индуктивности  $L_1$ ,  $L_2$  и  $L'_2$ , индуктивности взаимной индукции  $L_{1,m}$ ,  $L_{2,m}$  и  $L'_{2,m}$ , и рассеяния катушек  $L_{1\sigma}$ ,  $L_{2\sigma}$  и  $L'_{2,\sigma}$ . При приведении параметров вторичной цепи к первичной, их необходимо умножить на коэффициент трансформации (в нашем случае  $k_{\text{тр}} = 5/4 = 1,25$ ). Индуктивность рассеяния – равна разности полной индуктивности и взаимной индукции. В таблицу 5 сведены результаты расчета.

Таблица 5 – Расчетные параметры схемы замещения

$L$ , мм	$L_1$ , $\mu\text{Гн}$	$L_{1,m}$ , $\mu\text{Гн}$	$L_{1\sigma}$ , $\mu\text{Гн}$	$L_2$ , $\mu\text{Гн}$	$L'_2$ , $\mu\text{Гн}$	$L_{2,m}$ , $\mu\text{Гн}$	$L'_{2,m}$ , $\mu\text{Гн}$	$L'_{2,\sigma}$ , $\mu\text{Гн}$
0	6,97	3,06	3,91	6,69	10,45	1,99	3,1129	7,3371
30	6,97	2,23	4,74	6,69	10,45	1,43	2,2289	8,2211
60	6,97	1,55	5,41	6,69	10,45	0,99	1,5543	8,8957
90	6,97	1,06	5,91	6,69	10,45	0,68	1,0572	9,3928
120	6,97	0,70	6,27	6,69	10,45	0,45	0,6978	9,7522
150	6,97	0,43	6,53	6,69	10,45	0,28	0,4341	10,016

Приведенные в таблице результаты позволяют определить параметры схемы замещения и рассчитать параметры компенсирующих конденсаторов. Изменение резонансной частоты при изменении результирующей индуктивности можно не учитывать, т.к. резонансная индукционная нагрузка имеет значительные изменения в процессе нагрева заготовки [2, с.12, рисунок 1.4.] Также видно, что потокоцепление витков вторичной обмотки сильно различается – поэтому при их параллельном включении по ним будут протекать уравнивающие токи, что приведет к дополнительным потерям в катушке. Следовательно, при параллельном включении витков необходимо подбирать их расположение, или применять ферромагнитные экраны.

Что касается расчета электромагнитных усилий, то необходимо, зная параметры нагрузки, определить токи в обмотках и их сдвиг по фазе. Затем определяются токи. Как показывают расчеты, усилия могут достигать 100 Н на метр длины проводника. Это обстоятельство надо учитывать при конструктивном оформлении обмотки.

### Выводы.

1. Создана математическая модель, которая позволяет исследовать узел гальванической развязки преобразователя частоты.

2. Математическая модель позволяет определить параметры схемы замещения, распределение ЭДС по виткам, электродинамические усилия.

3. Дальнейшие исследования узла гальванической развязки должны оценить негативные аспекты электромагнитного поля, создаваемого устройством, а также влияние возможного ферромагнитного экрана на параметры устройства, что позволит определить техническую и экономическую целесообразность его применения.

### **Библиографический список**

1. Заявка на винахід № а200904460 від 05.05.2009р. Пристрій підключення індукційного навантаження./ С. Ламанов.
2. Тиристорные преобразователи повышенной частоты для электротехнологических установок / [ Беркович Е.И. Ивенский Г.В. Иоффе Ю. С. и др].– Л.: Энергоатомиздат, 1983. - 208с .

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Заблоским Н.Н.*

*Афанасьев А.М.,  
к.т.н. Ушаков В.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ IGBT С РЕГЕНЕРАТИВНЫМ LCD СНАББЕРОМ**

*На основі імітаційної моделі досліджені електромагнітні процеси і проведений аналіз ефективності роботи IGBT з регенеративною снабберной схемою що до режимів безперервного і переривистого струмів.*

**Ключові слова:** *ефективність роботи IGBT, регенеративний LCD снаббер, режими безперервного і переривистого струмів.*

*На основе имитационной модели исследованы электромагнитные процессы и проведен анализ эффективности работы IGBT с регенеративной снабберной схемой для режимов непрерывного и прерывистого токов.*

**Ключевые слова:** *эффективность работы IGBT, регенеративный LCD снаббер, режимы непрерывного и прерывистого токов.*

**Введение.** Прогресс большинства электротермических процессов и производств, использующих токи средней и высокой частоты, напрямую связан с развитием силовой преобразовательной техники. Ее значимость определяется всевозрастающей потребностью в эффективных высокочастотных полупроводниковых преобразователях для электротехнологий. Постоянно повышающееся качество и уникальные характеристики транзисторных ключей открывают долгосрочные перспективы совершенствования полупроводниковых источников питания и электротермических процессов с их применением. Характеристики полупроводниковых преобразователей зависят от эффективного использования полупроводниковых приборов, которое в свою очередь зависит от режимов их работы.

**Анализ исследований и публикаций.** Одним из наиболее интенсивно развивающихся направлений в электротехнологиях является индукционная обработка металла. Для источников питания высокочастотных установок индукционного нагрева в качестве силовых ключей применяются два основных типа транзисторов: MOSFET и IGBT. Выбор соответствующего типа транзистора определяется заданными выходными параметрами источника, мощностью и частотой коммутации, так

в диапазоне частот 10 – 75 кГц считается эффективным применение IGBT [1].

На практике такие источники наиболее часто выполнены по схеме с неуправляемым выпрямителем на входе и инвертором тока или резонансным инвертором на выходе. Для повышения коэффициента мощности источника питания и обеспечения глубоких регулировочных характеристик, на входе может применяться выпрямитель с активной коррекцией коэффициента мощности, например Виенна-выпрямитель [2], или неуправляемый выпрямитель с импульсным преобразователем постоянного напряжения (ИППН) [3].

Перечисленные выше схемотехнические решения предполагают следующие режимы работы: по характеру тока накопительной индуктивности - режимы прерывистых и непрерывных токов [4], по характеру коммутационных процессов в преобразователях - режимы жесткого HS и мягкого ZCS, ZVS переключения [5].

Эффективность работы IGBT зависит от режимов переключения, которые в свою очередь, зависят от режимов работы накопительной индуктивности. Для режима прерывистых токов включение происходит в ноль тока, что характерно для ZCS режима, а выключение – при максимальном токе, то есть в HS режиме. Для непрерывного режима коммутация, в любом случае, происходит под током, в режиме HS.

При коммутации токов силовыми ключами, неизбежны перенапряжения, обусловленные наличием паразитных индуктивностей. Для защиты ключей применяются снабберы, как правило, это диссипативные RC, RDC цепи [6], позволяющие защитить транзисторы от перенапряжений и уменьшить потери мощности в транзисторах, в тоже время, за счет потерь мощности в активном сопротивлении снабберной цепи, общие потери мощности возрастают.

Регенеративные LCD снабберы [7], уменьшая мощности потерь в ключах, позволяют регенерировать энергию, накопленную в снабберной емкости по необходимости в нагрузку или в источник питания. Применение такого снаббера обеспечивает мягкое выключение IGBT в ZVS режиме, при котором уменьшение динамических потерь мощности в транзисторе осуществляется за счет ограничения скорости нарастания напряжения емкостью снабберного конденсатора  $C_s$ , согласно (1).

$$\frac{\Delta U}{\Delta t} = \frac{I_M}{C_s}, \quad (1)$$

где  $I_M$  – значение тока, соответствующее моменту выключения транзистора;

$C_S$  – значение емкости снабберного конденсатора.

Перезаряд конденсатора  $C_S$  происходит во время открытого состояния транзистора VT по колебательному закону, за время которое можно определить по формуле

$$t = \pi \sqrt{L_S \cdot C_S}, \quad (2)$$

где  $L_S$  – значение индуктивности снаббера.

При этом энергия, накопленная в конденсаторе  $C_S$ , регенерируется в нагрузку, что необходимо учитывать как при расчете параметров схемы, так и при выборе полупроводниковых приборов. На рисунке 1 показана схема импульсного преобразователя с LCD снаббером, регенерирующим энергию в нагрузку.

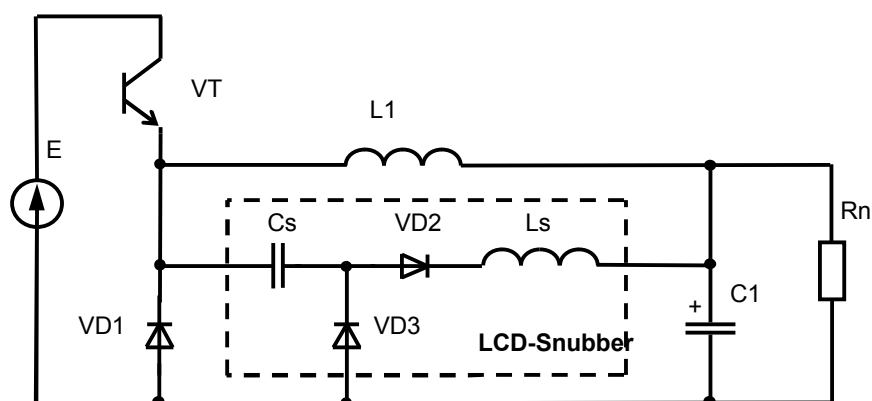


Рисунок 1 – Схема импульсного преобразователя с LCD снаббером

В зависимости от режимов работы накопительной индуктивности, применение LCD снаббера обеспечивает для непрерывных токов – жесткое включение и мягкое выключение транзистора, а для прерывистых токов – мягкое включение, и выключение, то есть с минимальными динамическими потерями мощности.

**Постановка задачи.** С помощью имитационной модели исследовать влияние на эффективность работы IGBT транзистора и преобразователя в целом, величин емкости  $C_S$  и индуктивности  $L_S$  регенеративного LCD снаббера, в режимах прерывистого и непрерывного токов.

**Изложение материала и полученные результаты.** Исследование эффективности работы IGBT проводилось с помощью моделирования в среде OrCad 9.2. Для этого была разработана имитационная PSpice-модель преобразователя, силовая часть которой представлена стойкой из двух последовательно включенных IGBT VT1, VT2 со встречно параллельными диодами VD1, VD2. Такое решение является

классическим для построения большинства преобразователей, в том числе ИППН, инвертора напряжения и резонансного инвертора.

Схема имитационной модели преобразователя показана на рисунке 2.

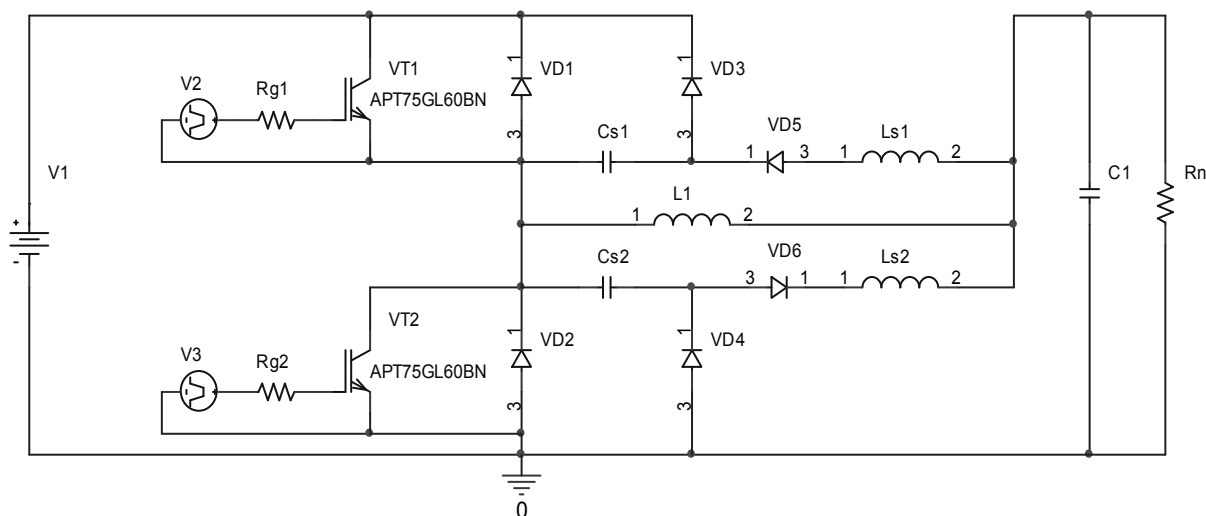


Рисунок 2 – Схема имитационной модели преобразователя

Источник постоянного напряжения  $V1$  моделирует неуправляемый выпрямитель с емкостным фильтром от которого питается преобразователь. Для получения стабильных характеристик в режимах прерывистого и непрерывного токов, управление преобразователем осуществлялось от источника прямоугольных импульсов  $V2$ , моделирующего ШИМ верхнего транзистора  $VT1$ . Нижний транзистор  $VT2$  всегда находится в закрытом состоянии, в соответствии с сигналом низкого уровня источника  $V3$ . Таким образом, имитационная модель представляет собой понижающий импульсный преобразователь постоянного напряжения, работа которого определяется поочередным включением транзистора  $VT1$  и диода  $VD2$ .

Имитационная модель содержит два LCD снаббера, представленные элементами  $Cs1, Ls1, VD3, VD5$  и  $Cs2, Ls2, VD4, VD6$ . Упомянутый выше алгоритм предполагает работу только второго снаббера  $Cs2, Ls2, VD4, VD6$ .

Величина накопительной индуктивности  $L1$  определяет режим работы преобразователя – прерывистый или непрерывный. Нагрузка в имитационной модели представлена сопротивлением  $Rn$  с параллельно включенной фильтрующей емкостью  $C1$ .

На рисунке 3 демонстрируются электромагнитные процессы, характерные для работы импульсного преобразователя с LCD снаббером в режиме прерывистых токов. Выделены процессы переключения IGBT в режимах ZCS и ZVS на фоне временных диаграмм напряжения кол-



лктора  $U_{ce1}$ , тока коллектора  $I_{C1}$ , ток накопительной индуктивности  $I_{L1}$  и ток снабберой индуктивности  $I_{Ls2}$ .

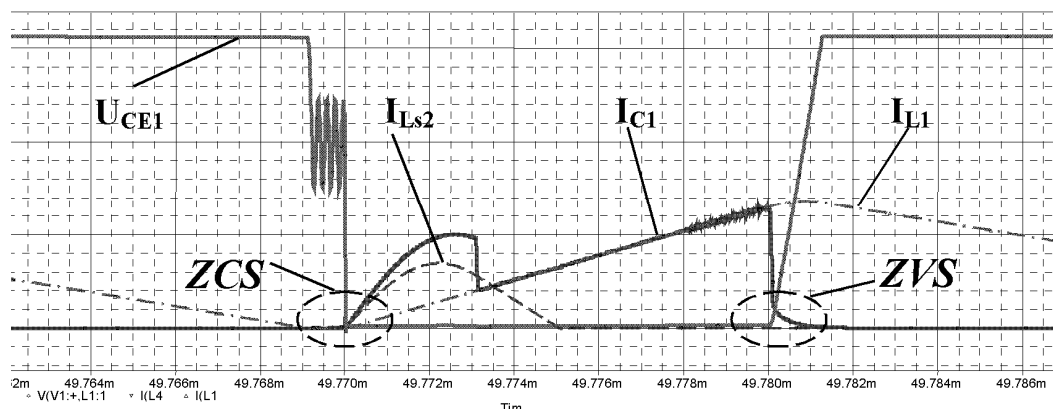


Рисунок 3 – Временные диаграммы, характерные для работы преобразователя с LCD снаббером в режиме прерывистых токов

По результатам моделирования построены графики, наглядно демонстрирующие зависимость КПД от величин индуктивности и емкости LCD снаббера для режимов непрерывного и прерывистого токов, которые приведены на рисунке 4.

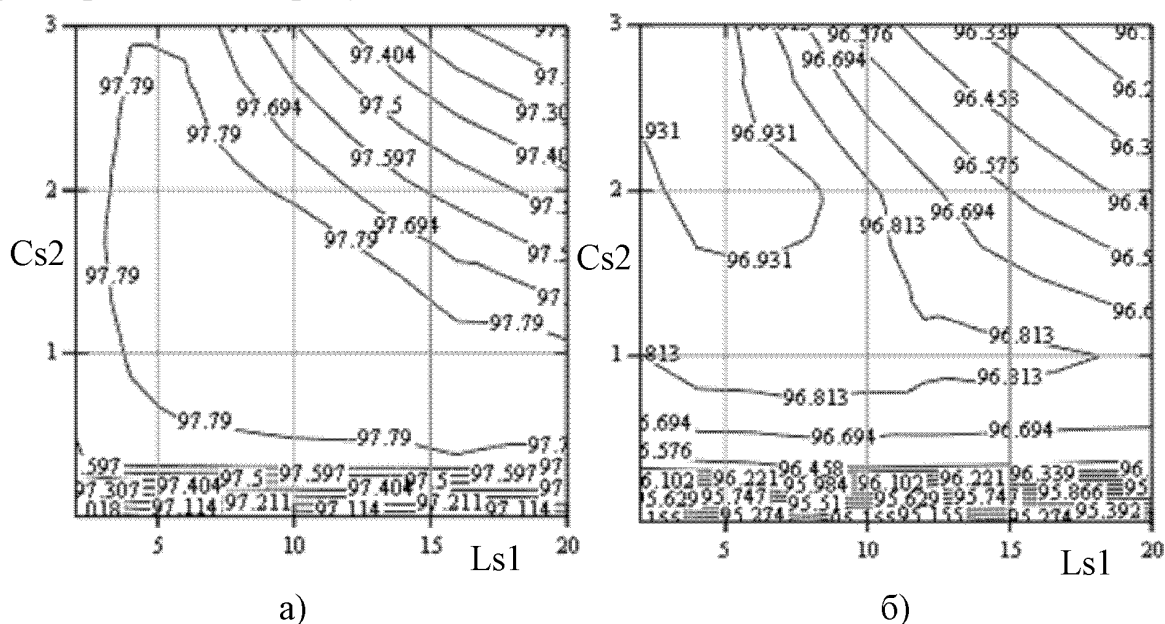


Рисунок 4 – Графики зависимости КПД от параметров  $Cs2$  и  $Ls2$  для режимов непрерывного (а) и прерывистого (б) токов

В процессе моделирования, величины индуктивности и емкости снаббера были подобраны экспериментально, и изменялись в диапазо-

нах  $L_{s2}=0 - 20\text{мкГн}$ ,  $C_{s2}=0 - 3\text{мкФ}$ . Далее элементы снаббера  $C_{s2}$  и  $L_{s2}$  будут упоминаться как  $C_s$  и  $L_s$ .

Из графиков можно видеть, что изменение величины емкости  $C_s$  оказывает большее влияние на КПД в сравнении с изменением величины индуктивности  $L_s$ . Для удобства пользования результатами моделирования, введен коэффициент  $K_{Eoff}$ , позволяющий оценить долю энергии снабберного конденсатора  $E_{CS}$  к энергии потерь выключения исследуемого IGBT транзистора  $E_{off}^*$

$$K_{Eoff} = \frac{E_{CS}}{E_{off}^*}. \quad (3)$$

Энергия снабберного конденсатора  $E_{CS}$  определялась по формуле

$$E_{CS} = \frac{C_s \cdot U^2}{2}, \quad (4)$$

где  $C_s$  – емкость снабберного конденсатора;

$U$  – напряжение источника питания.

Энергия выключения IGBT  $E_{off}^*$  рассчитывалась по формуле

$$E_{off}^* = (I_C - I_{C0}) \cdot \frac{\Delta E_{off}}{\Delta I_C} + E_0, \quad (5)$$

где  $I_C$  – ток коллектора, соответствующий моменту выключения транзистора;

$E_0$  – граничное значение энергии выключения;

$I_{C0}$  – ток коллектора, соответствующий граничному значению энергии выключения  $E_0$ ;

$\frac{\Delta E_{off}}{\Delta I_C}$  – наклон характеристики.

Значения  $E_0$ ,  $I_{C0}$  и соотношение  $\frac{\Delta E_{off}}{\Delta I_C}$  определялись из графика паспортной зависимости энергии выключения от тока коллектора исследуемого транзистора  $E_{off} = f(I_C)$ . Зависимость  $E_{off} = f(I_C)$  исследуемого транзистора APT75GL60BN приведена на рисунке 5.

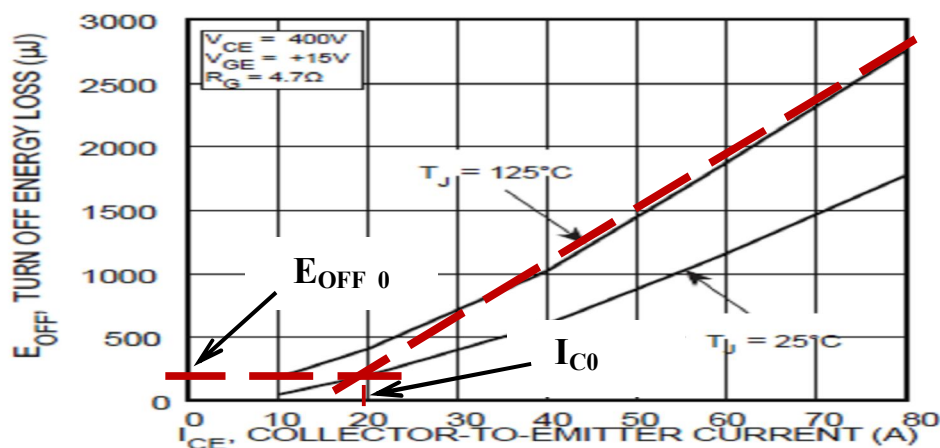


Рисунок 5 – График зависимости энергии выключения от тока коллектора транзистора APT75GL60BN

При необходимости пересчитать величину снабберного конденсатора  $C_S$  для другого типа IGBT, можно пользоваться формулой (6) полученной из (3), (4), (5).

$$C_S = \frac{2 \cdot K_{Eoff} \cdot E_{off}^*}{U^2} = \frac{2 \cdot K_{Eoff}}{U^2} \cdot \left[ (I_C - I_{C0}) \cdot \frac{\Delta E_{off}}{\Delta I} + E_0 \right]. \quad (6)$$

Используя рассчитанные значения коэффициента  $K_{Eoff}$  и результаты моделирования, построены зависимости КПД от величины индуктивности  $L_S$  и коэффициента  $K_{Eoff}$  для режимов непрерывного и прерывистого токов, зависимости приведены на рисунке 6.

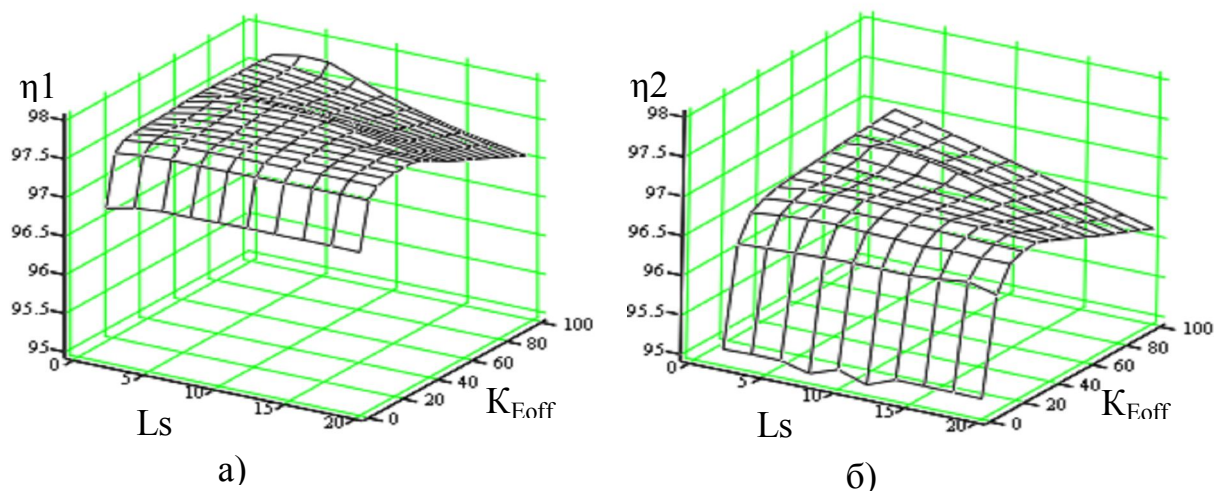


Рисунок 6 – Графики зависимости КПД от параметров  $L_S$  и  $K_{Eoff}$  для режимов непрерывного (а) и прерывистого (б) токов

Анализ полученных зависимости КПД от параметров  $L_s$  и  $K_{Eoff}$  позволил сделать следующие выводы, уменьшение КПД наблюдается в двух случаях, - независимо от коэффициента  $K_{Eoff}$  при значениях  $L_s$  меньше 2 мкГн, и при значениях коэффициента  $K_{Eoff}$  больше 40 и  $L_s$  больше 5 мкГн. Учитывая, что индуктивность  $L_s$  выполняет функцию «насоса» для регенерации энергии из снабберного конденсатора, ее значение необходимо выбирать, еще и с учетом выражения (2).

Для более детального анализа построены зависимости КПД от коэффициента  $K_{Eoff}$  при фиксированном значении снабберной индуктивности  $L_s$ , =4 мкГн. Графики зависимостей КПД для режимов непрерывного и прерывистого токов, приведены на рисунке 7.

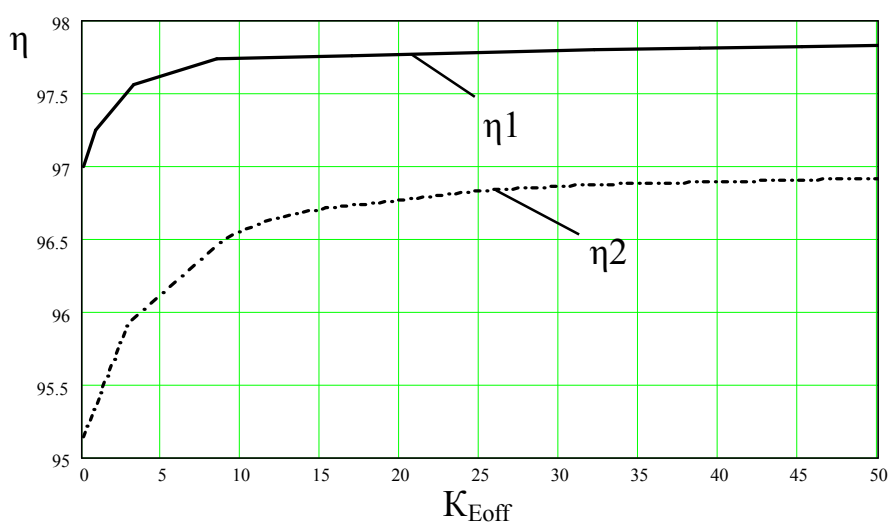


Рисунок 7 – Графики зависимости КПД от коэффициента  $K_{Eoff}$  для режимов непрерывного ( $\eta_1$ ) и прерывистого ( $\eta_2$ ) токов

Анализируя зависимости КПД от коэффициента  $K_{Eoff}$  для режимов непрерывного и прерывистого токов можно выделить следующее, при значении  $K_{Eoff}=0$ , LCD снаббер в работе преобразователя не участвует. В этом случае КПД имеют минимальные значения:  $\eta_1=97\%$ ,  $\eta_2=95,2\%$ . С увеличением коэффициента  $K_{Eoff}$ , наблюдается рост КПД. Для непрерывного режима интенсивный рост КПД происходит до значения  $K_{Eoff} \approx 8$ , при этом  $\eta_1$  изменяется от 97% до 97,75%. Для прерывистого режима интенсивный рост КПД наблюдается до значения  $K_{Eoff} \approx 15$ , при этом  $\eta_2$  изменяется от 95,2% до 96,75%. Дальнейшее увеличение  $K_{Eoff}$  несущественно влияет на коэффициент полезного действия.

Применение LCD снаббера для обоих режимов является эффективным, но для режима прерывистого тока эффективность применения выше –  $\Delta\eta_2=1,55\%$ , по сравнению с  $\Delta\eta_1=0,75\%$  для режима непрерывного.

го тока. Независимо от значения коэффициента  $K_{\text{Eoff}}$ , максимальный КПД наблюдается для режима непрерывного тока.

Тем не менее, в некоторых случаях применение режима прерывистого тока может быть целесообразным, так как позволяет получить лучшие массогабаритные показатели и меньшую постоянную времени переходного процесса.

#### **Выводы.**

1. Получены и проанализированы зависимости КПД от параметров регенеративного LCD снаббера в режимах прерывистого и непрерывного токов. Определено, что снижение КПД наблюдается в двух случаях, при значениях  $L_s$  меньше 2 мкГн независимо от коэффициента  $K_{\text{Eoff}}$ , и при значении коэффициента  $K_{\text{Eoff}}$  больше 40 с индуктивностью  $L_s$  больше 5 мкГн.

2. Применение регенеративного LCD снаббера для обоих режимов является эффективным, и позволяет повысить КПД преобразователя. Для режима прерывистого тока эффективность применения составляет 1,55%, для режима непрерывного тока – 0,75%.

3. Для удобства пользования полученными результатами, введен относительный энергетический коэффициент  $K_{\text{Eoff}}$ , с помощью которого можно пересчитать параметры LCD снаббера для другого типа IGBT.

#### **Библиографический список**

1. D.L.Loveless *Solid State Power Supplies for Modern Induction Metal Heat Treating Metal Producing* 8/95 // <http://www.inductoheat.com>.

2. Чернецов П.О. Исследование активного выпрямителя в составе источника питания для индукционного нагрева / П.О.Чернецов, С.В. Дзлизев, Д.А. Патанов, И.С. Тихомиров // Актуальные проблемы в области индукционного нагрева (АРИН-2006): материалы междунар. научн.-техн. конф., 2006.

3. Поляков В.Д. Высокочастотный преобразователь на IGBT для индукционного нагрева [Электронный ресурс] / В.Д. Поляков., Э. Чаколья. – Режим доступа:

<http://promel2000.narod.ru/index.html>.

4. Севернс Р. Импульсные преобразователи постоянного напряжения для систем вторичного электропитания / Р. Севернс, Г. Блум; пер. с англ. под ред. Л. Е. Смольникова. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 294с: ил.

5. *Soft switching in ZVS or ZCS-mode / switching loss reduction networks* // *IGBT and MOSFET power modules Application Handbook* <http://www.semikron.com>.

6. Y.Zhang, S.Sobhani, R.Chokhawala. *Snubber considerations for IGBT applications International Rectifier Corporations,. Technical Papers* // [www.irf.com](http://www.irf.com).

7. K. Mark Smith Jr. and K. M. Smedley *Properties and Synthesi of Passive, Lossless Soft-Switching PWM Converters* // <http://ieeexplore.ieee.org>.

***Рекомендовано к печати д.т.н., проф.Заблодским Н.Н.***

*Гаврилов К.С.  
(НИПКИ «Искра», г.Луганск, Украина)*

## **УВЕЛИЧЕНИЕ БЫСТРОДЕЙСТВИЯ АНАЛОГОВОЙ ЧАСТИ ИЗМЕРИТЕЛЬНОГО ТРАКТА ГАММА-ТОМОГРАФА**

*Проаналізовано швидкодію вимірювального тракту гамма-томографа при перетворенні і формуванні імпульсу певної форми в аналоговому вигляді. Наведені результати перевірки рішення в експериментальній установці. Визначено входні умови для модернізації цифрової частини вимірювального тракту.*

**Ключові слова:** *вимірювальний тракт, схема компенсації полюса нулем, швидкодію, сцинтилятор.*

*Проанализировано быстродействие измерительного тракта гамма-томографа при преобразовании и формировании импульса определенной формы в аналоговом виде. Приведены результаты проверки решения в экспериментальной установке. Определены входные условия для модернизации цифровой части измерительного тракта.*

**Ключевые слова:** *измерительный тракт, схема компенсации полюса нулем, быстродействие, сцинтиллятор.*

Быстрое развитие различных радиоизотопных отраслей в частности ядерной медицины, привело к активно уменьшающемуся дефициту технических решений с использованием новейших достижений в схемотехнике с использованием «быстрых» элементов, в связи с тем, что результат применения всех радионуклидных методик зависит от детектирующей системы, в частности ее чувствительности и разрешающей способности[1]. Это подразумевает разработку и внедрение новых аппаратных решений касательно конструкции позиционно-чувствительных детекторов (ПЧД) и электронных блоков регистрации данных — спектрометрических трактов.

Сцинтилляционные детекторы относятся к наиболее широко применяемым для регистрации рентгеновского и гамма излучения, так как они сочетают в себе хорошую чувствительность и возможность работать в широком диапазоне температур. Однако их применение для целей томографии сталкивается с проблемой нестабильности измерительного тракта, существенно искажающей результаты измерений.

**Постановка задачи.** В рамках разработки гамма-томографического аппарата одной из наиболее важных задач является разработка измерительно-распознавательной системы, одним из важнейших элементов которой является измерительный тракт.

Создание быстродействующих и точных измерительных трактов для сбора информации с ПЧД томографов гамма-излучения требует оценки и учета многих параметров, среди которых следует особо выделять характеристики сцинтиллятора, являющиеся точкой отсчета точности[2] и чувствительности электронной части детектора и характера последующей обработки данных.

Параметр быстродействия измерительного тракта в составе гамма-томографических аппаратов в первую очередь означает что оцифровка и обработка сигнала детектора должна обеспечивать наименьшее «мертвое время» для получения точной картины распределения радиофармпрепарата в организме. Поэтому для обеспечения наилучшего временного разрешения спектрометрической системы следует разделять быстродействие блока аналогового преобразования сигнала, блока оцифровки и блока обработки оцифрованной информации. Соответственно первым этапом в разработке более технически совершенного измерительного тракта, является модернизация аналогового блока.

В блок аналогового преобразования сигнала в данном случае определены фотоэлектронный умножитель (ФЭУ) и аналоговая часть измерительного тракта, которая служит для получения сигнала и приведения его в удобный для оцифровки вид. Скорость преобразования сигнала в аналоговом виде в необходимую форму для последующей оцифровки значительно влияет на быстродействие тракта в целом.

**Техническое решение.** Токовый импульс с ФЭУ обладает очень крутым фронтом и длительным спадом, что при высокой входной нагрузке тракта (регистрации поступающих фотонов) приводит к многократному наложению импульсов. Для снижения времени возвращения сигнала к нулевому уровню, фильтрации собственных шумов детектора и исключения возможной нелинейности передачи сигнала от детектора к усилителю-формирователю в спектрометрических трактах применяется так называемая схема компенсации полюса нулем[3] (pole-zero cancelation circuit), выполняющую так же функцию ФВЧ-ФНЧ. Этот элемент является одним из важнейших в плане обеспечения быстродействия измерительной системы.

Схема компенсации полюса нулем, использованная в разрабатываемом спектрометрическом тракте гамма-томографа приведена на рисунке 1.



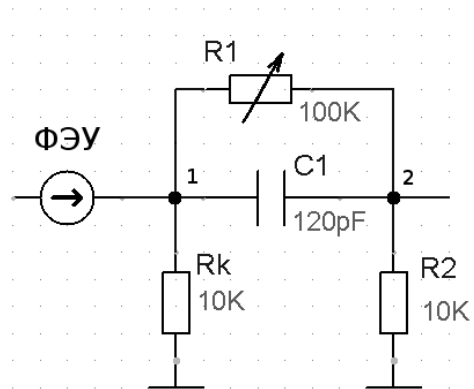


Рисунок 1 – Схема компенсации полюса нулем

Введение в схему резистора  $R_k$  обусловлено тем, что ФЭУ можно представить в качестве идеального источника тока.

Полностью аналоговую часть разрабатываемого тракта можно в совокупности описать следующим образом: схема компенсации полюса нулем, выступающая в качестве формирователя импульса квазигауссовой формы, позволяющей получить наиболее точные данные при оцифровке сигнала; линейный масштабирующий усилитель, выбираемый соответственно необходимому уровню сигнала для последующей обработки. Сборку этих двух схемных единиц обычно определяют как усилитель-формирователь сигнала (УФ).

Структурная схема аналогового блока измерительного тракта представлена на рисунке 2.

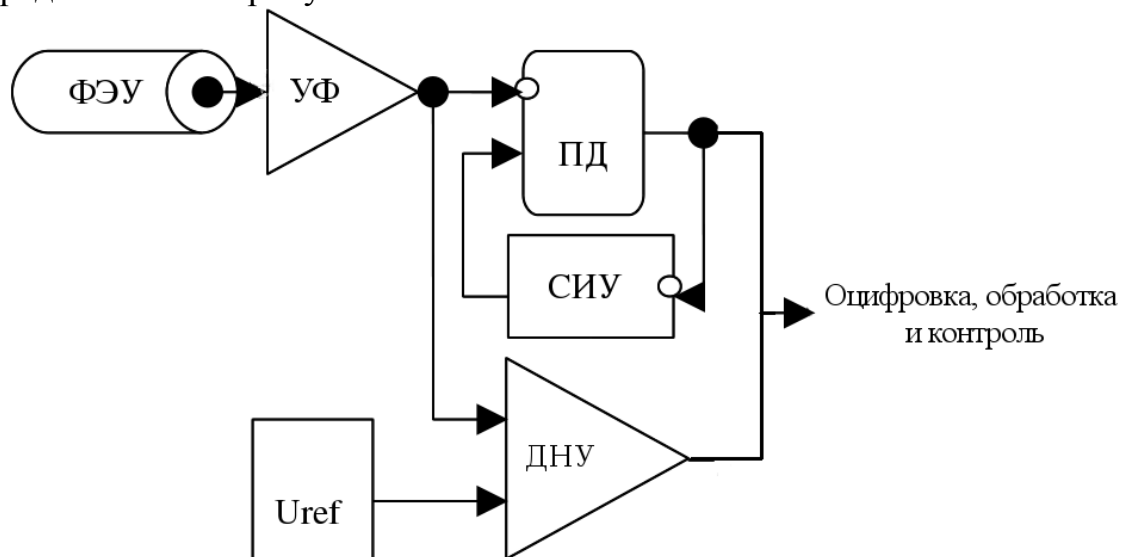


Рисунок 2 – Структурная схема аналоговой части измерительного тракта

Сигнал с УФ подается на вход дискриминатора нижнего уровня (ДНУ), определяющего превышение напряжение выходного сигнала УФ опорного напряжения, что для управляющей логики спектрометри-

ческого тракта свидетельствует о получении импульса с детектора. Сигнал с выхода ДНУ устанавливает опорное напряжение  $U_{ref}$  близкое к нулю, что не дает компаратору дискриминатора срабатывать до возвращения входного сигнала с УФ к исходному состоянию.

Для точного определения максимума амплитуды сигнала, полученного с усилителя-формирователя и сохранения этого значения для последующей оцифровки в разрабатываемом спектрометрическом тракте используется инвертирующий пиковый детектор.

**Проверка на практике.** В процессе разработки измерительной системы гамма-томографа было проведено практическое тестирование сборки сцинтиллятор - ФЭУ - схема компенсации полюса нулем в различных вариантах. В качестве сцинтилляторов использовались кристаллы двух типов —  $\text{NaI(Tl)}$  и  $\text{CsI(Tl)}$ , поскольку эти неорганические сцинтилляторы наиболее распространены в настоящее время в различных спектрометрических системах. Оба кристалла обладают хорошей чувствительностью, однако  $\text{CsI(Tl)}$  обладает большей эффективностью регистрации, но меньшим световым выходом.

Экспериментальный стенд помещался в «черный ящик», защищенный от световых лучей и от воздействия внешнего фона. Схема экспериментального стенда представлена на рисунке 3.

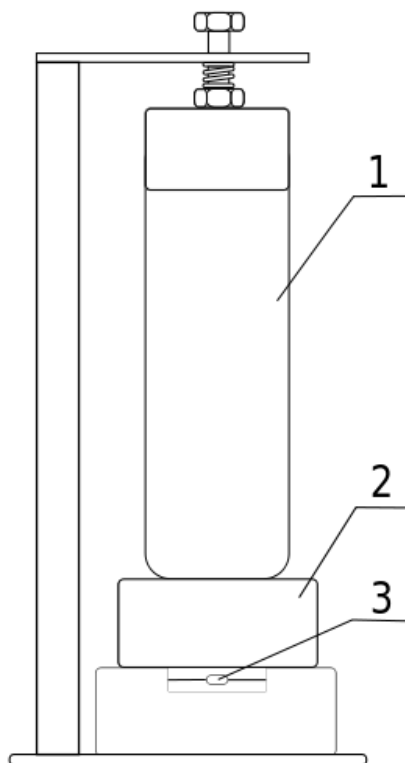


Рисунок 3 – Схема экспериментального стенда:  
1 – ФЭУ, 2 – сцинтиллятор, 3 – изотоп.

Импульсы, полученные от контрольного источника, в качестве которого в экспериментальной установке использовался  $^{137}\text{Cs}$ , с помощью ФЭУ-85 для различных сцинтилляторов представлены на рисунке 4.

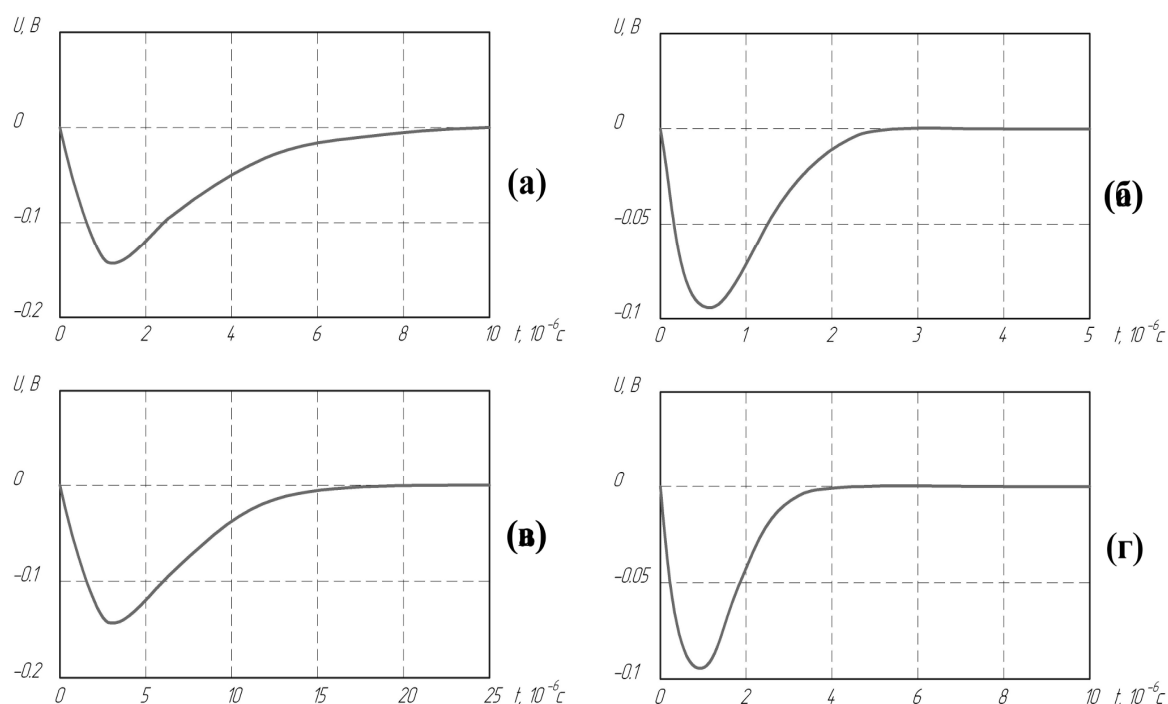


Рисунок 4 – Импульсы от контрольного источника  $^{137}\text{Cs}$  на входе (а, в) и выходе (б, г) схемы компенсации полюса нулем с использованием сцинтилляционных кристаллов NaI(Tl) (а, б) и CsI(Tl) (в, г).

Графики показывают значительное укорочение спада импульса с небольшой потерей по амплитуде, что позволяет ускорить работу измерительного тракта, при этом избегая наложения импульсов.

Учитывая, что «мертвое время» спектрометрического тракта при формировании квазигауссовой формы импульса рассчитывается как[3]:

$$T_d = 4,1\tau ,$$

а дискриминация наложенных импульсов увеличивает его в зависимости от числа наложений, общее «мертвое время» может достигать десятков микросекунд.

Практические результаты экспериментального тестирования продемонстрировали преобразование сигнала с удалением шумов и наложенных импульсов в пределах от десятков наносекунд до микросекунд. Такие большие диапазоны обоснованы различными характеристиками протестированных цифровых частей тракта, которые не рассматриваются в рамках данной статьи, конкретно — временем, затрачиваемым на оцифровку и предобработку данных.

**Выводы.** Практические тесты наглядно продемонстрировали применимость теоретических предположений относительно сокращения «мертвого времени» аналоговой части спектрометрической системы, что позволяет предположить перспективность применения технического решения при разработке новых радионуклидных измерительных методик и систем, а так же использовать полученные результаты для последующих усовершенствований. Полученные результаты говорят о возможности получения большего количества информации за счет сокращения хвоста импульса ФЭУ, что позволяет накопить для обработки большее количество импульсов, получив при этом намного более точную информацию о распространении радионуклидов в томографических приложениях.

Дальнейшие исследования и разработка измерительного тракта направлена в сторону уменьшения времени оцифровки и сохранения данных о промежуточных импульсах (попадающих в «мертвое время» тракта, связанное с оцифровкой и обработкой), что возможно при выборе наиболее «быстрой» электроники, и каскадной реализации нескольких пиковых детекторов с распределением импульсов по нескольким «банкам памяти» с последующей обработкой и оценкой. По предварительным теоретическим выводам это позволит значительно улучшить точность алгоритма распознавания пространственного распределения радионуклида при гамма-томографических исследованиях, за счет обработки и анализа распределения комптоновских взаимодействий а так же значительно сократить «мертвое время» измерительного тракта и, соответственно, улучшить быстродействие измерительной системы в целом.

#### **Библиографический список**

1. Калантаров К.Д., Калашиников С.Д., Костылев В.А, Кутузов С.Г., Марковский А.Е, Наркевич Б.Я., Пономарев В.В., Сошин Л.Д. *Аппаратура и методики радионуклидной диагностики в медицине.* / М.: ЗАО «ВНИИМП-ВИТА», 2002, 122 с.
2. Калашиников С.Д. *Физические основы проектирования сцинтилляционных гамма-камер* / М.: Энергоатомиздат, 1985, 120 с.
3. Д.В. Кутний, И.М. Прохорец, А.В. Рыбка, Д.В. Наконечный, С.И. Прохорец, А.А. Захарченко, К.В. Кутний. *Методика измерения электромагнитного излучения полупроводниковыми детекторами* // ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ, 2006, № 1, Серия: Вакуум, чистые материалы, сверхпроводники (15), с.163 -169.

*Рекомендовано к печати проф. Паэрандом Ю.Э.*

## **ABSTRACTING**

### **CHAPTER “DEVELOPMENT OF MINERAL DEPOSITS”**

**Litvinsky G.G. The founder of the domestic science about rock pressure (To memory of Prof. M.M.Protodjakonova it is devoted).**

Sources and the science initial stages about mountain pressure are shown. Authors of the basic scientific hypotheses of the natural arch are mentioned. The short science biography of prof. M.M.Protodjakonova is given as the founder of the doctrine about rock pressure in a domestic science. His scientific contribution to development of rock geomechanics is appreciated.

**Keywords:** rock pressure, development stages, natural arch, authors of hypotheses, prof. M.M.Protodjakonov, scientific contribution, founder rock geomechanics.

**Litvinsky G.G. Estimation criteria of the technical efficiency of volume hydraulic machines.**

Existing approaches to a comparative estimation and comparison of various designs hydromachines (H'M) are examined. Criteria of technical efficiency of commercial H'M are appreciated and offered. Examples of application are given and the generalized dimensionless criterion of technical efficiency is recommended.

**Keywords:** the analysis of criteria; volume hydromachines; criteria of technical efficiency; intensive and extensive criteria; new criterion of efficiency.

**Frumkin R. A. Quality assurance of work and technological processes of underground mining works.**

The new approach to an estimation of quality of performance of technological processes and the works, the providing control and management is offered by them.

**Keywords:** processes of underground mining works, qualities of work, the control, management.

**Litvinsky G.G. Kovalev G.P. Design of new type axial hydromachines.**

Questions of development of aksial-piston hydromachines (H'M) are considered. The design of new type hydromachines with castellate plunger HMAC is offered. The design procedure of principal parameters and characteristics HMAC is given. Technical characteristics of various

dimension-type HMAC are estimated, the comparative analysis of commercial hydromachines and HMAC is made.

**Keywords:** aksial-piston hydromachines design procedure; principal parameters; technical characteristics; comparative analysis hydromachines.

**Mochalin Ye.V., Mochalina I.G. Numerical analysis of swirl flows typical for vertex and cyclone chambers.**

The fact of valid calculation of swirl internal liquid flows on the base of RANS equations with RSM based closure is shown. The results confirming suitable reproduction of main features of the flows in vortex and cyclone chambers are presented.

**Keywords:** vortex chamber, hydrocyclone, swirl flow, turbulence model, numerical analysis.

**Gayko G.I., Zaev V.V. Developing recycling methods for thermal energy at underground gasification or combustion of coal seams.**

Thermal energy extraction methods out of burning zone of coal seam and surrounding rocks at underground coal gasification. New technology allows getting additionally power except generator gas by using liquid heat carrier.

**Keywords:** underground coal gasification, underground gas-generator, thermal power, wells, pipe header, generator gas, liquid heat carrier.

**Dolzhikov P. N., Korsakov D.V. About displays technogenic earthquakes in the underworking territories.**

New geodynamic processes on fields of mines of Dolzhano-Rovenetsky geological and industrial region are revealed and considered, the analysis of the reasons of their occurrence is made.

**Keywords:** rock massif, underflooding, stress, earthquake.

**Korneyev S.V., Dobronogova V.Yu. Automatic control laws for tension of traction unit of underground belt conveyors.**

Automatic control laws for tension of traction unit of belt conveyors with automatic tension appliance and their analysis are given.

**Keywords:** belt conveyor, traction unit, control for tension, control law.

**Korneev S.V., Belousov V.V. Modelling principles of underground transport systems.**

Principles of coal mines underground transport modeling as the single system, including the functional-structural elements of transport, hoisting, hollow and entry-driving machines, that allows to take into account influence of transport on coalface goods traffics forming and estimate his efficiency.

**Keywords:** underground transport, modelling, system, functional-structural elements, goods traffics.

**Babiyuk G., Leonov A., Puntus V., Bakayev O. Perfection of instrument-methodical maintenance for tests of rock in a mode of controllable deformation.**

The results of works on perfection of instrument-methodical maintenance of rock mass models tests in a mode of controllable deformation are submitted.

**Keywords:** tests, model, rock, a massif, a press, rigidity, diagram, deformation, destruction.

**Klishin N.K., Sklepovich K.Z., Kasyan S.I., Pron P.A. Substantiation schemes of the spatial arrangement of anchors in floor taking-out works.**

Results of research of influence of various schemes of anchoring of soil on its decrease floor lift on which basis the optimum scheme of an arrangement of anchors in works soil is chosen are stated.

**Keywords:** taking-out work, floor lift, soil anchoring, numerical modelling.

**Larchenko V. G., Denisenko E. A. Way of designing of coordinates of points from the surface in mine.**

The offered way of designing of coordinates of points from a surface in mine excludes descent and lifting of plumbs, supervision over their fluctuations that allows to reduce considerably time and to raise accuracy of designing at orientation of mines.

**Key words:** designing of coordinates of points, free falling of the metal balls, the directing apertures, special screens.

**Averin G.A., Kir'yazev P.N., Docenko O.G., Filonyuk Y.V., Determine initial step of roof failure in geological – condition on Vachrushevo mine.**

The article gives modeling results, which was directed on determine initial step of roof failure and on determine its criterion.

**Keywords:** modeling; criterion by initial step of roof failure.

**Shtanko L.A., Remizov A.V. The ground of ways guarding of the development workings of the stratum  $m_3$  on the mine "Carbonit".**

The ways of the development workings on the technique-economics comparison of the versions are grounded.

**Keywords:** rock pressure, development workings, ways guarding.

**Abakumova E.V., Verba R.V., Denisenko V.P., Lukinov V.V.**

Method of prognosis of dynamics volumes methane withdraw from mine.

The method of prognosis of dynamics volumes methane of extractive by the underground system of degassing of coal mine taking array of breeds natural and technological in the affected zone of cleansing works is offered. The results of prognosis of dynamics of extractive volumes of methane for the terms of elaboration of concrete coal layer are resulted.

**Keywords:** methane, extractive volumes, prognosis, dynamics, factors of elaboration.

**Korsakov D.V. The analysis of deformations of a terrestrial surface at hydroactivization of rocks.**

Geometrical characteristics of the formed gaps in the closed mines in the Central Donbass and on this basis is given strain typing zones the earth's surface.

**Keywords:** analysis, deformation, strength, flooding, coal mine, the failure.

**Shchelokov G.S. Regulation of the centrifugal pump through the recycling of fluid flow.**

The limits of regulation of the centrifugal pump when changing the hydraulic resistance of pressure and recirculation piping are defined. The calculations of power consumption of graphic and analytical methods are givin.

**Keywords:** centrifugal pump, hydraulic resistance, the recirculation pipeline.

**Shabelnikov S.I., Relationship between the performance of sandstone coal measures Krasnodon coal-bearing district and distribution of crushing zone rocks.**

The article is devoted the study of durability properties of sandstones of coal layer of Krasnodon geological – industrial region according from data of geological survey mining holes. Conformity to law of change is rotined physics is mechanical properties of sandstones with a depth, and also belonging areas of decline of durability properties of sandstones to the areas of tectonic efforts, deforming the coal layer of mountain breeds, that allows to forecast violations of coal layer and its intensity with a depth in the underground mountain making.

**Keywords:** physics is mechanical properties, crushing areas, durability descriptions of sandstones.



## CHAPTER “METALLURGY”

**Novokhatskiy A.M., Mikhaylyuk G.D., Karpov A.V., Manakov V.P. Interrelation of indicators of durability at various ways of tests of anthracite.**

Indicators of durability of the anthracite extracted on a number of mines of Ukraine, on falling are received and analysed. The interrelation of an indicator of hot durability of coal and its durability on falling is found.

**Keywords:** anthracite, durability on falling, hot durability.

**Petrushov S.N., Rusanov I.F., Oskirko T.V. Influences of slams input at different methods of charge for sinter burden on sintering process and sinter quality.**

The results of comparison of indexes of process of sintering and determination of quality of spriter are resulted at the different methods of introduction of slams in charge for sinter burden.

**Keywords:** sintering, slams, indexes of process of agglomeration, durability of.

**Borovik P.V. , Lutsenko V.A. Factor of friction at asymmetry of distributing of rolling moment with gravitation influence.**

Influence of friction is considered on asymmetry of distributing of moments between rolls, bar caused a bend under the action of gravity forces. It is set that their influence on asymmetry of distributing of moment takes a place at the defined values of form factor. The degree of influence increases as far as diminishing of form factor value up to the transition of moment on an overhead roller in the generator mode. At the increase of form factor value and diminishing of friction coefficient a difference in the conditions of the contact condition of rollers with a metal is evened, that at certain conditions results in the symmetric distributing of rolling moment.

**Keywords:** friction coefficient, gravitation forces, rolling moment, asymmetry of rolling process, tensely deformed state, contact stresses.

**Borovik P.V, Lutsenko V.A. Solution of problem on an account of material plastic properties at the simulation of process hotter cutting on scissors.**

Possibility of the use of experimental results of process cutting parallel knives with the purpose on an account of mechanical properties of material cut in the hot state is considered. The estimation of possible reasons having influence on quality simulation results is given.

**Keywords:** mathematical simulation, scissors, stress-strain curve.

**Mushegyan V.O. Receipt of molybdenum bars by cathode-ray melting method with intermediate capacity.**

The experienced melting of molybdenum bars is conducted in a cathode-ray stove with an intermediate capacity. The optimal technological mode of remelt is certain the method of mathematical design of bar forming process. A structure and chemical composition of bars is investigational.

**Keywords:** molybdenum, cathode-ray melting, intermediate capacity, mathematical design, cooling speed, bar, macrostructure, chemical composition.

**Oginsky Y.K. Work and moments at rolling in the asymmetric gages.**

The analysis of existing approaches to the definition of energy-power parameters for sort rolling was made. Substantiation of development reasonability of methods based on the displaced volume is given. The method for determination of work and time at rolling in the asymmetric gages was proposed. The proposed approaches are based on refinement of the parameters of the volumetric material flow, using the principle of minimum energy consumption. The proposed method for direct determination of the rolling moment was made on the basis of unit volume. Using these approaches and principles can exclude the participation of nondescript auxiliary parameters of rolling (the coefficient of friction, lead and a neutral angle) in the calculation methods of work and moments.

**Keywords:** rolling, work, moment, gage, parameter, offset volume.

**Sotnikov A.L., Rudenko V.I., Oshovskaya E.V. Vibracmeasurement testing method codirectional traffic crystallizer with technology axis CCM.**

The article considers the relevance of the issue of control of deviations from the geometrical axis of the mold technological axis stream caster and the results of theoretical and experimental analysis of existing and emerging methods of control.

**Keywords:** swing radius, the technological axis control, analyzer, vibration, mold, tilting mechanism.

**Cheban V.G. Improvement hydrodynamical filter such as “the cylinder in the cone”.**

The review of hydrodynamical filters with a motionless filtering element is executed. Lacks and advantages of hydrodynamical filters such as «the cylinder in the cone» in comparison with hydrodynamical filters such as «the cylinder in the cylinder» and necessity of their improvement are marked

with the purpose of expansion of technological opportunities. Calculation of the offered filter is submitted.

**Keywords:** the hydrodynamical filter, filtering an element, a subtlety of clearing.

**Ershov V. M. Cementation of steel surface at electric-shark to treatment a graphite.**

Experimental information is resulted on the phase analysis of superficial layers of row of steel after electric-shark carburizing a graphite. The role of initial structure of steel is shown on the process of forming of phases at carburizing.

**Keywords:** cementite, phase composition, electric-shark treatment became, nitride.

**Scherbak V.V., Levchenko E.P. Determination of rational speed of load conveyer of an ore-crush complex.**

The finalized analytical expressions for determination of basic parameters of the systems of load of crush aggregates of mining and build industry are given.

**Keywords:** conveyer, crusher, speed of tape, general productivity, load crater.

Levchenko O.O., Levchenko E.P., Zinchenko A.M. Application of obgective-referebce approach to researches of technological process of crushing sn single-roll toothed crusher.

With the help of object-oriented of Visual Basic's programming software product is created n and theoretically analyzed the influence of basic parameters of single-roll toothed crusher with the use of multivariable researches.

**Keywords:** program, single-roll toothed crusher; agglomerate cake, programming environment, multivariable experiment, crushing process.

**Lebedev V.A., Lebedeva I.B. Principles of organization of production of agglomerate of stable chemical composition.**

The results of theoretical and experimental researches of usredneniya of raw material are generalized at the production of agglomerate. Principles of organization are formulated preparations of aglomeracionnoy charge, providing the receipt of agglomerate with the minimum vibrations of his chemical composition.

**Keywords:** agglomeration of iron-ore raw material, usrednenie of charge, storages of materials.

**Kozachishen V.A., Popov G.N., Andreev A.N. Determination of parameters and terms of granulations at pelletizing of agglomerations charge.**

Terms and indexes of rational scheme for adjusting the process of pelletizing of agglomeration charge are determined. The model of granule size growth of different fractions is proposed.

**Keywords:** Pelletizing, agglomeration charge, gas-penetrability, gas-dynamics, centers of pelletizing, height of agglomerate pie, strength of pelles.

**Mitichkina N. G., But A.J. Research of process of manufacturing of stamped tees for one technological transition with application of preparations with oblique edges.**

Results of experimental researches of process of reception of stamped tees for one technological transition by combination in him of operations of formation of tap, a punched hole of his bottom and flanging the punched contour, with use of preparations with oblique edges are resulted.

**Keywords:** T-bend, connector bend, forming, piercing, flanging, die, elastic environment, oblique edges.

**Procenko M.Yu., Essel'bakh S.B., Kuberskiy S.V., Essel'bakh V. S., Shtepan E.V. Analysis of temperature and power parameters of elements arc deep renewal process.**

The estimation of arc temperature is produced in the reactionary area of arc deep renewal process, power of thermal stream, passing through the combined current-carrying electrode, and stake of this power, transmissible a radiation on the reactionary surface of cavity and metallic fusion is certain, that allows to expect optimal parameters of metallic fusions electroarc treatment.

**Keywords:** arc deep renewal, electrode, incineration, power, energy, arc, stream of heat, temperature, power inputs.

**Brozhko R.N., Sergienko S.N. Design and investigation of highly durable plasmatrons for evaporation.**

The results of experimental researches on plasmatrons for evaporation are given. Due to durability tests some technical characteristics of designing plasmatrons are established.

**Keywords:** plasmatron, evaporation, discharge channel, cathode unit, anode.

## CHAPTER "CIVIL ENGINEERING"

**Psyuk V.V., Karapetyan S.Kh., Panasenko A.A. Fatigue life of steel constructions on the basis of energyabsorb in of material.**

In the article methodology of determination of resistance of endurance is offered for crane beams and different groups of connections of steel constructions on the basis of parameter of energyabsorb in of material. A comparative analysis over of calculation is brought on the offered methodology and operating norms of planning.

**Keywords:** the diagram of deformation, strength, fatigue life, cyclic loading, steelworks, curved elements.

**Dolholaptyev V. M., Simonova I. N., Simonov S. I. Research and development of energy efficient design solutions homes.**

The investigation of energy-efficient design solutions residential luxury, the results of the basic characteristics of options for architectural-planning decisions and made the comparison of calculated values of specific heat with the control values of specific heat consumption.

**Keywords:** indicators of compactness, energy-efficient design solutions, building heat loss, the specific heat loss, heat consumption.

**Dolgolaptev V.M., Simonova I.N., Simonov S.I. Heat loss through the building envelope of the first mass series dwellings.**

In article is brought analysis and determination of the structure heat of losses barriering design of the building on example large-panel vein building to serieses 1-408A. Analysis was conducted by way theoretical and experimental studies thermal engineering quality existing vein of the fund. It Is Described main method of the experimental study method thermographic removals. The Certain problems of the further studies.

**Keywords:** energy saving, heat loss, thermovision shooting.

**Ivanov A.P., Karapetyan S.Kh., Ivanova I.A. Influence of the local temperature affecting distributing of remaining tensions in the elements of the welded through columns.**

The results of experimental researches are resulted, distributing of the remaining tense consisting is got of elements of the welded through columns from two channels after assembling and of longitudinal rollers of the welded stitch in the certain places of sections.

**Keywords:** through column, channel, remaining tense state, local temperature influence, tenzometriya measuring.

**Gayko Yu.I., Gayko E.Yu. Techniques for concession projects evaluation in construction of municipal infrastructural utilities.**

The results of theoretical researches are considered in the paper. Concession schemes of investment project realization in construction of municipal infrastructural utilities is determined. Techniques for evaluation of economical efficiency of concession projects for basic project participants – concessionaire, government, creditor – are proposed.

**Keywords:** city infrastructure, concession project, investments, economical efficiency, project participant.

**Ivanova M.S. Research of influencing of different factors on the coefficient of stability of foundation, built structurally-unsteady soils.**

Work is devoted research of grounds in difficult engineer-geological terms, and also ways of increase of stability of slopes, built from structural-unsteady soils.

**Keywords:** soils, researches, methods of calculation, stability, slopes.

## **CHAPTER “ELECTRICAL ENGINEERING. RADIOTECHNOLOGY”**

**Zablodsky N.N, Tsodik I.A. Androshchuk A.D. Simulation of thermal complex process of technological devices.**

The technique of mathematical modeling of thermal processes of complex technological devices on the example of hot plate vulcanizing press, an algorithm for solving multi-physics problems with the use of two- and three-dimensional models of heating plates, developed guidelines for building a physical model.

**Keywords:** thermal processes, methods of modeling, hot plates, the uniformity of the temperature field.

**Zablodskiy N.N., Gritsyuk V.Yu. Assessment of cross-cutting holes in floor rotor of the possibility of practical implementation of electromagnetic reduction.**

Established that the sequential arrangement of through holes of the HFR in the axial direction forms a conventional grooves of the tooth-forming area of the rotor, which in turn enables the practical implementation of the reduction of electromagnetic speed PEMT.

**Keywords:** polyfunctional electromechanical transducer, holes, the tooth area, reduction of electromagnetic.

**Lushchik V.D. Synchronous motor cascade.**

Synchronous motor cascade with the combined windings, the analysis of experimental studies and identifies directions for further improvements in access control is considered.

**Keywords:** synchronous motor cascade, combined stator and rotor windings, magnetic core, experimental investigations.

**Plugin V. E. Mathematical model of asynchronous machine with a massive rotor in the steady and dynamical states.**

Results over of theoretical researches are brought, the mathematical model of asynchronous machine with a massive rotor in the steady and dynamical states is got .

**Keywords:** mathematical model, generalized machine, asynchronous machine, massive rotor.

**Morozov D.I., Sopov A.A., Andreeva N.I., Kalyuzhny S.V. Static properties of current sources on the base of an inductive capacitive converter.**

The results of theoretical researches of inductive-capacitive converter static properties with DC and AC current output are resulted, external characteristics and dependences of voltages on reactors and condensers from loading are got.

**Keywords:** inductive-capacitive converter, current source, vector diagram, static characteristics.

**Morozov D.I., Sopov A.A., Andreeva N.I., Kalyuzhny S.V. Dynamic properties of current sources on the base of an inductive capacitive converter.**

The results of theoretical researches of inductive-capacitive converter dynamic properties are resulted, time characteristics and transfer function in general overview are got.

**Keywords:** inductive-capacitive converter, current source, transfer function, dynamic characteristics.

**Saratovskyy R.N., Pronchatova T.I. Principle of construction of high-frequency converter for induction melting.**

The features of the construction of high-frequency converter based on voltage inverter to provide a multi-stage process of induction welding of hard alloys.

**Keywords:** high-frequency converter, a voltage inverter, induction welding, multi-step process.

**Saratovskyy R.N. Analysis of half-bridge resonant inverter for inductive load.**

Analyzed the influence of the parameters of reactive elements half-bridge resonant inverter switching its stability and load carrying capacity when the load parameters and frequency of control.

**Keywords:** induction heating, resonant inverter, switching resistance, inductive load.

**Tereshkevich L. B., Chervinska T. M., Kyzmenko M.V. The mathematical models of reactive power management and mode asymmetry in electric grid.**

The mathematical models of reactive power management and mode asymmetry by capacitors battery which allow to calculate the control action in view of voltage asymmetry and also as required taking the concordant solution are developed.

**Keywords:** reactive power, capacitors battery, the voltage asymmetry, watt losses.

**Samcheleev Yu.P., Dryuchin V.G., Shevchenko I.S. Optimization of parameters of throttles is in systems of stabilizing of current.**

The results of search of optimum variant of throttle are resulted in the systems of stabilizing of current from point of a minimum of active losses of power in him.

**Keywords:** system of stabilizing of current, throttle, optimization of parameters.

**Dryuchin V.G., Samcheleev Yu.P., Bielokha G.S. Synthesis of onecontour valve electromechanic.**

Synthesis of the controller and a feedback loop single-valve actuator of the conditions for ensuring the required quality indicators for a given and disturbance.

**Keywords:** synthesis, controller, a feedback loop, valve actuator, the quality of regulation.

**Lamanov C. L., Mikhailova L. F., Tsodik I. A. Modeling in COMSOL Multiphysics site galvanic isolation thyristor frequency converter.**

The results of the study site galvanic isolation thyristor frequency converter. A technique for calculating the parameters of equivalent circuit, the distribution of EMF in the coil turns.

**Keywords:** COMSOL Multiphysics, equivalent circuit, the flow of mutual, leakage flux, the distribution of EMF.



**Afanasyev A.M., Ushakov V.I. Analysis of operation efficiency of IGBT with LCD regenerative snubber.**

Research of Electromagnetic Processes and analysis of operation efficiency of IGBT with circuit of regenerative snubber in modes of continuous and intermittent currents.

**Keywords:** operation efficiency of IGBT, LCD regenerative snubber, modes of continuous and intermittent currents.

**Gavrilov K.S. Speedup of the analog part of a measuring circuit of a gamma tomography.**

The article describes the analysis of speed of a measuring circuit of a gamma tomograph at processing and shaping of the pulse of a specific waveform in an analog type. The results of check of the solutions at the experimental assembly are given. Starting conditions for modernization of the digital part of the measuring circuit were defined.

**Keywords:** measuring circuit, pole/zero compensation circuit, speed, scintillator.

## **ТРЕБОВАНИЯ**

### **к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ**

Статьи должны представляться в соответствии с требованиями ВАК Украины (Перелік № 1 за 2003г). Сборник научных трудов издается три раза в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТУ, тел/факс (06442) 2-68-87, E-mail: info@dmmti.edu.ua (для редакции сборника научных трудов ДонГТУ), секретарь редакционной коллегии Скомская Светлана Анатольевна.

Сборник содержит следующие разделы: «Разработка полезных ископаемых», «Металлургия», «Строительство», «Электротехника. Радиотехника». 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 представляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведенных в статье данных полностью несут авторы статьи.

Присланные в редакционную коллегию статьи подвергаются обязательному рецензированию. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами.

Рекомендуемое количество авторов статьи до 3-х человек.

Языки предоставления статей: украинский, русский, английский.

## **СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ**

Предоставляемые статьи должны иметь следующую структуру:

### **УДК**

УДК на статью присваивает отдел библиографии научной библиотеки ДонГТУ, каб.206.

### **Аннотация**

В аннотации приводятся краткие сведения о статье, объемом 5-10 строк, на трех языках: украинском, русском и отдельным файлом на

английском языке с указанием Ф.И.О. авторов, названия статьи, ключевых слов.

#### **Обязательные элементы статьи:**

- постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями;
- анализ последних достижений и публикаций, в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных раньше частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;
- формулирование целей статьи (постановка задач);
- представление основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов;
- выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.
- библиографический список должен быть составлен в порядке ссылок на них. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки.

За авторами статьи остается право выделения жирным шрифтом названия обязательных элементов статьи.

### **ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ**

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (210х297 мм) с полями: верхнее, левое, правое, нижнее – 28 мм. Страницы не нумеруются. Рукопись статьи оформляется с применением редактора WinWord (не ниже версии 6.0) шрифтом Times New Roman, размером 14, одинарным интервалом, без переносов, выравниванием по ширине, абзацным отступом 1,27 см.

2. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, ученая степень, фамилии и инициалы авторов, название организации, города, страны, e-mail автора, название статьи, аннотация на двух языках, после каждой аннотации ключевые слова, основной текст, выводы, библиографический список и отдельным файлом на английском языке - Ф.И.О. авторов, название статьи, аннотация, ключевые слова.

УДК проставляется слева вверху, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал – ученая степень, фамилия, инициалы. В круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив, по правому краю.

Через два интервала - название статьи заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал - краткая аннотация на украинском и русском языках, курсивом. После каждой аннотации – ключевые слова, курсивом.

Через один интервал - текст статьи.

3. Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:

– *растровыми форматами* – gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 200-300 dpi);

– *векторными форматами* – emf, wmf и другими метаформатами.

Рисунки, выполненные в программах Corel, CAD, Word и др., переводятся в один из описанных выше форматов, предпочтительно векторные.

Графический материал следует располагать непосредственно после текста, в котором он упоминается впервые («...на рисунке...», не допускается «см.», «рис.»), или на следующей странице. Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте и нанесены слева направо, сверху вниз. Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст). Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается подпись в формате «Рисунок № – Название» с выравниванием по центру без абзаца. После подписи и перед рисунком оставляется пустой интервал.

4. Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзаца, интервал перед и после абзаца 14 пт, позиции табуляции – 7,75 см по центру (для расположения формулы) и 15,4 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы выполняются с помощью редактора формул Microsoft Equation 3, MathType математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный)	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	8 pt
Symbol (крупный символ)	20 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	14 pt

Недопустимо размещение формул в табличном формате.

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту. Название располагается над таблицей.

Каждая таблица должна иметь один интервал перед названием и один после таблицы.

6. Через один интервал от текста статьи – полужирным шрифтом располагается заголовок «Библиографический список». Библиографический список оформляется курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

7. Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

## **СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ**

Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ

## **К 60-летию проф. БАБИЮКА ГЕННАДИЯ ВАСИЛЬЕВИЧА**



Известный ученый в области горной геомеханики и технологии сооружения горных выработок при разработке угольных месторождений, доктор технических наук, профессор, действительный член Академии строительства Украины, член-корреспондент Международной Академии наук экологии и безопасности жизнедеятельности.

Родился Бабиюк Г.В. в г. Золотое Луганской области 16 октября 1950 года в семье шахтера. Окончил с отличием Коммунарский горно-металлургический институт (ныне ДоГТУ) в 1973 г. и получил квалификацию горного инженера-строителя. С 1973 г. по 1976 г. обучался в ДонГТУ в аспирантуре, а с 1993 г. по 1996 г. в докторантуре по специальности «Строительство подземных сооружений и шахт». Работал с 1976 г. в ДонГТУ ассистентом, старшим преподавателем, доцентом, а ныне работает профессором кафедры «Строительная геотехнология и горные сооружения».

С 1986 г. по 1989 г. был в заграничной командировке в Алжирской народно-демократической республике, где преподавал в Аннабинском университете на французском языке для бакалавров и магистров.

Параллельно с основной работой с 2002 г. работает по совместительству директором Межотраслевого центра последипломного образования (МЦПО). За это время в МЦПО освоены переподготовка специалистов по 14 специальностям технического и экономического направлений, подготовка выпускников техникумов по сокращенной программе, краткосрочные курсы повышения квалификации специалистов по различным направлениям, а центр превратился в одно из ведущих подразделений ДонГТУ.

Кандидатскую диссертацию «Исследование способа охраны подготовительных выработок щелями с перемычками переменной жесткости» защитил в 1977 г. (НГУ, Днепропетровск: руководитель доц., канд. техн. наук И.А. Тихомиров, оппоненты проф., докт. техн. наук К.В. Кошелев – ДПИ, ст. научн. сотрудник, канд. техн. наук А.М. Симанович – ДГИ) по специальности «Шахтное и подземное строительство».

Докторскую диссертацию «Системное обоснование и разработка адаптивных способов обеспечения надежности горных выработок» защитил в 2005 г. (НГУ, г. Днепропетровск: научный консультант д.т.н., проф. Шашенко А.Н. – НГУ, оппоненты д.т.н., проф. Б.М. Усаченко – ИГТМ АН УССР, д.т.н., проф. Е.А. Сдвижкова – НГУ, д.т.н., проф. В.Д. Петренко – ДГТУЖТ) по специальности «Шахтное и подземное строительство».

Сфера научных интересов Бабиюка Г.В. охватывает геомеханику, технологию и организацию горнопроходческих и добычных работ на угольных шахтах.

Основные научные достижения заключаются в обосновании адаптивной методологии управления надежностью горных выработок в течение всего срока службы, создании разнообразных способов обеспечения устойчивого состояния горных выработок, проводимых и поддерживаемых в изменчивых и неопределенных условиях, разработке математических моделей для проектирования горнопроходческих и очистных работ с учетом стохастической и природной неопределенности.

Бабиюком Г.В. подготовлены два кандидата наук, а в настоящее время над завершением диссертаций под его руководством работают 6 аспирантов и соискателей. Он является Председателем специализированного совета К 12.076.01 при ДонГТУ по защите кандидатских диссертаций по специальностям: 05.15.04 – Шахтное и подземное строительство: 05.15.02 – Подземная разработка месторождений полезных ископаемых.

Бабиюк Г.В. является автором около 200 научных статей, двух монографий и двух учебных пособий, свыше 20 патентов и авторских свидетельств на изобретения, некоторые из которых внедрены в промышленности.

За время педагогической деятельности Бабиюк Г.В. подготовил ряд оригинальных циклов лекций по дисциплинам «Строительство горных выработок», «Процессы горнопроходческих работ», «Технология сооружения горизонтальных и наклонных выработок», «Основы научных исследований», «Горнотехнические здания и сооружения», «Строительные конструкции», «Конструкции и расчет крепи горных выработок». Две дисциплины «Разработка месторождений полезных ископаемых» и «Механика горных пород» он читал в Аннабинском университете на французском языке. Им подготовлено свыше 30 оригинальных методических разработок по изучению дисциплин и самостоятельному выполнению индивидуальных заданий студентами, в том числе две разработки на французском языке.

Бабиюк Г.В. награжден серебряной медалью ВДНХ СССР, почетным знаком «Шахтерская слава» III и II степени. Имеет ряд благодарностей Министерства образования и науки Украины. Награжден почетными грамотами и памятным знаком Луганской областной администрации и Луганского областного совета за весомый вклад в развитие национального образования.

Научно-педагогический коллектив ДонГТУ поздравляет профессора Г.В. Бабиюка со славным 60-летним юбилеем!

## СОДЕРЖАНИЕ

### Разработка полезных ископаемых

Литвинский Г.Г. ОСНОВОПОЛОЖНИК ОТЕЧЕСТВЕННОЙ НАУКИ О ГОРНОМ ДАВЛЕНИИ (Памяти проф. М.М. Протодияконова посвящается) .....	5
Литвинский Г.Г. КРИТЕРИИ ОЦЕНКИ ТЕХНИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБЪЕМНЫХ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ МАШИН .....	14
Фрумкин Р.А. КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА ТРУДА И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПОДЗЕМНЫХ ГОРНЫХ РАБОТ .....	22
Литвинский Г.Г., Ковалёв Г.П. РАЗРАБОТКА АКСИАЛЬНЫХ ГИДРОМАШИН НОВОГО ТИПА.....	31
Мочалин Е.В., Мочалина И.Г. ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ЗАКРУЧЕННЫХ ПОТОКОВ, ХАРАКТЕРНЫХ ДЛЯ ВИХРЕВЫХ И ЦИКЛОННЫХ КАМЕР .....	43
Гайко Г.И., Заев В.В. РАЗРАБОТКА СПОСОБОВ УТИЛИЗАЦИИ ТЕПЛОВОЙ ЭНЕРГИИ ПРИ ПОДЗЕМНОЙ ГАЗИФИКАЦИИ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ.....	49
Должиков П.Н., Корсаков Д.В. О ПРОЯВЛЕНИИ ТЕХНОГЕННЫХ ЗЕМЛЕТРЯСЕНИЙ НА ПОДРАБОТАННЫХ ТЕРРИТОРИЯХ .	55
Корнеев С.В., Доброногова В.Ю. ЗАКОНИ АВТОМАТИЧНОГО КЕРУВАННЯ НАТЯГОМ ТЯГОВОГО ОРГАНУ ПІДЗЕМНИХ СТРІЧКОВИХ КОНВЕЙЕРІВ .....	59
Корнеев С.В., Белоусов В.В. ПРИНЦИПЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ СИСТЕМ ПОДЗЕМНОГО ТРАНСПОРТА .....	66
Бабиюк Г.В., Леонов А.А., Пунтус В.Ф., Бакаев О.В. СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРИБОРНО-МЕТОДИЧЕСКОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ ПОРОД В РЕЖИМЕ КОНТРОЛИРУЕМОГО РАЗРУШЕНИЯ .....	76



Клишин Н.К., Склепович К.З., Касьян С.И., Пронь П.А. ОБОСНОВАНИЕ СХЕМЫ ПРОСТРАНСТВЕННОГО РАСПОЛОЖЕНИЯ АНКЕРОВ В ПОЧВЕ ВЫЕМОЧНЫХ ВЫРАБОТОК .....	88
Ларченко В. Г., Денисенко Е. А. СПОСОБ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КООРДИНАТ ТОЧЕК С ПОВЕРХНОСТИ В ШАХТУ .....	95
Аверин Г. А., Кирьязов П. Н., Доценко О. Г., Филонюк Ю.В. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПЕРВИЧНОГО ШАГА ОБРУШЕНИЯ КРОВЛИ В ГОРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ ш. им. В.В. ВАХРУШЕВА.....	101
Штанько Л.А., Ремизов А.В. ОБОСНОВАНИЕ СПОСОБОВ ОХРАНЫ ВЫЕМОЧНЫХ ВЫРАБОТОК ПЛАСТА $m_3$ НА ШАХТЕ „КАРБОНИТ” .....	109
Абакумова О.В., Вербя Р.В., Денисенко В.П., Лукинов В.В. МЕТОДИКА ПРОГНОЗУ ДИНАМІКИ ОБСЯГІВ ВИЛУЧЕННЯ МЕТАНУ З ПІДРОБЛЕНОГО ВУГЛЕПОРІДНОГО МАСИВУ .....	114
Корсаков Д.В. АНАЛИЗ ДЕФОРМАЦИЙ ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ГИДРОАКТИВИЗАЦИИ ГОРНЫХ ПОРОД.....	125
Щелоков Г.С. О РЕГУЛИРОВАНИИ ЦЕНТРОБЕЖНОГО НАСОСА ПУТЕМ РЕЦИРКУЛЯЦИИ ПОТОКА ЖИДКОСТИ.....	131
Шабельников С.И. ВЗАИМОСВЯЗЬ МЕЖДУ ПРОЧНОСТНЫМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ ПЕСЧАНИКОВ УГЛЕНОСНОЙ ТОЛЩИ КРАСНОДОНСКОГО УГЛЕНОСНОГО РАЙОНА И РАСПРЕДЕЛЕНИЕМ ЗОН ДРОБЛЕНИЯ ПОРОД.....	138
<b>Металлургия</b>	
Новохатский А.М., Михайлюк Г.Д., Карпов А.В., Манаков В.П. ВЗАИМОСВЯЗЬ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПРОЧНОСТИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБАХ ИСПЫТАНИЙ АНТРАЦИТА.....	151
Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Осирко Т.В. ВЛИЯНИЕ СПОСОБА ВВОДА ШЛАМА В АГЛОШИХТУ НА ХОД ПРОЦЕССА АГЛОМЕРАЦИИ И КАЧЕСТВО АГЛОМЕРАТА .....	158

Боровик П.В., Луценко В.А. ФАКТОР ТРЕНИЯ В АСИММЕТРИИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ МОМЕНТА ПРОКАТКИ С УЧЕТОМ ДЕЙСТВИЯ ГРАВИТАЦИИ .....	167
Боровик П.В., Луценко В.А. РЕШЕНИЕ ПРОБЛЕМЫ УЧЕТА МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ РЕЗКИ НА НОЖНИЦАХ .....	175
Мушегян В.О. ПОЛУЧЕНИЕ СЛИТКОВ МОЛИБДЕНА МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОЙ ПЛАВКИ С ПРОМЕЖУТОЧНОЙ ЕМКОСТЬЮ.....	182
Огинский И. К. РАБОТА И МОМЕНТЫ ПРИ ПРОКАТКЕ В НЕСИММЕТРИЧНЫХ КАЛИБРАХ .....	188
Сотніков О.Л., Руденко В.І., Ошовська Е.В. ВІБРОМЕТРИЧНИЙ МЕТОД КОНТРОЛЮ СОСПРЯМОВАНОГО РУХУ КРИСТАЛІЗАТОРА З ТЕХНОЛОГІЧНОЮ ВІССЮ МБЛЗ.....	200
Чебан В.Г. УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ФИЛЬТРОВ ТИПА «ЦИЛИНДР В КОНУСЕ» .....	208
Ершов В.М. ЦЕМЕНТАЦИЯ СТАЛЬНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОЙ ОБРАБОТКЕ ГРАФИТОМ .....	219
Щербак В.В., Левченко Э.П. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНОЙ СКОРОСТИ ЗАГРУЗОЧНОГО КОНВЕЙЕРА РУДНО-ДРОБИЛЬНОГО КОМПЛЕКСА .....	227
Левченко О.О., Левченко Е.П., Зинченко А.М. ЗАСТОСУВАННЯ ОБ'ЄКТНО-ОРІЄНТОВНОГО ПІДХОДУ ДО ДОСЛІДЖЕНЬ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ДРОБЛЕННЯ В ОДНОВАЛКОВІЙ ЗУБЧАСТІЙ ДРОБАРЦІ.....	234
Лебедев В.А., Лебедева И.Б. ПРИНЦИПЫ ОРГАНИЗАЦИИ ПРОИЗВОДСТВА АГЛОМЕРАТА СТАБИЛЬНОГО ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА.....	242
Козачишен В.А., Попов Г.Н., Андреев А.Н. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ И УСЛОВИЙ ГРАНУЛООБРАЗОВАНИЯ ПРИ ОКОМКОВАНИИ АГЛОМЕРАЦИОННОЙ ШИХТЫ .....	249

Митичкина Н.Г., Бут А.Ю. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЦЕЛЬНОШТАМПОВАННЫХ ТРОЙНИКОВ ЗА ОДИН ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЙ ПЕРЕХОД С ПРИМЕНЕНИЕМ ЗАГОТОВОК СО СКОШЕННЫМИ КРОМКАМИ .....	254
---	-----

Проценко М.Ю., Эссельбах С.Б., Куберский С.В., Эссельбах В.С., Штепан Е.В. АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ДУГОВОГО ГЛУБИННОГО ВОССТАНОВЛЕНИЯ ЭЛЕМЕНТОВ .....	261
---	-----

Брожко Р.Н., Сергиенко С.Н. РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ВЫСОКОРЕСУРСНЫХ ПЛАЗМОТРОНОВ ДЛЯ НАПЫЛЕНИЯ .....	271
--	-----

### Строительство

Псюк В.В., Карапетян С.Х., Панасенко А.А. ВЫНОСЛИВОСТЬ СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ НА ОСНОВЕ ЭНЕРГОПОГЛОЩАЕМОСТИ МАТЕРИАЛА .....	279
---	-----

Долголаптев В.М., Симонова И.М., Симонов С.И. РОЗРОБКА ТА ДОСЛІДЖЕННЯ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНИХ ПРОЕКТНИХ РІШЕНЬ ЖИТЛОВИХ БУДИНКІВ .....	286
---	-----

Долголаптев В.М., Симонова И.М., Симонов С.И. ТЕПЛОПТЕРИ ЧЕРЕЗ ОГРАЖДАЮЩИЕ КОНСТРУКЦИИ ЖИЛЫХ ЗДАНИЙ ПЕРВЫХ МАССОВЫХ СЕРИЙ .....	292
---	-----

Иванов А.П., Карапетян С.Х., Иванова И.А. ВЛИЯНИЕ ЛОКАЛЬНЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ВОЗДЕЙСТВИЙ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ЭЛЕМЕНТАХ СВАРНЫХ СКВОЗНЫХ КОЛОНН.....	302
--	-----

Гайко Ю.І., Гайко Є.Ю. МЕТОДИКА ОЦІНКИ КОНЦЕСІЙНИХ ПРОЕКТІВ БУДІВНИЦТВА МІСЬКОЇ КОМУНАЛЬНОЇ ІНФРАСТРУКТУРИ .....	310
--	-----

Иванова М.С. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА КОЭФИЦИЕНТ УСТОЙЧИВОСТИ ОСНОВАНИЯ СЛОЖЕННОГО СТРУКТУРНО- НЕУСТОЙЧИВЫМИ ГРУНТАМИ .....	322
--	-----

## Электротехника. Радиотехника

Заблодский Н.Н., Цодик И.А., Андрощук А.Д. МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ СЛОЖНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСТРОЙСТВ.....	333
Заблодский Н.Н., Грицюк В.Ю. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ СКВОЗНЫХ ОТВЕРСТИЙ В ПОЛОМ РОТОРЕ НА ВОЗМОЖНОСТЬ ПРАКТИЧЕСКОЙ РЕАЛИЗАЦИИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ РЕДУКЦИИ.....	344
Лущик В. Д. СИНХРОННЫЙ КАСКАДНЫЙ ДВИГУН .....	350
Плюгин В.Е. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ АСИНХРОННОЙ МАШИНЫ С МАССИВНЫМ РОТОРОМ В УСТАНОВИВШИХСЯ И ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ .....	359
Морозов Д.И., Сопов А.А., Андреева Н.И., Калюжный С.В. СТАТИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ИСТОЧНИКОВ ТОКА НА БАЗЕ ИНДУКТИВНО-ЕМКОСТНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ.	366
Морозов Д.И., Сопов А.А., Андреева Н.И., Калюжный С.В. ДИНАМИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ИСТОЧНИКОВ ТОКА НА БАЗЕ ИНДУКТИВНО-ЕМКОСТНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ.	376
Саратовский Р.Н., Прончатова Т.И. ПРИНЦИП ПОСТРОЕНИЯ ВЫСОКОЧАСТОТНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ДЛЯ ИНДУКЦИОННОЙ НАПЛАВКИ.....	386
Саратовский Р.Н. АНАЛИЗ РАБОТЫ ПОЛУМОСТОВОГО РЕЗОНАНСНОГО ИНВЕРТОРА НА ИНДУКЦИОННУЮ НАГРУЗКУ .....	397
Терешкевич Л. Б., Т. М. Червінська, М. В. Кузьменко МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ КЕРУВАННЯ РЕАКТИВНОЮ ПОТУЖНІСТЮ ТА НЕСИМЕТРІЄЮ НАПРУГИ В ЕЛЕКТРИЧНІЙ МЕРЕЖІ .....	406
Самчелеев Ю.П., Дрючин В.Г., Шевченко И.С. ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ДРОССЕЛЕЙ В СИСТЕМАХ СТАБИЛИЗАЦИИ ТОКА.....	416
Дрючин В.Г., Самчелеев Ю.П., Белоха Г.С. СИНТЕЗ ОДНОКОНТУРНОГО ВЕНТИЛЬНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА.	421

Ламанов С. Л., Михайлова Л. Ф., Цодик И. А. МОДЕЛИРОВАНИЕ В СРЕДЕ COMSOL MULTIPHYSICS УЗЛА ГАЛЬВАНИЧЕСКОЙ РАЗВЯЗКИ ТИРИСТОРНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЧАСТОТЫ.....	428
Афанасьев А.М., Ушаков В.И. АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ IGBT С РЕГЕНЕРАТИВНЫМ LCD СНАББЕРОМ....	436
Гаврилов К.С. УВЕЛИЧЕНИЕ БЫСТРОДЕЙСТВИЯ АНАЛОГОВОЙ ЧАСТИ ИЗМЕРИТЕЛЬНОГО ТРАКТА ГАММА-ТОМОГРАФА .....	446
ABSTRACTING .....	452
ТРЕБОВАНИЯ к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ.....	465
К 60-летию проф. Бабиюка Геннадия Васильевича.....	469

## НАУКОВЕ ВИДАННЯ

### ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

#### Випуск 32

##### *Головний редактор*

Заблудський М.М. – докт. техн. наук

##### *Редакційна колегія:*

А.І. Акмаєв – докт. екон. наук,  
С.М. Петрушов – докт. техн. наук,  
Г.Г. Литвинський – докт. техн. наук,  
Р.А. Фрумкін – докт. техн. наук,  
Г.В. Бабіюк – докт. техн. наук,  
Г.І. Гайко – докт. техн. наук,  
М.К. Клішин – докт. техн. наук,  
А.П. Борзих - докт. техн. наук,  
П.М. Должиков - докт. техн. наук,  
З.Л. Фінкельштейн – докт. техн. наук,  
В.О. Ульшин – докт. техн. наук,  
О.І. Давиденко – докт. техн. наук,  
Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,  
В.О. Луценко – докт. техн. наук,  
В.Н. Ульяницький – канд. техн. наук,  
Ю.Е. Паеранд – канд. техн. наук,  
С.А. Скомська – секретар редакційної колегії

Комп'ютерна верстка Н.Б. Трофімова

---

Підп. до друку 17.12.2010. Формат 60×84<sup>1</sup>/<sub>16</sub>. Папір офс.  
Друк RISO. Ум.друк.арк. 27,55. Зам. № 304. Наклад 100 пр.  
Видавництво не несе відповідальність за зміст матеріалу, наданого автором до друку.

Видавець та виготівник:

Донбаський державний технічний університет  
пр. Леніна, 16, м. Алчевськ, Луганська обл., 94204.  
(Творче виробниче об'єднання «ЛАДО», каб. 113-а, II корпус, т./факс (06442)2-02-59)  
Свідоцтво Держкомтелерадіо серія ДК, №2010 від 12.11.2004