

**ВЫПУСК 24**

**СБОРНИК  
НАУЧНЫХ  
ТРУДОВ**



**ДОНБАССКОГО  
ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО  
УНИВЕРСИТЕТА**



*Посвящается  
50 – летию  
Донбасского государственного  
технического университета*



МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ  
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Издается с июня 1999 года

**Выпуск 24**

Алчевск  
2007

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

**ББК Ия 54 + КЗя54 + Ня 54**

**С 41**

*Сборник включен в перечень научных изданий ВАК Украины, в котором могут публиковаться основные результаты диссертационных работ  
( Свидетельство Госкомтелерадио Украины о регистрации  
серия КВ, № 10307 от 27.12.2005)*

*Рекомендовано ученым советом ДонГТУ  
(Протокол № 8 от 28.09.2007)*

***Главный редактор***

**Заблодский Н.Н. – канд. техн. наук.**

***Редакционная коллегия:***

А.И. Акмаев – докт. экон. наук,  
С.Н. Петрушов – докт. техн. наук,  
Г.Г. Литвинский – докт. техн. наук,  
Р.А.-Б. Фрумкин – докт. техн. наук,  
Н.К. Клишин – докт. техн. наук,  
З.Л. Финкельштейн – докт. техн. наук,  
А.Б. Зеленов – докт. техн. наук,  
Ю.С. Денищик – докт. техн. наук,  
В.А. Ульшин – докт. техн. наук,  
В.А. Луценко – канд. техн. наук,  
А.И. Давиденко – докт. техн. наук,  
В.Н. Ульяницкий – канд. техн. наук,  
С.А. Скомская – нач. информ. отдела

**С41     **Сборник научных трудов Донбасского государственного  
технического университета.** Вып. 24 – Алчевск: ДонГТУ, 2007 – 428 с.**

В сборнике помещены статьи, описывающие современные научные тенденции 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**

**© ДонГТУ, 2007**

Адрес электронной почты: **info@dmmi.edu.ua**

### ***Уважаемые коллеги!***



*Развитие науки и системы образования являются определяющими факторами прогресса общества, роста экономики, повышения духовного и интеллектуального потенциала страны.*

*Науку и образование роднит внутреннее единство. Наука не может существовать без образования, а образование без науки.*

*Происшедшие за последние годы политические и экономические изменения, развитие евроинтеграционных процессов привели к изменению организации, структуры и содержания системы высшего образования. Реалии жизни определили тенденцию существенного возрастания наукоемкости учебно-образовательного процесса. Поэтому ректорат Донбасского государственного технического университета уделяет большое внимание проведению фундаментальных и прикладных исследований, внедрению результатов научных исследований в производство и в учебный процесс.*

*В октябре 2007 г. ДонГТУ отмечает свой пятидесятилетний юбилей. История университета – это история больших дел и свершений. Более шестидесяти тысяч наших выпускников работает в национальной экономике, реализуя полученные знания. Мы гордимся выпускниками, которые своим трудом на предприятиях, в науке, в сфере управления славят Университет, Донбасс и Украину в целом.*

*Этот юбилейный сборник научных трудов еще раз подтверждает высокий научный и инновационный потенциал нашего университета, раскрывает возможности дальнейшего совершенствования учебного процесса.*

*Искренне желаю всем крепкого здоровья, творческих успехов на ниве науки и образования.*

*Ректор ДонГТУ проф. А.И. Акмаев*



**РАЗРАБОТКА  
ПОЛЕЗНЫХ  
ИСКОПАЕМЫХ**





*д. т. н., проф. Литвинский Г. Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, ligag@narod.ru)*

## **ГОРНАЯ ПРОМЫШЛЕННОСТЬ НА ПОРОГЕ ТЕХНИЧЕСКОЙ РЕВОЛЮЦИИ**

*Запропоновано і обґрунтовано нову наукову доктрину розвитку гірничої техніки і технології. Розроблено пілотні проекти принципово нових зразків гірничої техніки (прохідницький комбайн, агрегат безлюдної виїмки тонких пластів, підйом і водовідлив і др.). Показано переваги інноваційної моделі розвитку гірничої промисловості.*

### **1. Введение**

Вот уже более века обобщенные показатели работы отечественной горной промышленности не улучшаются. Если в начале прошлого века добыча угля на одного занятого в промышленности работника была 1-2 т/сут., то таковой она осталась на тонких пластах и донныне, что является явным признаком стагнации техники и технологии [1]. Поэтому перед горной промышленностью стоит сложная нерешенная проблемы выбора альтернативных путей развития, которые превращаются в бескомпромиссную борьбу старой и новой научных доктрин. Необходимо добиться четкого осознания и понимания стратегических направлений и тактических задач в одной из самых старых и сложных областей технической деятельности человека – в горной промышленности. В переломные периоды ее развития происходят качественные изменения техники и технологии, скачком (революционно) завершающие эволюционное совершенствование её технико-экономических показателей [2].

Целью настоящей работы является прогноз перспективных направлений развития горной промышленности путем перехода к новой научной доктрине создания поточной технологии ведения горных работ и пилотных проектов принципиально новых образцов горной техники.

### **2. Борьба старой и новой научных доктрин**

Основными этапами развития горной промышленности следует считать периоды качественного изменения горной техники и технологии, завершающие постепенное накопление изменений количественных показателей основных производственных процессов.

Так, за весь период своего развития угольная промышленность прошла несколько этапов: а) ручной технологии с применением простейших инструментов и приспособлений (доисторический начальный вплоть до XX столетия), б) механизированного разрушения угля врубовыми машинами (1920 г.), в) использования выемочных комбайнов (1940 г.) и стругов (1950 г.). В 1960 -70-х гг. была поставлена задача полной механизации подземных работ и появились первые попытки разработать безлюдную технологию добычи угля. XXI век на первый план выдвинул проблему перехода на поточные безлюдные технологии с автоматизированными системами управления ими в горной промышленности.

Развитие горной техники чаще всего шло путем механического копирования сущности «ручной» (первичной) технологии горных процессов. Такой „консерватизм” в развитии техники обусловлен объективными гносеологическими причинами ее исторического формирования и весьма трудно устраняется. Присущие горному производству технические противоречия уже сейчас стали серьезным препятствием развития техники, а их преодоление следует искать на пути отказа от главных компонент вектора инерции при развитии горной техники, которые сейчас считаются незыблемыми.

До настоящего времени господствовала не всегда вполне осознанная, - и поэтому четко не сформулированная, - старая научная доктрина **консервативного** направления развития горной технологии. Она опиралась на **поэтаные усовершенствования традиционных** технических решений, устранение «узких мест»; в ней преобладала концепция **экстенсивного развития отдельных** элементов технологии и техники (увеличение мощности, массы, размеров, скорости, энерговооруженности и т.д.); что вело к накоплению непреодолимых в ее рамках **технических противоречий** в технологии и технике. Старая научная доктрина базируется на неосознанном использовании реликтов инерции мышления, которые в настоящее время доминируют в сознании производителей, проектировщиков и ученых. К числу таких реликтов, от которых следует отказаться, можно отнести: **резцы** для разрушения пород, **рельсы** в подземном транспорте, **трубы** при водоотливе и вентиляции, **канаты** в подъеме, **кабели** в энергоснабжении, **провода** для связи, **принудительное** проветривание в вентиляции, **цикличность** в технологии т.д.).

Как доказывает история развития технических систем, попытки преодолеть технические противоречия на основе традиционных подходов не могут в перспективе увенчаться успехом. Для этого

необходимо решительно пересмотреть и отбросить ставшие привычными технические решения, искать новые, чаще всего неожиданные, направления и подходы, которые, на первый взгляд, граничат с тем, что привыкли называть «невозможным» или «абсурдным».

Предлагаемая новая научная доктрина «Шахта XXI века» [3] - это: концепция *интенсивного* развития горной техники и технологии, *кардинальное* (революционное) изменение традиционных подходов и воззрений, преодоление «*вектора инерции*» мышления, выявление и решение на качественно новом уровне *технических противоречий*. Четкая формулировка и осознание существующих технических реликтов в виде противоречий, тормозящих развитие промышленности и науки, позволяет поставить актуальные задачи исследований и разработать новые перспективные научные направления.

### **3. Основные нерешенные проблемы горной промышленности**

К основным научно-техническим противоречиям и нерешенным проблемам современной горной промышленности следует отнести [2]:

- технологические схемы вскрытия, подготовки и разработки месторождений имеют узкие области применения, неоправданно сложны и специализированы, требуют большого разнообразия горных машин и механизмов и применения большой доли ручного труда;

- горные машины и комплексы оборудования громоздки, конструктивно несовершенны, имеют большую массу и энергоемкость, не отвечают принципам автоматизации, фронтального воздействия на забой, поточности организации работ;

- недопустимо низкий уровень безопасности работ из-за чрезмерного числа горнорабочих, неэффективности проветривания, высокой температуры, обрушений, неизбежных взрывов газа и пыли, пожароопасности, частых катастроф и др.

- горное производство экологически опасно и вредно для окружающей среды: загрязняет поверхность отвалами породы, водные ресурсы – сточными рудничными водами, воздушный бассейн - выбросами метана и газов, требует сложных работ по рекультивации земли и пр.

Без решения этих накопившихся проблем и противоречий дальнейшее развитие горной техники и технологии обречено на стагнацию и неминуемое вытеснение альтернативными, более дешевыми и экологически чистыми, способами и средствами получения энергии и сырья. В то же время горная техника и технология имеют

большие, еще не раскрытые до настоящего времени, возможности для перехода на качественно новый технический уровень обеспечения промышленности горным сырьем и энергоресурсами.

#### **4. Проблема проходки горных выработок**

К одному из важнейших видов горной техники следует отнести проходческие комбайны. Экстенсивное развитие комбайновой техники привело к созданию малооправданного разнообразия различных их типов (отсутствие унификации), сложности использования в меняющихся горно-геологических условиях (низкая адаптация), чрезмерным затратам времени и средств на монтаж-демонтаж, длительным подготовительно-заключительным операциям, низким коэффициенту готовности (0,5-0,7) и использования (0,2-0,4) во времени. Основным техническим противоречием на этом направлении развития горной техники стало несоответствие функций исполнительного и напорного органов комбайна требованиям скоростного проведения горизонтальных, и невозможности сооружения наклонных и криволинейных выработок [4].

Основываясь на анализе и преодолении присущих комбайнам технических противоречий, нами был разработан проходческий фронтальный комбайн КПФ «MIR» [5] принципиально новой компоновки для поточной автоматизированной технологии проходки горизонтальных и наклонных выработок ( $\pm 30^\circ$ ) по породам произвольной прочности со скоростью 50-100 м/сут с оставлением породы в шахте.

Основными конструктивными элементами комбайна являются (рис. 1): 1- несущая диафрагма, 2 - шнеки-барабаны, на которых установлены шарошки 3. Шнеки вращаются гидромоторами 5, работающими по схеме «статор-колесо». Движитель комбайна распорно-шагающего типа из гидродомкратов 8 и опорных плит 9.

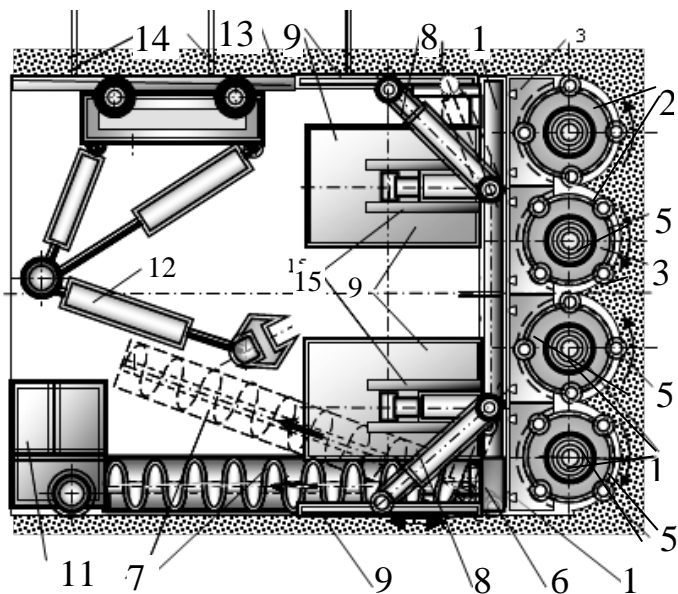


Рисунок 1 - Фронтальный проходческий комбайн КПФ «MIR» (Mining Intelligent Roadheader)

Преимуществами комбайна КПФ «MIR» являются: **поточная** непрерывная технология, полная автоматизация работы; **универсальность** применения по крепости пород и типу выработок, простота и дешевизна конструкции; высокие **напорные** усилия на забой до 200-300 тс, разрушение прочных пород **шарошками**, исключение дорогих и громоздких редукторов (в комбайне нет валов и шестерней); точность выдерживания

трассы выработки, высокая маневренность (радиус поворота до 10 м); - **безопасность** и комфортность труда (исключены пыль, вибрация, шум) высокая скорость проходки (**50-100** м/сут), рост производительности труда в **7-12 раз**; снижение стоимости проходки в **3-4 раза**, период окупаемости менее 4-6 мес. Такая конструкция комбайна решает проблему скоростного строительства любых подземных горных объектов.

Комбайн может составить серьезную конкуренцию на международном рынке горного оборудования существующим фирмам, его ежегодная потребность только в странах СНГ составляет 500-700 шт. в год [5].

## 5. Техника безлюдной добычи угля из тонких пластов

Для решения проблемы безлюдной добычи угля из тонких и сверхтонких пластов предложен агрегат фронтальной шнековой выемки пластов АФШВ [6]. Он имеет рабочий орган и транспортное устройство (рис. 2), выполненное из последовательно расположенных вдоль забоя лавы 1 шнековых секций (ШС) 2 с валом 3, на лопастях 4 которых установлены шарошки 5. На внешней стороне каждой секции закреплено с помощью тяг 6 щитовое ограждение 7, которое заканчивается направляющими лемехами - верхним 8 и нижним 9.

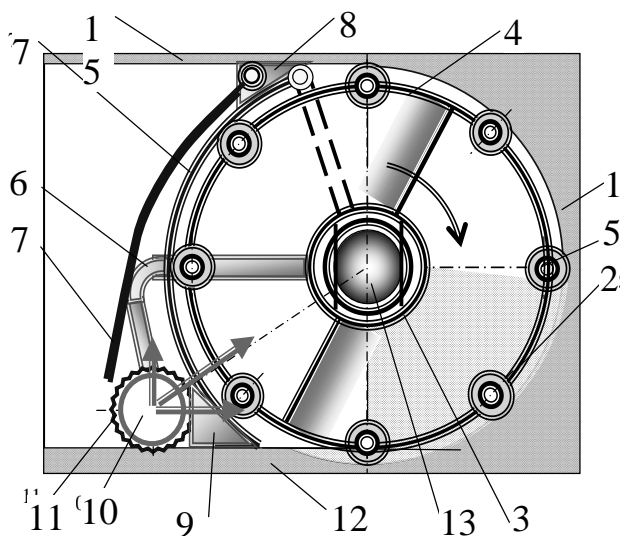


Рисунок 2 - Агрегат фронтальной шнековой выемки АФШВ

Агрегат содержит устройство для создания усилий напора на забой и перемещения агрегата в виде приводного вала 10 с расположенными напорными катками 11, которые опираются на подошву пласта 12 и соединены распорными стержнями 6 с валом 3 ШС 2. Шарошки 5 на лопастях 4 секций 2 производят эффективное фронтальное разрушение угля в пласте глубиной 20-40 мм, одновременно обеспечивая

малое сопротивление вращению за счет обкатывания по забою и почве (эффект подшипника качения), что значительно снижает мощность привода для добычи угля. Наличие щитового ограждения 7 с лемехами 8 и 9 способствует транспортированию угля и устраняет его потери по лаве. Привод агрегата (дизель и насосная станция) вынесен в подготовительную выработку.

Скорость фронтального перемещения агрегата колеблется в пределах 0,05...2 мм/с. Поскольку агрегат наполовину входит в пласт угля и рабочее пространство минимально, - около половины мощности пласта, - нет необходимости в мощной механизированной крепи, а достаточным является легкое ограждение кровли щитовым ограждением. Присутствие людей в лаве полностью исключено, а в проветривании нет необходимости.

Интересен вопрос определения требуемой мощности для привода агрегата АФШВ, установленного в подготовительной выработке. Даже опытные конструкторы и ученые, воспитанные на традиционных подходах и шаблонных расчетах существующей теории резания, ошибаются в своих оценках, приводя цифры 2-3 тыс. кВт, что несообразно много [10]. Это обусловлено устаревшим и изжившим себя алгоритмом определения мощности выемочных машин, которым пользуются и донныне. Выполненные нами расчеты показывают, что для агрегата АФШВ требуемая мощность привода находится в пределах 250-300 кВт. Это хорошо согласуется и с реальными данными отечественных и зарубежных фирм изготовителей выемочного

оборудования. Так, удельная энергоемкость разрушения 1 т угля резцами при всех недостатках схем разрушения на комбайнах находится в пределах  $P_y=0,4...1,2$  кВт\*час/т. Если считать, что агрегат АФШВ из лавы длиной 100 м добывает  $Q=200$  т/час (т.е. в смену 1200 т), то даже принимая явно завышенную энергоемкость разрушения  $P_y=1$  кВт\*час/т, получим необходимую потребную мощность

$$P = P_y * Q = 1 \text{ кВт час/т} * 200 \text{ т/час} = 200 \text{ кВт}$$

На самом деле затраты энергии будут значительно ниже, поскольку в агрегате предусмотрена иная, чем у комбайнов, схема разрушения угля, что дает экономию энергии:

на 20-30% за счет замены резцов шарошками;

на 15-35% за счет разрушения лишь поверхностного слоя угля на глубину 20-40 мм, тогда как у комбайна она не менее 630 мм;

на 10-40% за счет повышенного отжима забоя угля при управлении кровлей плавным опусканием.

Следовательно, даже такие оценочные расчеты убедительно показывают ошибочность утверждения оппонентов о недостаточности энерговооруженности агрегата АФШВ.

К достоинствам АФШВ относятся: универсальность и широкая область применения, простота и низкая стоимость конструкции агрегата, безлюдная добыча угля из тонких и сверхтонких пластов от 0,4 м с углами падения от 0 до 40-50 градусов, поточность технологии работ и их полная автоматизация, высокая производительность 4...6 кт/сут угля из лавы (1 кт = 1 тыс. т), исключение концевых и вспомогательных операций в лаве, работа в нейтральной газовой среде без проветривания, что снимает «газовый барьер». Стоимость оборудования лавы снижается в 3-5 раз, срок окупаемости агрегата менее 0,5...1 мес.

Применение агрегата АФШВ позволяет отказаться от выпуска многотипного традиционного выемочного оборудования (комбайны, струги, забойные конвейеры, механизированные комплексы и др.), перейти на унифицированную схему оснащения лав. При ежегодной добыче угля 100 млн. т для Украины необходимо выпускать 150...200 агрегатов АФШВ в год. Можно ожидать широкого их применения и в других горнодобывающих странах мира.

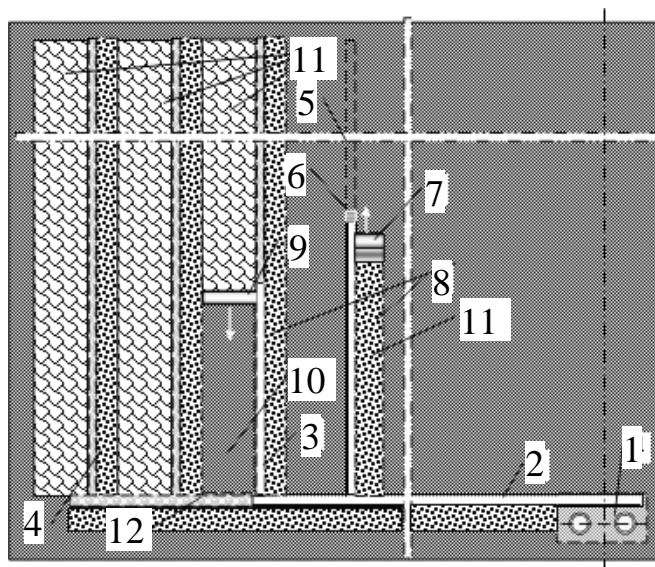


## 6. Схемы вскрытия, подготовки и система разработки

Для безлюдной выемки угля агрегатами АФШВ разработана новая универсальная система вскрытия, подготовки и разработки высокогазоносных тонких и сверхтонких угольных пластов в нейтральной газовой среде по поточной безлюдной технологии до глубины 2...3 км с оставлением всей породы в шахте, отказом от целиков и сокращением общей длины всех выработок в 1,5...2 раза.

Вскрытие осуществляют вертикальными стволами, всегда в центре нижней границы шахтного поля, где сооружают минимального объема околовствольный двор. Далее широким ходом проходят пластовую магистральную выработку почти до границы шахтного поля. Как правило, предусмотрен обратный порядок отработки столбов по падению.

Для подготовки выемочных столбов была разработана технология проходки восстающих выработок широким ходом с помощью комбайна "MIR" (рис. 3). Сущность технологии состоит в том, что комбайн сооружает выработку снизу вверх по пласту угля, а породу от проходки с помощью шнекового транспортера передают в выработанное пространство вспомогательной лавы 7, которую отрабатывают выемочным агрегатом АФШВ вслед за комбайном. Породу укладывают в выработанное пространство 8 с помощью бутового фронтального агрегата АФШБ, перемещаемого вслед за выемочным агрегатом. Это обеспечивает совмещение проходческих и выемочных работ при сооружении восстающей выработки, которая служит для нарезки выемочного столба угля. При этом породу от проходки выработок складировать в выработанном пространстве лавы 8.



Отработку пласта по новой технологии начинают с того, что на участке шахтного поля размерами 4 км по простиранию и 2 км по падению комбайном "MIR" путем проходки восстающих широким ходом нарезают выемочные столбы 10 из магистрального штрека 2. Столбы отрабатывают по падению агрегатом АФШВ. Горные работы ведут 2 бригады горняков по 4 - 6

Рисунок 3 - Технология отработки тонких пластов угля агрегатами АФШВ (одно крыло шахтного поля)

человек, - одна на подготовке столба и вторая – на выемке угля. В выработках лучше всего создать нейтральную газовую среду (100% метана  $\text{CH}_4$ ) без принудительного проветривания. Горняки всегда находятся в автокарах по 2 человека, где поддерживается комфортный микроклимат.

Таким образом, в шахте работают в автоматическом режиме по поточной технологии 1 проходческий и 1 очистной забой, обеспечивая добычу угля 4-7 тыс. т/сут даже на тонком пласте угля. Время отработки одного столба шириной 100-150 м по падению (2 км) равно 2 мес., срок службы всего горизонта площадью около 8 кв. км – 8-12 лет.

## 7. Гидродомкратный подъем и водоотлив ГДПВ

Существующие технические решения стационарных горных машин, - шахтного канатного подъема и трубного водоотлива, - также накопили в себе ряд нерешенных технических противоречий, что делает невозможным их использование на больших глубинах [7].

Уже на достигнутых к настоящему времени глубинах разработки (1000-1500 и более м) начинает исчерпываться так называемая прочная длина канатов  $L_0$ , которая указывает предельную глубину, на которой канат рвется под собственным весом. Так, для грузоподъемных подъемов прочная длина каната равна:

$$L_0 = \sigma_z / m\gamma_0 = 160 \cdot 10^3 / (9 \cdot 78) = 2280 \text{ м},$$

где  $\sigma_z$  - временное сопротивление разрыву металла проволок каната,  $\sigma_z = 160-180$  МПа;  $m$  - запас прочности каната,  $m = 9$ ;  $\gamma_0$  - фиктивный объемный вес каната,  $\gamma_0 = 78$  кН/м<sup>3</sup>.

Современный шахтный подъем обладает серьезными принципиальными недостатками, что ставит под сомнение возможность его использования для горных предприятий будущего:

- неэффективность использования каната для больших глубин разработки; его недостаточная несущая способность, возможность обрыва, низкая производительность подъема;

- высокие удельные затраты энергии на единицу поднимаемого груза, превышающие теоретически необходимые в 2,2-2,4 раза;

- циклический режим работы, сложность автоматизации, динамические нагрузки на несущие элементы конструкций и ответственные детали оборудования;

- большая масса и сложность конструктивного исполнения, высокие трудоемкость и длительность строительных работ и монтажа;
- громоздкость и сложность горнотехнических зданий и сооружений для подъема на поверхности, многочисленность и дороговизна горных выработок и подземных коммуникаций.

Очевидно, что присущие канатному подъему технические противоречия являются серьезным препятствием для развития горных предприятий. Решение этого технического противоречия следует искать на пути отказа от главной составляющей вектора инерции конструирования шахтного подъема, которая до сих пор казалась незыблемой, – каната [8].

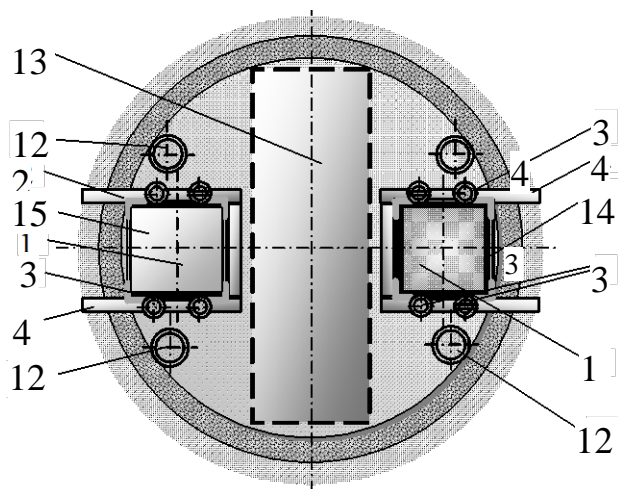


Рисунок 4 - Гидродомкратный подъем ГДПВ в стволе

3, установленные на опорных станциях 4, расположенных в стволе через 120...250 м. Параллельно с колонной боксов по подъему грузов 14 в стволе движется со скоростью 0,2-0,3 м/с такая же колонна 15 по спуску пустых боксов 1 в шахту.

Гидродомкраты 3 подключены через напорную и сливную гидромагистрали 12 к стационарному гидронасосу. Для вспомогательного подъема предусмотрен аэропоршневой лифт 13. ГДП работает непрерывно в автоматическом режиме под управлением компьютера. На нижнем горизонте боксы 1 через промежуточный бункер с помощью автоматической роторной линии, в стволе занимающей площадь 3 м<sup>2</sup>, заполняются сыпучим или водой и поднимаются в виде грузовой колонны 14 боксов, а на поверхности работает компактная (3 м<sup>2</sup>) автоматическая роторная линия разгрузки боксов.

В ДонГТУ выполнен анализ наиболее перспективных направлений развития шахтного подъема, на основании чего предложено альтернативное и, на первый взгляд, необычное решение этой проблемы – гидродомкратный подъем и водоотлив (ГДПВ). Он включает в себя (рис. 4) подъемные сосуды 1 (боксы) емкостью около 1 м<sup>3</sup>, проложенные в стволе проводники 2, гидродомкраты

Производительность одного ствола с ГДПВ составляет 20 тыс. м<sup>3</sup>/сут и не зависит от глубины подъема, удельные затраты энергии на 1 т груза в 2 раза ниже, чем у современного канатного подъема, снижается стоимость оборудования и обслуживания в 3-4 раза, исключаются подъемные машины, копры, канаты, приствольные камеры, здания на поверхности и т.д. При добыче полезного ископаемого 5-7 кт/сут запас производительности (35...40 тыс. м<sup>3</sup>/сут для двух стволов) позволяет осуществить рудничный водоотлив, отказавшись от насосов, труб, сложного оборудования, камер водоотлива и т.д.

## **8. Энергообеспечение, экология и другие системы шахты XXI века**

Отдельно следует остановиться на проблеме подземного энергообеспечения. Высокие скорости подготовительных и очистных забоев на шахте XXI века, достигающие до 100 м/сут, делают невозможным электроснабжение двигающихся потребителей из-за необходимости частых подключений и смены длины силовых кабелей, что не поддается автоматизации, требует ручного труда и поэтому неприемлемо.

Эту проблему можно решить, применив автономные энергосистемы из свободнопоршневых метан-дизелей, работающих на дизельном топливе (в рудниках) или окружающем их газе метане (в угольных шахтах) при создании в горных выработках нейтральной газовой среды из 100% CH<sub>4</sub>.

Отметим, что метан обладает целым рядом ценных свойств: теряет способность гореть и взрываться (полностью безопасен) при концентрации более 16-17% и имеет высокую теплотворную способность, равную 36 МДж/кг (20 МДж/м<sup>3</sup>), что превышает энергию антрацита примерно в два раза. Предварительные подсчеты показывают, что, при одновременной работе всех подземных потребителей энергии в новой шахте (общей мощностью около 2 МВт), потребуется 300...360 м<sup>3</sup>/с метана из шахтной атмосферы. При суточной добыче угля 4...6 кт/сут достаточно, чтобы метанообильность месторождения была более 0,9...1,2 м<sup>3</sup>/т. Этому условию удовлетворяет большинство угольных пластов газовых шахт, а у некоторых выход метана доходит до 10...15 м<sup>3</sup>/т и даже более. Излишки метана отводят на поверхность как дополнительный энергоресурс для утилизации.

Предлагаемый вариант подземного энергоснабжения является наиболее безопасным, технически эффективным, экономически выгодным и экологически чистым. Новая концепция использования

метана для подземного энергоснабжения в шахте дает значительные экономические выгоды и позволяет исключить многие сложные, небезопасные и дорогостоящие оборудование и процессы, присущие использованию электроэнергии в шахте.

По-новому в шахте XXI века решаются вопросы управления кровлей в лаве, крепления, поддержания и охраны подготовительных горных выработок, транспорта угля, материалов, оборудования и людей, существенно изменятся процессы, присущие подземной газо- и гидродинамике. Поскольку забой очистных и подготовительных выработок перемещаются с высокой, ранее недостижимой, скоростью до 100 м/сут, проявления горного давления будут иметь качественно иные особенности, изменяющие в благоприятную сторону условия отработки пластов. Так, в лаве на тонких пластах управление кровлей кардинально упростится, т. к. полное обрушение сменится плавным опусканием кровли, т. к. скорость лавы 50-100 м/сут намного больше критической скорости 10-20 м/сут, ниже которой может происходить обрушение кровли. Это, в свою очередь, неминуемо вызовет существенное увеличение концентрации напряжений на кромке забоя лавы, что будет способствовать более интенсивному раздавливанию краевой части пласта и заметно облегчит выемку угля фронтальными шнековыми агрегатами АФШВ.

После последовательной полной отработки всех имеющихся пластов угля сверху вниз на шахтном поле (2x4 кв. км) до предельной глубины (2...3 км), стволы шахты XXI века оставляют для работы в автоматическом режиме по подъему воды и дренированию метана из всего подработанного массива. Это создает локальный цикл кругооборота воды «массив-поверхность», превращаясь в постоянный источник орошения сельхозугодий в зоне рискованного земледелия (аридных зон) и дешевой энергии из дренированного шахтного метана [4].

Таким образом, обеспечивается создание ранее неосуществимых форм инфраструктуры вокруг шахт-участков и превращение их в горно-аграрные региональные анклав, выполняющие функции выработки энергии и использования метана из окружающего массива, получения экологически чистой сельскохозяйственной продукции, восстановления и охраны окружающей среды, сохранения и улучшения экологии. При этом достигается:

облагораживание района горных разработок, создание экологически чистой территории в окрестности горно-аграрного анклава за счет полного исключения вредных выбросов;

во время и после отработки запасов до глубины 2-3 и более км сохранение стволов шахты с ГДПВ дает источник воды и CH<sub>4</sub> (энергия); использование воды (200-400 м<sup>3</sup>/ч и более) для капельного автоматического полива и орошения окружающих полей, теплиц и оранжерей (расход 300 л/кв.м, площадь орошения 1000-5000 га);

создание альтернативного оборота воды по схеме «поверхность - горный массив» в регионе, решение аграрный проблем в регионе,

создание поселков на 2-5 тыс. жителей из коттеджей с участками 0.1-0,2 га земли и ландшафтным дизайном для круглогодичного выращивания овощей и фруктов в парниках, посадка плодово-ягодных садов, рощ, лесополос с кедрами, дубами и ореховыми деревьями по контуру горно-аграрного анклава

Разработанная концепция шахты исключает необходимость подвода к ней каких либо источников энергии, т.к. она энергетически самодостаточна за счет использования газа метана при попутной его добыче. На поверхности отсутствует ж/д транспорт, все транспортные потребности решаются за счет автодороги (люди, материалы и оборудование), а уголь отправляют потребителю на 20-30 км с помощью гидротранспорта по трубе диаметром 400 мм.

## 10. Общие показатели шахты XXI века

Пилотные проекты нового горного оборудования и технологии угледобычи, объединенные в единую технологическую горнопромышленную систему в виде научной доктрины «Шахта XXI века», дали следующие прогнозные параметры (табл. 1):

Таблица 1. - Техничко-экономические показатели шахты XXI века

Показатели технического уровня шахты	Шахта	
	XX века	XXI века
Суточная мощность шахты, кт*)	1-3	5-10
Срок строительства шахты, мес.	48-70	12-16
Нагрузка на очистной забой, кт/сут	0,5-1	5-7
Длина горных выработок, м/кт добычи	12-15	6-8
Производительность труда, т/чел-см	1-3	70-100
Всего персонала в смену, чел/см	300-400	15-20
Проветривание шахты	общее	нет
Срок службы горизонта шахты, лет	30-50	8-12
Себестоимость угля, \$/т	40-50	5-7
Скорость очистного забоя, м/сут	2-4	50-70
Срок окупаемости оборудования, лет	2-4	0,3-0,5

Примечание: 1 кт = 1 тыс. т

Приведенные сопоставительные данные по основным технико-экономическим показателям работы сравниваемых вариантов шахт доказывают неоспоримое преимущество предлагаемой научной доктрины подземной разработки угля. Эти решения прошли расчетную проверку, основаны на конкретных конструкторских проработках (расчеты конструктивных элементов, гидравлических схем, выходных параметров и др.), что подтверждает реальность их воплощения при существующем научно-техническом уровне промышленности.

## **9. Выводы**

На основе ретроспективного анализа состояния горнодобывающей промышленности выявлены и сформулированы её принципиальные недостатки и технические противоречия, показаны направления их преодоления путем принятия нестандартных технических решений, основанных на прогрессивных концепциях и законах развития технических систем. В результате предложена новая научная доктрина шахты в виде энергетически самодостаточного и экологически «чистого» горного предприятия.

Реализация новых перспективных научных направлений (техника проходки, добычи, вентиляция, подъем, водоотлив, энергоснабжение, экология и др.) позволит нашей горной промышленности и машиностроению выйти на достойное место в мировой системе разделения труда и конкуренции, решить проблему обеспечения народного хозяйства страны энергоресурсами и сырьем, заметно повысить социально-экономический уровень жизни народа.

*Впервые предложена и обоснована новая научная доктрина развития горной техники и технологии. Разработаны пилотные проекты принципиально новых образцов горной техники (проходческий комбайн, агрегат безлюдной выемки тонких пластов, подъем, водоотлив, вентиляция и др.). Показаны преимущества инновационной модели развития горной промышленности.*

*For the first time the new scientific doctrine of development of mining engineering and technologies is offered and proved. The pilot projects of essentially new mining engineering samples are developed (roadheader, aggregate of manless mining of thin coal seams, mine hoist and pumping, e.c.). The advantages of innovation mining industry model of development are shown.*

### **Библиографический список.**

1. Garry G. Litvinsky. *Problem eksploatacji cienkich pokladow w ukrainskich kopalniach wegla kamiennego Zaglebia Donieckiego. Proceeding of the School of Underground Mining 2002/ - Intern. Mining Forum. – Polish Academia of Science. – Krakow: Nauka-Technica, 2002. – 343-363 pp.*
2. Литвинский Г.Г. О методике и критериях оценки технического уровня горной техники. В сб.: *Технология проектирования подземного строительства/ - Вестник академии строительства Украины. – Донецк: Норд-Пресс, 2003, с. 62-67.*
3. Литвинский Г.Г. Научная доктрина «Шахта XXI века» - *Уголь, 2006, № 10, - С. 44-46*
4. Литвинский Г.Г. *Настоящее и будущее проходческой техники. Proceeding of the School of Underground Mining 2003/ - Intern/ Mining Forum. – Polish Academia of Science. – Krakow: Nauka-Technica, 2003. – 234-243 pp.*
5. Литвинский Г.Г. *Комбайн проходческий фронтальный КПФ “MIR”. – Уголь Украины, 2005, № 7. – С. 16-19.*
6. Литвинский Г.Г. *Проходческий фронтальный комбайн “MIR”. – Уголь Украины, 2005, № 7. – С. 12-16.*
7. Литвинский Г.Г. *Агрегат для безлюдной выемки тонких пластов угля. – Уголь Украины, 2006, № 3. – С. 16-19.*
8. Garry Litvinsky. *Development Trends in Mine Hoisting and Drainage/ Proceeding of the Fifth Int. Mining Forum 2004. February 24-29/ - Cracow: A.A. Balcega, London, pp. 11-19.*
9. Литвинский Г.Г. *Гидродомкратный подъем и водоотлив. – Уголь Украины, 2005, № 10. – С. 22-24.*
10. *Отклики на статью Г.Г. Литвинского «Агрегат для безлюдной выемки тонких пластов» - Уголь Украины, - 2007, № 1, 2, 3, - С. 43-48*

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Финкельштейном З.Л.*



*д. т. н., проф. Литвинский Г.Г.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, ligag@narod.ru)*

## **ОБОСНОВАНИЕ РАСЧЕТНЫХ СХЕМ ГЕОМЕХАНИКИ ПОДЗЕМНОГО ВЗРЫВА**

*Дано обґрунтування розрахункових схем геомеханіки підземного вибуху. Показано, що головна роль в механічній дії вибуху належить газовим продуктам. Вперше одержані формули для оцінки тиску газів і розмірів радіальних тріщин з урахуванням їх взаємодії.*

### **1. Введение**

Как показывает анализ показателей горной промышленности, более 70% горных выработок (а это свыше 500 км ежегодно) сооружается буровзрывным способом, на что затрачиваются значительные материальные ресурсы. От эффективности буровзрывных работ зависит стоимость и скорость строительства и реконструкции новых горизонтов, объемы добычи горного сырья на открытых работах, многие технико-экономические показатели горной промышленности. Поэтому до настоящего времени проблема оптимизации буровзрывных работ остается весьма актуальной.

Расчетные методы показателей взрыва начали развиваться на эмпирической основе с начала XVII века.[1-3]. Однако объемная гипотеза, основанная на эмпиризме, в 1940-50 гг. себя исчерпала и возникла объективная необходимость в постановке более глубоких теоретических исследований, использующих физические гипотезы с привлечением фундаментальных разделов науки (упругость, пластичность, гидродинамика, акустика и т.д.). Вопросы теории действия взрыва в разных средах были существенно развиты в работах Г.И. Покровского, В.Н. Родионова, Г.П. Демидюка, В.Н. Мельникова, М.Ф. Друкованого, А.А. Вовка, М.А. Садовского и др.[4-6] Этими работами были установлены важные закономерности действия взрыва в горных породах, практические приемы управления взрывом. Однако предложенные многочисленные расчетные формулы содержали значительную эмпирическую компоненту, исходили из разных, иногда противоположных, гипотез и часто не были доведены до уровня инженерных расчетов. Так, без ответа остались вопросы теоретического обоснования роли динамической и квазистатической фаз действия взрыва, расчета формы и объема воронки выброса для разных систем

зарядов, особенностей формирования зон трещиноватости вокруг зарядов и др. Поэтому перед теорией геомеханики взрыва стоят сложные и далеко еще не решенные задачи раскрытия закономерностей механического действия взрыва в горных породах.

Цель исследований – разработка и обоснование теории взаимодействия зарядов взрывчатых веществ с массивом горных пород в виде обоснованных расчетных схем, на основе которых можно получить основные закономерности механического действия взрыва. Расчеты должны в первую очередь ответить на следующие принципиально важные вопросы:

- каков вклад при разрушении горных пород взрывом вносят волны напряжений и давление газообразных продуктов взрыва (ГПВ)?;
- каковы особенности трещинообразования при взрыве заряда?
- в чем состоят основные закономерности формирования полости выброса при взрыве зарядов различной конструкции (сферических, цилиндрических и др.)?
- в чем особенности взаимодействия зарядов при подземном взрыве?

Решение этих задач и закладывает теоретические основы геомеханики взрыва, что позволяет перейти к разработке практически важных способов управления взрывным разрушением пород и обоснованию их технологических параметров. В данной работе сделана попытка ответить на первые два вопроса.

## **2. Анализ динамической и квазистатической фаз действия взрыва**

Проведем краткий анализ накопленных к настоящему времени данных о протекании механических процессов, происходящих при взрыве заглубленного заряда. Опуская достаточно специфические вопросы, связанные с инициированием и детонацией ВВ, будем исходить из общепринятых положений [3-4], что после взрыва ВВ к стенкам взрывной полости (шпура, скважины, камеры) практически мгновенно прикладывается давление образовавшихся газообразных продуктов взрыва (ГПВ), что приводит к возникновению волн напряжений, как главной особенности динамической фазы действия взрыва. Ударная волна, распространяясь в массиве, приводит в ближней зоне взрыва к разрушению и уплотнению пород, затем ее фронт сглаживается и она переходит в волну напряжений, которая в средней зоне ведет к образованию трещин, а в дальней зоне (зоне сотрясений) она переходит в сейсмическую волну.

Динамическая фаза взрыва весьма кратковременна, и самое главное – она чрезвычайно быстро затухает. Как показывают проведенные нами оценки функции напряжений  $\psi(t)$ , полученные из теоретических

решений [7], амплитуда динамических радиальных и тангенциальных напряжений падает при удалении от заряда по экспоненциальному закону:

$$\psi(t) = e^{-\alpha t} [A \sin(\beta t) + B \cos(\beta t)]$$

$$\alpha = \frac{2\mu c}{r_0(\lambda + 2\mu)}, \quad \beta = \frac{2c\sqrt{\mu(\lambda + \mu)}}{r_0(\lambda + 2\mu)}, \quad (1.1)$$

где  $A, B$  - постоянные, определяемые из граничных и начальных условий задачи;

$\lambda, \mu$  - упругие постоянные Лямэ, вычисляемые через упругие постоянные, - модуль Юнга  $E$  и коэффициент Пуассона  $\nu$ , - из выражений:

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}; \quad \mu = \frac{E}{2(1 + \nu)}; \quad (1.2)$$

$c$  - скорость звука в среде, равная  $c = \sqrt{(\lambda + 2\mu)/\rho}$ ,  $\rho$  - плотность среды.

Чтобы оценить скорость затухания волны напряжений в породе, сделаем предварительные расчеты взрыва камуфлетного заряда в горном массиве, сложенном аргиллитами, у которых  $E = 10^4$  МПа;  $\nu = 0,2$ ,  $\rho = 2,6 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>. На рис.1

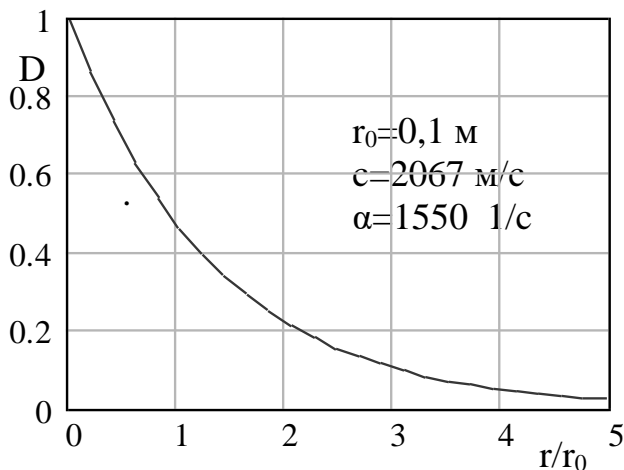


Рисунок 1 - Степень затухания  $D$  волны напряжений в зависимости от относительного радиуса ее распространения

показаны результаты расчета степени затухания  $D = e^{-\alpha t}$  волны напряжений по мере ее удаления от сферической взрывной полости радиуса  $r_0 = 0,1$  м. Уже на расстоянии 3-4 радиусов заряда динамические напряжения снижаются в 10-20 раз и, по сути, ими можно пренебречь, т.к. их уровень оказывается в пределах ошибки производимых численных оценок.

Рассмотрим, как изменяются во времени

радиальные  $\sigma_r$  и тангенциальные  $\sigma_t$  компоненты напряжений вокруг заряда по мере удаления от центра взрыва (рис. 2). Здесь принято правило знаков теории упругости: растяжение – плюс, а сжатие - минус. Оба графика выявляют ту же закономерность – напряжения стремительно снижаются во времени и уже после периода  $3t_0$  ( $t_0 = r_0/c$ ), т.е. после прохождения фронта волны на расстояние 3 радиусов заряда  $r_0$ , где  $c$  – скорость продольной волны в упругой среде, оба напряжения мало отличаются от напряжений квазистационарной фазы.

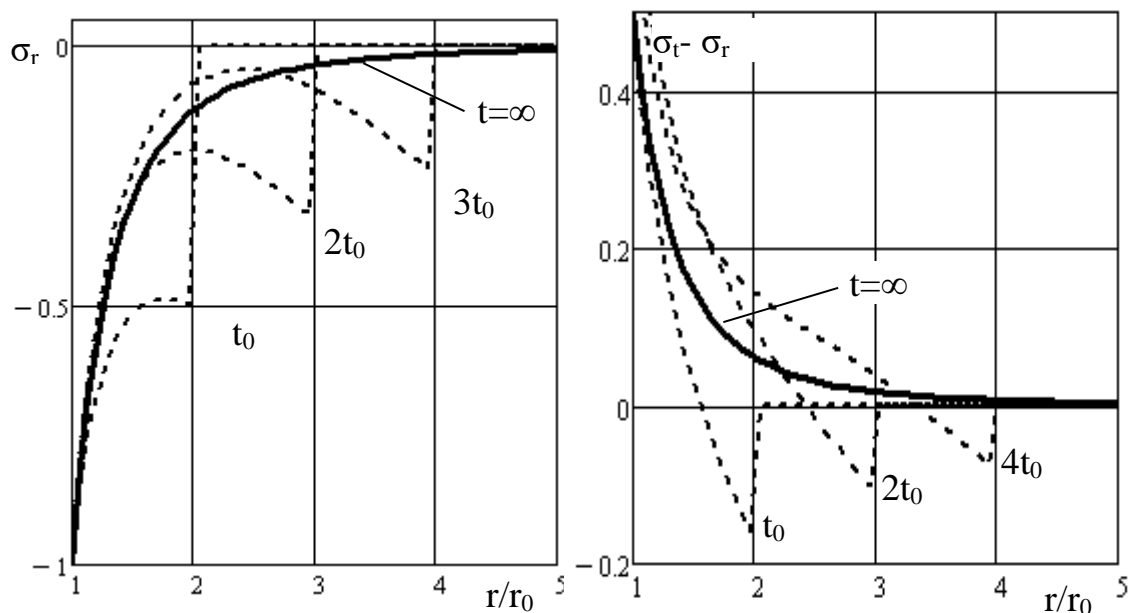


Рисунок 2 - Изменение радиальных  $\sigma_r$  и тангенциальных  $\sigma_t$  приведенных напряжений вокруг заряда радиусом  $r_0$  во времени  $t_0 = r_0/c$  и пространстве  $r/r_0$

На границе взрывной полости тангенциальные напряжения возрастают скачком до 1,592, затем они повышаются до 1,75 при  $2.19t_0$ , после чего быстро асимптотически снижаются до 1,5, что соответствует решению статической задачи.

Следует отметить, что полученная закономерность является достаточно общей и мало меняется даже при значительном варьировании входящих в расчет параметров - механических свойств пород и радиуса заряда.

Исходя из выполненного анализа, можно утверждать, что динамическая фаза взрыва не играет определяющую роль при взрыве заряда, а производит предварительное механическое воздействие на массив, увеличивая эффективный радиус взрывной полости и создавая начальные системы радиальных и кольцевых трещин в пределах 3-4

радиусов  $r_0$  заряда. Например, если заряд с эффективным радиусом  $r_0 = 0,1$  м действует на глубине 2 м, то диаметр зоны, где будут заметны разрушения от динамической фазы взрыва, ограничивается размером 0,4-0,6 м.

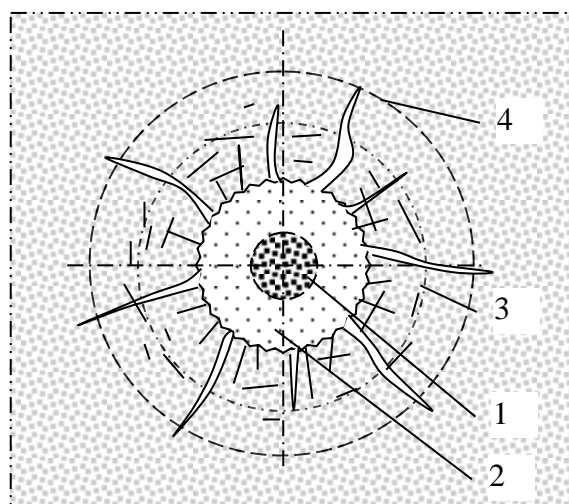
Такого же характера закономерность действует и при взрыве цилиндрического заряда. Отметим, что эти утверждения, вытекающие из теоретических решений и анализа динамической фазы механического действия взрыва, противоречат основной концепции сторонников объяснения разрушения пород главным образом за счет упругих волн напряжений, когда одним из важнейших свойств среды считается акустическая жесткость породы [5].

Следовательно, при изучении механического действия взрыва в твердых средах (в том числе и в горных породах) основное внимание следует сосредоточить на исследовании закономерностей разрушения при квазистатическом действии на среду газообразных продуктов взрыва. Это значительно упрощает исходную расчетную схему и позволяет довести решение задачи до численных результатов.

### 3. Давление в камуфлетной полости

Многочисленными ранее проведенными исследованиями установлено, что камуфлетный взрыв имеет три фазы, когда образуется ряд характерных зон:

I - *динамическая фаза*: взрыв формирует взрывную полость и ударную волну, которая вызывает образование трещин;



II - *квазистатическая фаза*: газообразные продукты взрыва завершают формирование радиальных трещин, т.к. скорости их роста по сравнению со скоростью взрывной волны значительно меньше (около 40%);

III - *завершающая фаза*: постепенное снижение давления в образованной взрывной полости и закрытие радиальных трещин.

- 1- заряд,
- 2- камуфлетная полость;
- 3- зона кольцевых трещин;
- 4- зона радиальных трещин

Рассмотрим расчетную схему камуфлетного взрыва (рис. 3). В данном исследовании оставим без детального

Рисунок 3 - Зоны разрушения пород вокруг заряда ВВ

рассмотрения начальные детонационные процессы развития взрыва во взрывчатом веществе. Задача состоит в определении эффективного радиуса камуфлетной полости и давления ГПВ в ней. Именно эти показатели и являются исходными параметрами взрыва.

Следуя известным зависимостям [3], определим начальные параметры механического действия взрыва на горную породу.

Вначале следует определить температуру взрыва  $T$  по теплоте  $Q_{ВВ}$  взрыва 1 кг ВВ и мольной теплоемкости  $c_v$  газов взрыва в момент взрыва при постоянном объеме, можно принять в окрестности температур взрыва  $1200 \pm 500^\circ\text{C}$  значение  $c_v \approx 8$ .

Тогда температура взрыва определяется по формуле

$$T = Q_{ВВ} / C_V \quad (3.1)$$

Для высокого уровня давления  $p$ , которое сопровождает взрыв 1 кг ВВ, следует воспользоваться формулой Ван-дер-Ваальса, которое обобщает уравнение Клапейрона-Менделеева:

$$\left[ p + \left( \frac{m}{\mu} \right)^2 \frac{a}{V^2} \right] \left( V - \frac{m}{\mu} b \right)^\gamma = \frac{m}{\mu} RT, \quad (3.2)$$

где  $V$  - объем, который занимает 1 кг ВВ:  $V = 1 / \rho$ ,  $\text{м}^3/\text{кг}$ ;  $m = 1$  кг,

$\rho$  - плотность ВВ,  $\text{кг}/\text{м}^3$ ;  $\mu$  - кг-моль;

$\gamma = c_p / c_v$  - соотношение удельных теплоемкостей при постоянном давлении и объеме, с некоторым приближением можно принять  $\gamma \approx 1.4$ .

$a$  и  $b$  - постоянные Ван-дер-Ваальса, их определяют по критическим параметрам для одного моля газа - объему  $V_k$ , давлению  $p_k$  и температуре  $T_k$  веществ, которые входят в состав ВВ

$$a = 3p_k V_k^2 : b = V_k / 3 : R = 8V_k p_k / 3T$$

Подчеркнем весьма важное обстоятельство, на которое исследователи до сих пор не обращали внимание. Оно состоит в том, что нет смысла стремиться точно определять давление и температуру газов взрыва, поскольку дальнейшие механические процессы, - сублимация материала, расширение зарядной полости, разрушение пород вокруг зарядной полости в зонах раздавливания и трещиноватости, - сильно сглаживают неравномерности распределения

параметров взрыва (процессы обладают высокой степенью диссипации). Иными словами, можно с высокой степенью достоверности утверждать, что материальная среда в ближней зоне взрыва, подвергаясь мощным температурным и компрессионным воздействиям, начинает играть роль своеобразного «фильтра», на «выходе» которого, т. е. после окончания динамической фазы, параметры взрыва в основном определяются прочностными свойствами среды и геометрией заряда.

Учитывая то обстоятельство, что в первый момент времени взрыв является изохорическим процессом ( $V=Const$ ) и подчиняется закону Шарля, уравнение Ван-дер-Ваальса (3.2) можно упростить:

$$p = p_a \frac{V_0}{(V - \alpha - \beta)} \frac{T}{273} \quad (3.3)$$

где  $p_a$  – нормальное атмосферное давление, равное 1,033 ати;

$V_0$  – объем газов при взрыве 1 кг ВВ при нормальных условиях ( $t=0^\circ\text{C}$ );  $V$  – объем зарядной камеры;

$T$  – температура взрыва, в зависимости от состава ВВ,  $^\circ\text{K}$ ;

$\alpha \approx (0,0005 \dots 0,00068)$  – коэффициент газов взрыва, учитывает силы взаимодействия между молекулами и занимаемый ими объем;

$\beta \approx 0,1$  – объем твердых веществ после взрыва 1 кг заряда.

Однако надо учесть, что в результате расширения зарядной камеры давление ГПВ значительно упадет, что ранее не учитывалось. Этим мы и займемся в следующем разделе.

#### 4. Расчет размеров взрывной полости при камуфлетном взрыве

Найдем, как изменится радиус заряда в виде цилиндрической полости, если к ней приложено внутреннее давление  $p$  (3.3). Согласно теории упругости [1], радиус полости по сравнению с начальным  $r_0$  следует рассчитать в предположении малых деформаций  $U$  (мера Генки)

$$U = r_0 * \sigma_\theta / E \quad (4.1)$$

где  $\sigma_\theta$  – тангенциальные (окружные) напряжения на границе полости, равные для полости цилиндрической и сферической форм

$$\sigma_\theta = p * r_0^2 / r_*^2, \quad (4.2)$$

$$\sigma_\theta = p * r_0^3 / (2r_*^3), \quad (4.3)$$

$E$  – модуль продольной упругости, Па.

На границе цилиндрической полости соответственно получаем  $\sigma_\theta = p$ ; для сферической полости  $\sigma_\theta = p/2$ , причем отметим, что эти напряжения растягивающие.

Однако на самом деле смещения  $U$  на границе полости сравнимы с радиусом  $r_0$  полости и их необходимо находить с учетом геометрической нелинейности. Для этого вместо меры Генки (4.1) воспользуемся мерой Коши, что даст для цилиндрического и сферического заряда:

$$r_1 = r_0 \exp(p/E), \quad r_1 = r_0 \exp(p/2E); \quad (4.4)$$

Еще одно усложнение задачи состоит в том, что по мере увеличения радиуса  $r_0$  давление  $p$  внутри полости падает. Поскольку это происходит за очень малый промежуток времени, то можно пренебречь обменом энергией между ГПВ и окружающей средой, т.е. считать процесс адиабатическим, который описывается зависимостью (3.2). Увеличение радиуса взрывной полости приведет в свою очередь к снижению там давления и температуры, Найдем зависимость давления внутри взрывной полости соответственно сферической и цилиндрической формы от ее радиуса (4.4):

$$p = p_0 * \left( \frac{V_0}{V_r} \right)^\gamma = p_0 * \frac{r_0^{3\gamma}}{r_1^{3\gamma}} = p_0 \exp\left(-\frac{3p\gamma}{2E}\right) \quad (4.5)$$

$$p = p_0 * \left( \frac{V_0}{V_r} \right)^\gamma = p_0 * \frac{r_0^{2\gamma}}{r_1^{2\gamma}} = p_0 \exp\left(-\frac{2p\gamma}{E}\right)$$

Из этих трансцендентных уравнений следует определить  $p$ , а по его значению вычислить  $r_1$ . Таким образом, задача о размере взрывной полости в первом приближении может считаться решенной.

## 5. Расчет размеров зоны трещиноватости и давления ГПВ

Радиальные трещины растут под действием тангенциальных растягивающих напряжений (см. рис.2) со скоростью около 40% от скорости волны напряжений. Их рост прекратится, когда тангенциальные напряжения станут равными прочности породы. Для получения численных оценок воспользуемся методом упругого наложения, с этой целью уравнения упругости (2) и (3) приравняем



прочности пород на одноосное растяжение в конце трещины  $[\sigma_p]$ . Соответственно получим для цилиндрической полости и сферической полости соответственно

$$[\sigma_p] = p * r_1^2 / r_*^2 \quad \text{и} \quad [\sigma_p] = p * r_1^3 / 2r_*^3. \quad (5.1)$$

Из (5.1) находим радиусы распространения радиальных трещин возле цилиндрической и сферической полости

$$r_2 = r_1 \sqrt{p / [\sigma_p]} \quad \text{и} \quad r_2 = r_1 * \sqrt[3]{p / 2[\sigma_p]} \quad (5.2)$$

Эти значения радиусов следует подставлять в условия решения задач о механическом действии взрыва.

Однако следует помнить, что давление ГПВ существенно изменяется, поскольку размер камуфлетной полости заметно увеличится за счет сжатия породы в объеме распространения радиальных трещин, что следует учесть, оценив снижение давления.

Решим задачу для сферического заряда. Объем зоны, заключенной в пределах радиальных трещин, будет равен  $V_2 = (4/3)\pi r_2^3$ . Найдем объем породы, которая оказалась в пределах зоны трещин под всесторонним сжатием, при этом необходимо вычесть объем зоны ГПВ:

$$\begin{aligned} V_{1c} &= (V_2 - V_1) p / k_v + V_1 = (4/3)\pi \left[ (r_2^3 - r_1^3) p / k_v + r_1^3 \right] = \\ &= (4/3)\pi \left\{ \left[ \frac{p}{2[\sigma_p]} r_1^3 - r_0^3 \exp(3p/2E) \right] p / k_v + r_0^3 \exp(3p/2E) \right\} \quad (5.3) \end{aligned}$$

Давление  $p$  вызывает сжатие той части материала, которая оказалась в окружении ГПВ, т.е. породы, которую пронизали радиальные трещины. С учетом модуля объемного сжатия материала получим приращения объема полости, которую занимают ГПВ:  $\Delta V_1 = V_{2c} p / k_v$ . Таким образом, ГПВ занимают объем, больший исходного на  $\Delta V_1$ , а именно

$$V_{2c} = V_2 - V_{1c} = 4/3\pi (r_2^3 - r_1^3) = 4/3\pi r_0^3 \left[ \frac{p}{2[\sigma_p]} r_1^3 - r_0^3 \exp(3p/2E) \right] \quad (5.4)$$

Считая процесс адиабатическим, можно рассчитать эффективное давление вокруг заряда ВВ с учетом объемного сжатия породы в пределах зоны радиальных трещин, когда граница этой зоны может считаться эффективным радиусом заряда, который следует учитывать для определения дальнейшего разрушения породы. Расчеты удобно проводить в программе MathCAD/

$$p_2 = p_1(V_1/V_2)^\gamma \quad (5.5)$$

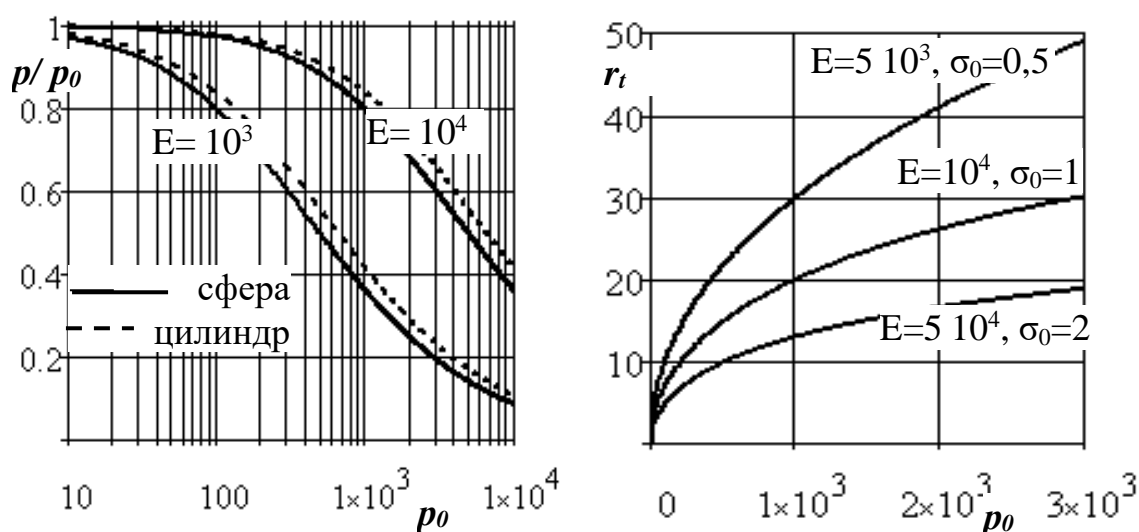


Рисунок 4 – Зависимость давления  $p/p_0$  взрыва (а) и радиуса радиальных трещин  $r_t$  от начального давления  $p_0$  (МПа) в заряде для пород разной прочности и жесткости

Вычисления показали (рис. 4), что учет взаимовлияния размера камуфлетной полости и давления ГПВ в ней необходим особенно для слабых пород, когда давление может падать в 3-4 раза, что справедливо почти в одинаковой степени для сферического и цилиндрического зарядов.

Рост радиальных трещин также существенно зависит от начального давления ГПВ в зарядной камере и может достигать 20...50 начальных радиусов заряда взрывчатки.

## Выводы

1. Динамическая фаза взрыва весьма кратковременна, компоненты напряжений быстро стремятся к статическим, роль которых в механизме взаимодействия заряда с массивом является доминирующей, особенно для зарядов выброса.

2. Массив пород в ближней зоне взрыва сильно сглаживает все неравномерности полей напряжений и деформаций, выполняя роль своеобразного «фильтра» за счет своего неупругого поведения.

3. Давление ГПВ в камуфлетной полости, ее радиус и радиус распространения радиальных трещин находятся в нелинейной взаимозависимости и могут существенно изменяться для пород с различными свойствами.

*Дано обоснование расчетных схем геомеханики взрыва. Показана преобладающая роль газообразных продуктов взрыва на развитие взрывного разрушения. Впервые получены формулы для оценки давления газов и расширения зарядной полости с учетом их взаимовлияния.*

*The substantiation of the analytical model of the geomechanics of explosion is given. The prevailing role of gas' products of explosion on development of rock destruction is shown. The estimations formulas for gas' pressure and expansiona powder chamber for the first time are received in view of them interference.*

#### **Библиографический список.**

1. Покровский Г.И. Взрыв. – М.: Недра, 1973. – 178 с.
2. Энциклопедия взрыва. История взрыва, ч. 1-4, Web-site: [www.biometrika.tomsk.ru/ftp/dict/explode/explode2.html](http://www.biometrika.tomsk.ru/ftp/dict/explode/explode2.html) - 35 К.
3. Таранов П.Я., Гудзь А.Г. Разрушение горных пород взрывом. - М.: Недра, 1976. – 253 с.
4. Друкованый М.Ф., Комир В.М., Кузнецов В.М. Действие взрыва в горных породах. - Киев: Наукова думка, 1973. – 182 с.
5. Мосинец В.Н. Дробящее и сейсмическое действие взрыва в горных породах. - М.: Недра, 1976. – 271 с.
6. Авдеев Ф.А., Барон В.Л., Блейман В.Л. Производство массовых взрывов. - М.: Недра, 1977. – 312 с.
7. Henrik L. Selberg. Transient compression waves from spherical and cylindrical cavities. – Stockholm: Arhiv for Fyzik, Bd. 5 Nr 7. Pp. 76-108.
8. Ханукаев А.Н. Энергия волн напряжений при разрушении пород взрывом. - М.: Госгортехиздат, 1962. – 201 с.
9. Тимошенко С.П., Дж. Гудьер. Теория упругости. - М.: Наука, 1975. – 576 с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Финкельштейном З.Л.*

*д. е. н., проф. Акмаєв А.І.,  
к. т. н., доц. Бєлозерцев В.М  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **МЕХАНІЗМ ФОРМУВАННЯ ФОНДУ РОЗВИТКУ ВУГЛЕДОБУВНИХ ПІДПРИЄМСТВ НА ОСНОВІ ГІРНИЧОЇ РЕНТИ**

*Розроблено методичний підхід до визначення обсягів рентних платежів на основі дискримінантного аналізу. Пропонується використовувати рентні платежі для додаткового фінансування розвитку шахт.*

Формування ринкових відносин у добувних галузях промисловості має свої особливості, які значною мірою зумовлені гірничо-геологічними умовами відпрацьовування запасів корисних копалин. Кожне вуглевидобувне підприємство здійснює видобуток вугілля у специфічних та неповторних умовах, що визначені гірничо-геологічними умовами утворення й залягання пластів. Умови відпрацювання вугільних пластів відрізняються навіть в межах гірничих відводів кожної конкретної шахти. Крім того характерними рисами роботи шахт є невідновлюваність запасів вугілля й постійне погіршення гірничо-геологічних умов, пов'язане зі збільшенням глибини робіт і відпрацюванням пластів з більш сприятливими умовами залягання. Різноманітними є також якісні характеристики вугілля і його марочний склад, що визначають його цінність для споживача. Усі ці особливості значною мірою зумовлюють результати господарчої діяльності вуглевидобувних підприємств і впливають на формування їхніх доходів.

Як правило, економічні результати діяльності шахт, які здійснюють видобуток вугілля у складних гірничо-геологічних умовах, значно нижчі ніж на тих, які відпрацьовують пласти вугілля, що залягають у сприятливих умовах. Унаслідок чого на шахтах першої групи збільшується ймовірність настання кризової ситуації.

Ураховуючи різні умови видобутку вугілля було проведено аналіз розподілу шахт за обсягами видобутку вугілля. В процесі дослідження усі шахти були поділені на групи. До першої групи були включені шахти, що видобувають більше 1 млн. т. вугілля на рік У зв'язку з тим, що шахти цієї групи є стратегічно важливими в забезпеченні

енергетичної незалежності країни серед них була виділена підгрупа шахт з річними обсягами видобутку вугілля більше 1,5 млн.т. До другої групи увійшли шахти з обсягами видобутку вугілля від 0,71 до 1 млн. т вугілля за рік, а до третьої з видобутком вугілля в діапазоні 0,41-0,7 млн. т на рік. Четверту групу склали шахти, що видобувають від 101 тис. т до 400 тис. т. Останню п'яту групу утворили шахти з річними обсягами видобутку вугілля менше 100 тис. т. При цьому в цій групі була виділена підгрупа шахт, які видобувають менш ніж 50 тис.т. вугілля за рік.

Аналіз показав, що за станом на 1.01.2006 р в Україні 16% шахт видобували більше 1 млн. т. вугілля на рік, а 8 з них перевищили 2 мільйонний рубіж видобутку (таблиця 1)

Таблиця 1 – Перелік вуглевидобувних підприємств України, що видобувають більше 2 млн. т вугілля за рік (на 1.01.06 р.)

Найменування вуглевидобувного підприємства	Обсяг видобутку вугілля, млн. т. за рік		% виконання плану
	План	Факт	
ДП"ВК"Краснолиманська"	2,100	2,019	96,1
ОП ш. ім.О.Ф.Засядька	2,500	3,354	134,2
ВАТ"ВК"Шахта"Красноармійська-Західна" №1	3,700	6,241	168,7
ВАТ "Шахта"Комсомолець Донбасу"	1,860	2,574	138,4
ш.ім.М.В.Фрунзе	1,745	2,210	126,6
ш.ім.В.В.Вахрушева	1,744	2,276	130,5
ш."Червоний Партизан"	1,580	2,078	131,5
ш."Довжанська-Капітальна"	1,816	2,506	138

Дослідження показали, що крім шахт – флагманів в Україні функціонують шахти з значно меншими обсягами видобутку вугілля. На 20% шахт, віднесених до V групи, цей показник не перевищує 100 тис. т на рік, а на 8% шахт взагалі річний видобуток вугілля складає менше 50 тис. на рік (рисунок 1).

Аналіз динаміки розподілу шахт за обсягами видобутку вугілля за останні три роки дозволив встановити тенденцію зменшення кількості шахт V груп. За цей період кількість шахт цієї групи зменшилася на 8%. Це обумовлено скороченням шахтного фонду, в першу чергу, за рахунок шахт з низькими техніко-економічними показниками, або

переходом у IV групу за рахунок збільшення обсягів видобутку вугілля.

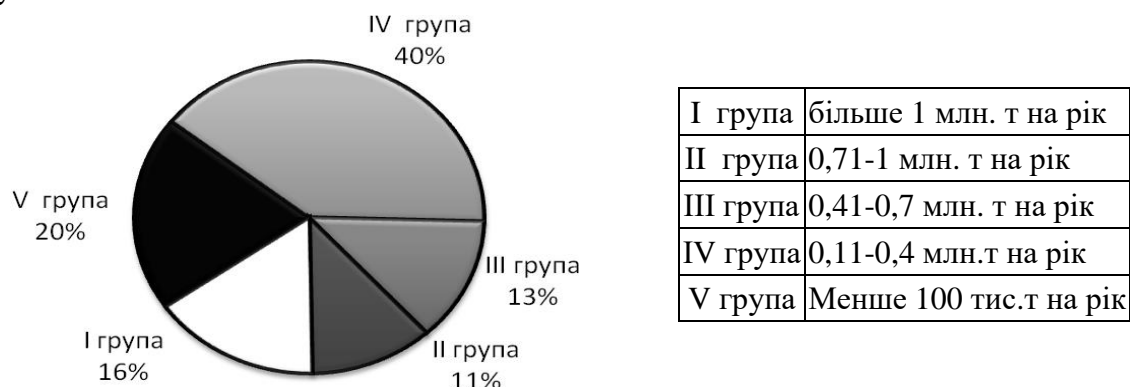


Рисунок 1 – Розподіл шахт за обсягами річного видобутку вугілля станом на 1.01.06

Як правило, ці шахти вже тривалий час працюють без технічного переоснащення і реконструкції, відпрацьовують тонкі пласти вугілля в складних гірничо-геологічних умовах, а також мають незначні запаси вугілля

Разом з тим, слід відмітити позитивну тенденцію збільшення шахт I и II групи. Так за період з 2003 по 2005 Кількість шахт з видобутком вугілля більше 1 млн. т. на рік збільшилася на 2 %, а шахт, що видобувають від 0,71 до 1 млн. т. на рік на - 5%.

В процесі аналізу шахт за обсягами видобутку вугілля визначено і роль шахт кожної з виділених груп в забезпеченні країни вугіллям. Аналіз показав, що 16% шахт I групи забезпечують 53% видобутку вугілля в Україні (рисунок 2).

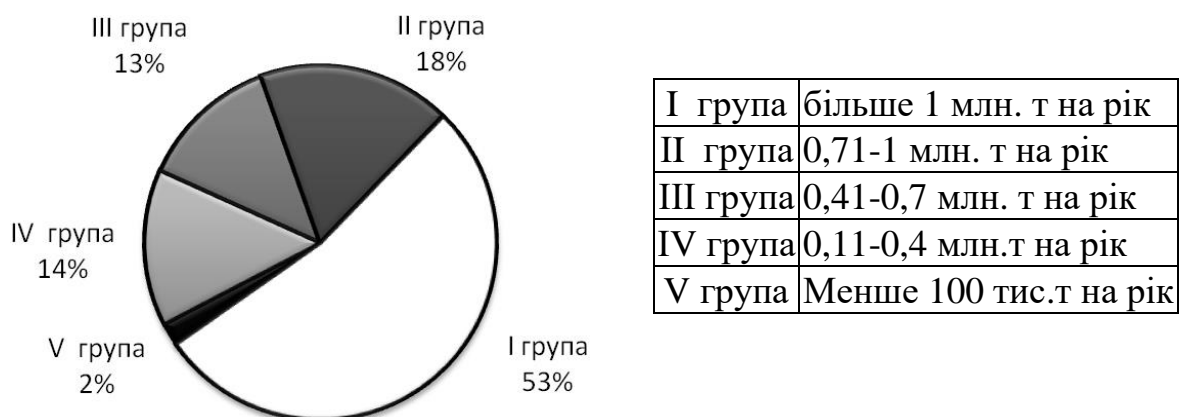


Рисунок 2 – Розподіл шахт за обсягами забезпечення країни вугіллям станом на 1.01.06

В той час, 20% шахт V групи видобувають усього 2% вугілля. При цьому динаміка зміни цього показника свідчить про зменшення обсягів видобутку вугілля шахт цієї групи та збільшення видобутку шахтами I і II групи

Практикою господарювання розвинених країн доведено, що забезпечення рівних умов господарювання добувних підприємств, що відпрацьовують різні за умовами залягання і якості запаси корисних копалин, може бути досягнуте за рахунок розроблення й реалізації спеціального економічного механізму регулювання їхньої діяльності. Основою цього механізму є принцип платності за експлуатацію природних ресурсів. Одним з інструментів, здатним забезпечити досягнення рівних можливостей ефективної роботи вуглевидобувних підприємств, що відпрацьовують пласти з різними гірничо-геологічними умовами, є вилучення гірничої ренти.

Гірничу ренту вперше була уведена в формі гірничої податі в Росії Петром I ще у 1719 р. Вона становила десятку частину валового видобутку корисних копалин і сплачувалася натурою. На початку XX в. відповідно до гірничого положення першовідкривач, який одержав гірничий відвід, повинен був сплачувати (у грошовому еквіваленті або натурою) на користь держави пайове відрахування до 3% обсягу видобутку корисних копалин [1].

Питання про використання рентних платежів неодноразово розглядалися в публікаціях вітчизняних дослідників і практиків у 80-і роки минулого сторіччя [2-4]. Однак, цей механізм платного економічного регулювання використання запасів вугілля не був реалізований, оскільки вирівнювання результатів діяльності підприємств здійснювалося на підставі розрахункових цін.

В останні роки формування нових економічних відносин і зміна форм власності вуглевидобувних підприємств загострили питання, пов'язані з вилученням додаткового прибутку, одержуваного шахтами за рахунок розроблення пластів із кращими гірничо-геологічними умовами [5-8]. Дослідженнями проблем платного природокористування надр, проведеними вітчизняними й закордонними вченими, встановлено, що основними питаннями при цьому є визначення формалізованої різниці в умовах видобутку вугілля на окремих шахтах, класифікація на цій основі шахт по групам та відповідних розмірів рентних платежів для кожного вуглевидобувного підприємства або їх групи.

Для вирішення завдання щодо встановлення розмірів гірничої ренти дослідниками було запропоновано низку підходів. Одні автори пропонують кількісну оцінку рентоутворювальних чинників по кожному вуглевидобувному підприємству здійснювати на підставі

системи показників, що характеризують розходження в природній продуктивності пластів, які відпрацьовуються, і розходження в умовах праці [5, с. 115-119], інші вважають, що величина рентних платежів повинна комплексно визначатися на підставі нормативів для кожного показника з урахуванням витрат по всіх виробничих процесах [6]. Деякі дослідники пропонують вирішувати завдання щодо встановлення нормативів плати виходячи зі ступеня впливу окремих гірничо-геологічних і виробничо-технічних чинників з наступним підсумовуванням цих значень [7]. Запропоновані підходи до визначення величини гірничої ренти мають недоліки, які пов'язані в деяких випадках з необхідністю проведення громіздких розрахунків щодо встановлення нормативів залежно від витрат по кожному виробничому процесу шахти, а в інших з урахуванням обмеженої кількості аналізованих чинників. При цьому гірнича рента в цих дослідженнях не розглядається як інструмент антикризового управління вуглевидобувними підприємствами.

У результаті проведених Донбаським державним технічним університетом досліджень запропоновано методичний підхід до поділу шахт на групи за умовами складності розробки пластів та визначення розмірів рентних платежів на підставі використання дискримінантного аналізу. Такий підхід дозволяє враховувати комплексний вплив гірничо-геологічних чинників на результати роботи шахт й формування їхніх доходів. Алгоритм реалізації цього завдання поданий на рисунку 3.

Одним з основних завдань дослідження поставлено пошук додаткового внутрішнього джерела фінансування для вуглевидобувних підприємств, з гіршими гірничо-геологічними умовами. За таке додаткове джерело пропонується формувати спеціалізований фонд Мінвуглепром України, що наповнюється за рахунок рентних платежів шахтами, які відпрацьовують більш сприятливі запаси вугілля. Відповідно до поставленого завдання були досліджені особливості формування доходів вуглевидобувних підприємств залежно від впливу гірничо-геологічних умов залягання пластів вугілля, що відпрацьовуються.

Особливістю функціонування вуглевидобувних підприємств є те, що в процесі видобутку вугілля не відбувається природного відтворення предмету праці, тобто запасів вугілля. У міру відпрацьовування запасів і збільшення глибини розроблення гірничих робіт погіршуються гірничо-геологічні чинники. Це веде до зниження техніко-економічних показників роботи шахти, розвитку кризових процесів і в остаточному підсумку до її закриття.

На першому етапі відповідно до алгоритму поданого на рисунку 1, передбачається відбір основних гірничо-геологічних чинників, що



впливають на формування рівня витрат на видобуток вугілля та економічних результатів роботи шахти. Для рішення поставленого



Рисунок 3 – Алгоритм розрахунку обсягу рентних платежів для вуглевидобувних підприємств залежно від умов відпрацювання пластів

завдання за даними експертного опитування фахівців виділено шість основних гірничо-геологічних чинників, а саме: кут падіння й потужність розроблювальних пластів, глибина розробки, газоносність, водоносність і порушеність вугільних пластів (табл.2). Аналіз впливу кута падіння пластів на рівень витрат і результати роботи вуглевидобувних підприємств дозволив виділити серед них окрему групу шахт, що розробляють круті пласти, які істотно відрізняються техніко-технологічними умовами відпрацювання запасів. Обсяг видобутку цієї групи, що включає 17 шахт, становить усього 3,4%

загального обсягу видобутку вугілля по Мінвуглепрому. Тому наступні дослідження впливу гірничо-геологічних чинників здійснювалося для шахт, що розробляють пологі пласти.

На другому етапі дослідження для порівнянності чинників, що мають різну внутрішню природу й одиниці виміру, їхні значення переводяться у бали відповідно до оцінної шкали, поданої в табл. 2.

Таблиця 2 – Шкала переводу гірничо-геологічних умов розробки пластів шахт у оцінні бали

Оцінка в балах	Чинник				
	Потужність пласта, м	Складність шахтного поля	Середній приплив води, м <sup>3</sup> /годину	Газодинамічні явища	Глибина розроблення, м
	X1	X2	X3	X4	X5
1	Більше 1,2	I категорія	До 400	Негазові, I і II, III категорії	До 600
2	0, 91-1,2	II категорія	400-1000	Понад категорійні	600-1000
3	До 0,91	III категорія	Більше 1000	Небезпечні щодо раптових викидів	Більше 1000
Вагомість чинника, частка (a <sub>i</sub> )	0,35	0,15	0,1	0,15	0,25

Вагомість кожного чинника встановлюється на підставі аналізу раніше проведених досліджень із наступним уточненням експертами значимості чинника у формуванні результатів діяльності підприємств (табл. 2). На основі встановлених балів і вагомості чинників розраховується інтегральний показник складності умов розробки родовищ корисних копалин (I<sub>j</sub>)

$$I_j = \sum_{i=1}^n a_{ij} \cdot q_i \quad (1)$$

де a<sub>i</sub> –вагомість і-го показника, встановлюється експертним шляхом;

$q_{ij}$  – значення і-го чинника j-ої шахти, в балах;

$n$  - кількість врахованих гірничо-геологічних чинників.

Мінімальне значення цього чинника характеризує кращі гірничо-геологічні умови відпрацьовування пластів. Аналіз розрахованих інтегральних показників дозволив установити діапазон оцінок, мінімальне й максимальне значення якого відповідно становить 1 і 2,7. Розраховане середнє значення цього оцінного інтервалу (1,85) дозволило умовно поділити шахти на дві групи –що відпрацьовують пласти, з кращими ( $I_j < 1,85$ ) і гіршими гірничо-геологічним умовами. У середині кожної групи були сформовані вибірки шахт, які найбільшою мірою характеризують складність умов розроблення пластів. Середні значення чинників кожної сукупності вибірки з кращими і гіршими гірничо-геологічним умовами, а також у цілому по двох вибірках подано в таблиці 3.

Таблиця 3 – Середні значення досліджуваних чинників на вуглевидобувних підприємствах Мінвуглепром

Вибірки шахт за складністю умов розроблення пластів	Чинники				
	X1	X2	X3	X4	X5
Середні значення по першій вибірці шахт із кращими гірничо-геологічними умовами	1,44	1,6	163	1,76	527
Середні значення по другій вибірці шахт із гіршими гірничо-геологічними умовами	1,13	1,44	474	2,56	807
Середні значення по двох вибірках	1,28	1,52	319	2,16	667

На підставі значень показників відібраних шахт здійснюємо визначення параметрів дискримінантної функції, що прийнята за основу для встановлення ступеня комплексного впливу чинників на формування витрат. Загальний вигляд лінійної дискримінантної функції ( $Z$ ), прийнятої для розрахунку показника комплексного впливу показників, що враховані при аналізі, має вигляд [9]

$$Z = a_0 + a_1x_1 + a_2x_2 + \dots + a_nx_n \quad (2)$$

де  $a_0, a_1, \dots, a_n$  – параметри дискримінантної функції;

$x_1, x_2, \dots, x_n$  – значення показників досліджуваного об'єкта.

Параметри дискримінантної функції були визначені на підставі методик, викладених у роботі [9]. У результаті проведених розрахунків, щодо встановлення параметрів, отримана наступна дискримінантна функція, що характеризує оцінку комплексного впливу чинників

$$Z = 2,9228 + 3,5716 \cdot x_1 - 0,1488x_2 - 0,0033x_3 - 1,3965x_4 - 0,0048x_5$$

Використання дискримінантної функції дозволяє здійснити класифікацію шахт на групи за умовами відпрацьовування вугільних пластів. Оскільки значення інтегрального показника залежить від 5 аналізованих гірничо-геологічних чинників, то методикою рекомендується виділити чотири групи шахт за умовами відпрацьовування пластів. Граничні значення для кожної групи шахт ( $Z_1$ ,  $Z_2$ ,  $Z$ ) устанавлюються за відповідною формулою при середніх значеннях чинників кожної сукупності, які наведені в таблиці 2. Графічна шкала розподілів шахт на групи подана на рисунку 4.

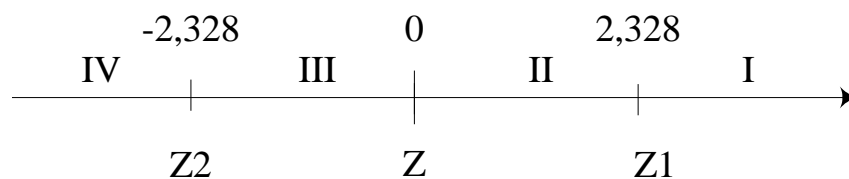


Рисунок 4 - Шкала класифікації шахт за умовами складності видобутку вугілля, яка побудована за допомогою дискримінантної функції

Аналізуючи отримані результати, можна відмітити переважний вплив на результуюче значення функції показників потужності пласта й глибини робіт. Високий ступінь впливу цих чинників був устанавлений й іншими дослідниками. На загальне значення функції істотно впливають також газоносність і водоносність вугільних пластів. Незначний вплив порушеності зумовлений умовами розроблення й розподілом шахтних полів на частини. Як правило, сильно порушені ділянки пластів не спрацьовуються, а великі диз'юнктивні порушення є границями відпрацьовування виїмкових ділянок і шахтних полів.

За допомогою розробленої шкали усі шахти поділено на групи за різними гірничо-геологічними умовами залягання пластів. У першу групу включені шахти, що відпрацьовують пласти із кращими гірничо-геологічними умовами, а в четверту – з гіршими. У таблиці 5 наведені значення найбільш впливових аналізованих факторів по кожній групі шахт і тенденції їхньої зміни.

Рента є функцією прибутковості, а похідно – функцією витрат. Тому, визначення величини рентних платежів для шахт кожної групи пропонується здійснювати залежно від чинників, які визначають рівень витрат вуглевидобутку на шахтах, віднесених у відповідну групу. Дослідженням устанавлено, що в міру погіршення гірничо-геологічних

чинників, витрати на видобуток, а відповідно й собівартість 1 т вугілля збільшуються.

Таблиця 5 – Класифікація шахт за гірничо-геологічними умовами на основі дискримінантної функції

Показник	Група складності			
	I	II	III	IV
Частка шахт, які складають у відповідну групу, %	14,3	27,2	46,9	11,6
Середня потужність розроблювального пласта по відповідній групі, м	1,46	1,31	1,19	1,1
Середній приплив води по шахті у відповідній групі, м <sup>3</sup> /годину	196	272	402	575
Середня глибина робіт в кожній групі, м	467	641	765	903
Частка видобутку вугілля шахтами відповідної групи, %	13,5	23,5	50,9	12,1

Якщо рівень витрат на шахтах, які розробляють складні пласти й віднесені до четвертої групи взяти за базовий (вони звільняються від сплати ренти), то рівень витрат на шахтах які розробляють пласти з більш сприятливими умовами і віднесені в першу, другу та третю групу, значно нижчий. Додатковий дохід отриманий унаслідок сприятливих умов видобутку вугілля може бути використаний у вигляді ренти. Результати розрахунку показника рівня витрат для шахт різних груп подано в таблиці 6.

Таблиця 6 – Фактичний додатковий дохід шахт унаслідок різниці умов видобутку вугілля (у відсотках до собівартості продукції)

Показники	Група шахт за складністю гірничо-геологічних умов			
	I	II	III	IV
Зміна собівартості по групах шахт, %	78,08	86,62	91,46	100
Фактичний додатковий дохід шахт, %	21,92	13,38	8,54	0

Встановлення величини гірничої ренти для сплати власниками вуглевидобувних підприємств є політичним питанням і залежить від багатьох чинників: економічної політики держави, стану розвитку ринкових відносин, відкритості вітчизняного ринку вугілля, соціальної політики тощо. Із-за відсутності досвіду вилучення ренти у вугільний

галузі України, пропонується введення поетапного визначення та вилучення рентних платежів. На першому етапі з метою заохочення підприємств пропонується вилучати лише 30% рентних платежів. На наступних етапах частку що вилучається у цей фонд можливо збільшити до 50%. Абсолютна величина диференціальної ренти ( $D_p$ ) може бути розрахована укрупненим шляхом з урахуванням річного обсягу видобутку вугілля та собівартості готової продукції за формулою

$$D_p = V_G \cdot C \cdot P_{\text{vj}}^H \cdot k_i, \text{ тис.грн.} \quad (3)$$

де  $V_G$  – річний обсяг готової продукції, тис.т;

$C$  – собівартість готової продукції, грн/т;

$P_{\text{vj}}^H$  –відносне значення рівня витрат шахт  $j$ -ї групи;

$k_i$  – частка гірничої ренти яка вилучається державою у відповідному році;

$i$  – рік у якому здійснюється вилучення гірничої ренти.

Розрахунок рентних платежів по кожній конкретній шахті не від доходів а від собівартості буде додатково стимулювати власника у зменшенні рівня витрат. За такими нескладними розрахунками можливо щорічно здійснювати уточнення величини рентних платежів.

У тісному зв'язку із завданням визначення обсягу диференціальної ренти знаходиться питання про її використання. Для цього пропонується сформувати спеціальний фонд інноваційного розвитку Мінвуглепром. Це дозволить зберегти та підвищити виробничий потенціал багатьох шахт, стабілізувати їх діяльність і перебороти кризу. Укрупнені розрахунки показали, що щорічні надходження до цього фонду можуть становити 350-500 млн. грн.

Запропонований методичний підхід може бути використаний для розрахунку розміру гірничої ренти не тільки для шахт, але й для підприємств, які здійснюють вилучення продуктів з техногенних родовищ. До таких родовищ відносяться шламові відстійники шахт і збагачувальних фабрик, породні відвали і таке інше. При цьому аналогічним чином розраховується дискримінантна функція, що враховує особливості впливу чинників на вилучення продукту, і визначається величина техногенної диференціальної ренти.

Додатковий дохід вуглевидобувних підприємств, у тому числі й приватизованих, сформований за рахунок роботи в більш сприятливих гірничо-геологічних умовах, можливо вилучати у вигляді гірничої ренти. Частина рентних надходжень доцільно спрямовувати на підтримку інноваційного розвитку шахт.

*Разработан методический подход для определения объемов рентных платежей на основе дискриминантного анализа. Предлагается использовать рентные платежи для дополнительного финансирования развития шахт.*

*Technical approach for determining the volume of rent payments is developed on the base of discriminant analysis. It is proposed to use rent payments for additional financing for development of coal mines.*

### **Библиографический список.**

1. Сперанский Г.Н., Шендель К.Е. Горная податъ //Горная энциклопедия. Т.2.-М.: Изд-во «Советская энциклопедия», 1986. – с.91-92.
2. Володомононов Н.В. Горная рента и принципы оценки месторождений. –М.: Металлургиздат, 1959. – 179 с.
3. Ильдеменов В.И. Дифференциальная рента и выравнивание экономических условий воспроизводства. – М.: Экономика, 1981. -135 с.
4. Рейхель Б.Л. Экономическая оценка угольных месторождений. – М.:Недра, 1979.- 224 с.
5. Василенко В.К. Экономическое регулирование производственной деятельности угольных шахт: теория, методология, практика. – К.: Наукова думка, 1995. – 179с.
6. Решетилова Т.Б. Горна рента в механизме управления использованием недр. М.: Изд-во МГТУ, 1997. – 178 с.
7. Амоша О.І., Стариченко Л.Л. Економічне стимулювання і регулюванні рентних відносин у вугільній промисловості. //Уголь Украины, 2003. -№4-с.19-24.
8. В. Мищенко. Концепція платного природопользования в Украине. //Экономика Украины. – 1993. – №7. – с. 68.
9. Факторный, дискриминантный и кластерный анализ: Пер. с англ. /Дж.-О.Ким, Ч.У. Мьюллер, У.Р. Клекка и др. ; Под ред. И.С. Енюкова. – М.: Финансы и статистика, 1989. – 215 с.

*Рекомендовано до друку  
д. т. н., проф. Бабіюком Г.В.*

*д. т. н., проф. Финкельштейн З.Л.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СОСТОЯНИЕ ВОДНЫХ РЕСУРСОВ ПРОМЫШЛЕННЫХ РЕГИОНОВ УКРАИНЫ**

*В роботі приведено аналіз можливостей забезпечення питною водою населення та технічною промисловістю, причини екологічної проблеми Донбасу, яка зв'язана з нестачею цієї води та указані деякі шляхи вирішення цієї проблеми.*

Французский писатель Антуан де Сент-Экзюпери посвятил воде ставшие знаменитыми строки: ” Вода! У тебя нет ни вкуса, ни цвета, ни запаха, тебя невозможно описать, тобой наслаждаются, не ведая, что ты такое. Нельзя сказать, что ты необходима для жизни, ты – сама жизнь... Ты самое большое богатство на свете...”

С тех пор, как на Земле появилась вода, стала возможной жизнь, именно в водной среде зародилось органическое вещество.

Нашу планету можно назвать планетой Вода. Однако человечество в настоящее время столкнулось с новой, неосознанной в полной мере проблемой дефицита воды. Водные ресурсы превратились в стратегическое сырье. Цена на чистую воду становится выше, чем на нефть.

Чтобы быть здоровым, каждый житель планеты должен употреблять с едой и питьем около 2,5 литра чистой воды ежедневно. Но ресурсы главного “минерала жизни” – чистой воды – иссякают. Неразумное, неэкономное хозяйствование привело к тому, что большинство поверхностных и подземных источников питьевого водоснабжения истощено и загрязнено. Четырехкратное увеличение населения мира в течение одного 20 столетия с 1,5 до 6 млрд. резко усилило дефицит пресной воды, которая используется не только для питьевых целей, но и для производственной деятельности, в результате которой происходит загрязнение главного “минерала жизни”.

В настоящее время потребность населения Земли в воде составляет 18700 км<sup>3</sup>, из них 38% расходуется на ирригацию, 9% на промышленность, 3% на бытовые нужды, 48% на разбавление сточных вод и 2% на другие потребности.

Природная вода обладает способностью самоочищаться, т.е. восстанавливать свои свойства методом окисления и нейтрализации



загрязнителей. Водные источники могут принимать неочищенные воды (стоки) до определенных пределов, после чего подавляются свойства воды. И если эти пределы превышены, естественные водоемы превышаются в сточные коллекторы, опасные для жизни человека (Рейн – сточная канава Европы).

Острой проблемой современности является нехватка пресной воды. Запас доступных пресных вод мира, сосредоточенных в реках, озерах, подземных водах на глубине до 1 км, составляет примерно 3 млн. км<sup>3</sup>. Но вода распределена на Земле неравномерно и уже сейчас люди испытывают дефицит воды. Так, в странах 3-го мира ежегодно умирают от потребления грязной воды, примерно 9 млн. человек. Примерно 1 млрд. человек не имеет необходимого количества воды, и в мире нет механизма ее распределения. Собственно многие конфликты в мире происходят и происходили из-за распределения и владения пресной водой.

В Донбассе, куда входят Луганская, Донецкая и Днепропетровская области, за годы его промышленного освоения сложилось немало экологических проблем, некоторые из них уже сейчас представляют ученые как экологические катастрофы. Эти проблемы нельзя рассматривать отдельно, так как они взаимосвязаны, а для Донбасса, который когда-то был промышленным центром бывшего Союза, экологические проблемы – жизнь не только промышленности Украины, но и его уменьшающегося с каждым годом населения. Самая большая экологическая проблема для всех промышленных регионов – обеспечение питьевой водой населения и технической – промышленность. Основными причинами загрязнения подземных и поверхностных вод являются: интенсивное водопонижение при разработке полезных ископаемых; неупорядоченный сброс, утечка промышленных стоков из прудов-накопителей, отстойников предприятий, неупорядоченное хранение и использование удобрений и ядохимикатов в сельском хозяйстве; промышленные выбросы в атмосферу и т.д.

К основным источникам загрязнения вод относятся: промышленность, сельское хозяйство, жилищно-коммунальное хозяйство, атмосферные осадки, различного рода аварии, водный транспорт, отвалы горных выработок и др. В связи с интенсификацией сельскохозяйственного производства возросло потребление минеральных удобрений, часть которых с речным стоком поступает в поверхностные и подземные воды. Около 1/3 внесенных минеральных удобрений вымывается из почв и выносится в реки, открытые водоемы, водохранилища.

Загрязняющие вещества поступают в водные объекты со сточными

водами, поверхностным стоком с территорий городов, предприятий и сельскохозяйственных угодий, а также с атмосферными осадками.

## 1 АНАЛИЗ ВОД ПО РЕГИОНАМ ДОНБАССА

Исследования воды в Донбассе показали, что в зависимости от географического положения водозабора и расположения в этих районах промышленных предприятий и сельскохозяйственных угодий основные характеристики воды сильно отличаются друг от друга. Поэтому необходимо проанализировать состав и содержание различных примесей в воде по регионам Донбасса для определения возможности использования воды для технических и потребительских целей.

### 1.1 Луганская область (восточный Донбасс)

На территории Луганской области расположено около 1500 предприятий и организаций угольной, металлургической, машиностроительной, химической и нефтехимической промышленности, энергетики. 123 предприятия используют в технологическом процессе около 40 тыс. тонн разнообразных сильнодействующих веществ. В атмосферу выбрасываются ежегодно около 700 тыс. тонн загрязненных веществ 300 наименований, более трех четвертей их – не очищены. Высокий удельный вес промышленности в хозяйственном комплексе области, недостаточное оснащение предприятий пыле-газоулавливающими устройствами привело к снижению в воздушном бассейне содержания кислорода и повышению количества токсичных веществ.

Луганск входит в число городов с самой неблагоприятной экологической обстановкой. Загрязняющими элементами окружающей среды являются соли тяжелых металлов, источник которых, в основном – отходы гальванического производства. Опасность, которую представляют тяжелые металлы для организма человека оставляет далеко позади такие факторы, как радиоактивные, химудобрения, разливы нефти. Ввиду сложного состава эти отходы не всегда можно переработать так, чтобы таких отходов не было.

В подземном водоносном горизонте скопилось около 5 млн.т минеральных солей и свыше 230 т амино- и нитросоединений. Высокая степень загрязнения природной среды при большой плотности населения (500 чел. на 1 кв.км) приводит к высокому уровню заболеваемости.

Сельскохозяйственная освоенность Луганской области значительно выше, чем в целом по Украине и составляет более 80%. Это нарушило

экологическое равновесие между отдельными видами угодий – лугами и пастбищами, пашней, лесами, болотами и водными экосистемами. Почвы в области подвержены водной и ветровой эрозии. Склоны круче 3-х градусов эродированы более чем на 80%. Масштабность проблемы необратимой деградации почв ставит под угрозу обеспечение населения продовольствием. На разрушенных почвах, а их на Луганщине более половины, постепенно снижается урожайность сельскохозяйственных культур от 10 до 50 и более процентов. В сельскохозяйственных предприятиях области хранится более 100 тонн непригодных и неизвестных химических средств защиты растений (в помещениях без крыш, на зернотоке).

Самая сложная ситуация в области с питьевой водой. Основным источником хозяйственного и питьевого водоснабжения являются подземные воды. Из разведанных запасов пресной воды ГОСТу “Питьевая вода” отвечают только 14%. Огромный вред водоемам наносит коммунальное хозяйство: только 8% стоков можно считать очищенными. Подача питьевой воды по графику вследствие её дефицита усиливает угрозу её бактериального загрязнения. В водоемы после дождей стекают хранящиеся во многих хозяйствах под открытым небом ядохимикаты и минеральные удобрения, отравляя все живое. По словам специалистов в Луганской области пьют самую дорогую в Украине и далеко не соответствующую стандартам воду. Дело в том, что при интенсивной разработке недр Донбасса нарушились подземные водные пласты, и вода уходит на большую глубину. В результате более 80% добывается из скважин, глубина которых зачастую превышает 50-80 метров. Часть добытой с таким трудом воды ещё и теряется при транспортировке. Если в других регионах Украины протяженность водоводов составляет десятки километров, то на Луганщине – несколько сотен. В области есть регионы, жители которых пользуются только привозной в бочках водой, так как набрать её из крана практически невозможно. Поэтому основной причиной постоянных вспышек острых кишечных заболеваний луганские медики считают, в первую очередь, питьевую воду. Суточная подача воды всем потребителям городов и районов Луганской области составляет около 817 тысяч кубометров. Порядка 80 процентов воды добывается из артезианских скважин, остальная забирается из открытых источников. В области практически отсутствуют источники водоснабжения, которые смогли бы гарантировать необходимое качество воды. Проведенные анализы родниковой воды показали, что даже криничная вода по многим параметрам не соответствовала ГОСТу еще в 1998 году.

Качество воды заметно ухудшилось с началом процесса закрытия шахт. Из-за спонтанного повышения уровня шахтных вод идет

загрязнение колодцев и подземных водоносных горизонтов. Наблюдения за состоянием подземных вод на централизованных водозаборах области свидетельствуют, что качество воды ухудшается в основном вследствие минерализации и общей жесткости. С экологической точки зрения ситуация с водными ресурсами в области хуже, чем состояние воздушного бассейна в 5 раз. В области самая низкая на Украине продолжительность жизни, 85% детей рождается с различными патологиями и отклонениями.

## 1.2 Донецкая область (центральный Донбасс)

В Донецкой области сконцентрировано около 800 больших и средних промышленных предприятий горнодобывающей, металлургической, химической промышленности, энергетики, тяжелого машиностроения и строительных материалов, эксплуатируется из 700 открытых месторождений полезных ископаемых около 300. Высокая концентрация промышленного, сельскохозяйственного производства, транспортной инфраструктуры в сочетании со значительной плотностью населения создали огромную нагрузку на биосферу – наибольшую в Украине и Европе. Техногенная нагрузка на окружающую природную среду во многих регионах Донецкой области достигла уровня, который является угрожающим для окружающей среды и здоровья населения.

Плотность выбросов вредных веществ в атмосферу за один год составил 70 тонн на 1 кв. км, что в 6 раз больше, чем в среднем по Украине. В атмосферный воздух стационарными источниками загрязнения выбрасывается более 1500 тыс. т. вредных веществ, а автотранспортом – 206 тыс. т., это в целом составляет 37% от выбросов вредных веществ в Украине.

Общий забор воды из всех источников составляет по области за год 2600 млн. м<sup>3</sup>, из которых 980 млн. м<sup>3</sup> неудовлетворительно и не полностью очищенных сточных вод, что составляет четвертую часть по Украине. Большинство рек области относится к категории грязных и очень грязных. Остаются неудовлетворительными показатели качества воды Азовского моря. В 1998 году образовалось около 40 млн. тонн токсичных отходов. Среди особенно опасных отходов, размещенных на территории области, есть отходы, которые содержат мышьяк, свинец, ртуть, кадмий, никель, нефтеотходы, отходы гальванических и коксохимических производств и другие. Отсутствие полигонов по захоронению и заводов по обезвреживанию и переработке токсичных отходов содействует размещению высоко опасных отходов на свалках и других непригодных для этого местах. В целом в области

накоплено около 4 млрд. промышленных и 400 млн. м<sup>3</sup> бытовых отходов, что составляет около 25 процентов всех отходов по Украине.

Водные ресурсы Донецкой области формируются за счет транзитного притока поверхностных вод, в основном, р. Северский Донец из Харьковской области, местного речного стока, сточных, шахтных и карьерных вод, а также эксплуатационных запасов подземных вод. Водообеспеченность природным и речными притоками на одного жителя области в 5 раз меньше, чем в среднем по Украине. Единственным источником пресной воды как для питьевых, так и для технологических потребностей, в основном, является вода канала Северский Донец – Донбасс. Со сточными водами в водные объекты ежегодно поступает около 8 тыс. органических веществ, 22 тыс. взвешенных веществ, 2-2,5 тыс. азота аммонийного, более 200 т нефтепродуктов, 3 т фенолов и других загрязняющих веществ. Следует учитывать, что ещё большее количество неконтролируемых загрязняющих веществ поступает в водные объекты с дождевыми и талыми водами с поверхности городов, промышленных площадок предприятий, сельскохозяйственных угодий.

По многолетним данным областной СЭС более половины всех проб воды в источниках не отвечают санитарным нормам и правилам по химическим показателям и почти половина по бактериологическим. Наихудшие показатели качества воды отмечаются в городах Селидово, Доброполье, Мариуполь, Константиновка, Горловско-Енакиевском и Донецко-Макеевском регионах.

### 1.3 Днепропетровская область (западный Донбасс)

Антропогенной деятельностью преобразовано почти 95% территории западного Донбасса. Общий объем выбросов в атмосферу от всех организованных и неорганизованных источников превышает 18% от общих выбросов по Украине.

В среднем по области на одного жителя приходится за год около 483 кг вредных компонентов выбросов, что почти на 60% больше, чем в целом по Украине (285 кг/год) и почти в 2,5 раза больше, чем в Ивано-Франковской, Львовской, Житомирской, Ровенской, Тернопольской, Хмельницкой и Черновицкой областях, где этот показатель составляет около 200 кг/год. На предприятиях региона ежегодно накапливаются до 15 тыс. тонн гальванических шлаков, которые содержат до 750 т цинка (до 5%), 750 т никеля (до 5%), 1500 т хрома (до 10%), 450 т меди (до 3%), 150 т кадмия (до 1%) и поэтому имеют большую экологическую опасность. Водопотребление, 60% которого составляет нужды промышленности, является самым высоким в стране, а сброс

загрязненных промышленных сточных вод в поверхностные водоемы составляет 30% от объема их общего сброса по Украине.

В водоемы области сбрасывается около 1600 млн. м<sup>3</sup> сточных вод, в том числе почти 900 млн. м<sup>3</sup> без очистки.

Не осталось чистых природных вод и практически нет водоемов второй категории качества воды, а р. Днепр по некоторым показателям не подходит даже под третью категорию качества. Это означает, что главная водная артерия скоро может стать непригодной для использования на питьевые нужды.

Разбавление сточных вод днепровской водой составляет в среднем около 1:14 (экологически оправданное – 1:500-1:1000). Для притоков Днепра этот показатель колеблется от 1:2,5 (Мокрая Сура) до 1:6,7 (Орель). В засушливые годы р. Мокрая Сура превращается в коллектор сточных вод, которые разбавляют речную воду в соответствии 1:10.

В результате мощной техногенной нагрузки на р. Днепр, его притоки и водосборные территории содержание антропогенных сульфат-ионов в днепровской воде достигло 48%, магний-ионов – 72,9%, нитритного, нитратного и аммонийного азота – соответственно 93%, 83% и 60% от общего содержания этих ингредиентов в воде.

Экосистема Днепра в границах области уже достигла пределов своих самоочистительных возможностей относительно загрязнения водной среды Mn, Cd, Pb, а для Си и Zn этот уровень превышен.

Содержание ртути, как правило, значительно превышающее ПДК, характерно для рек Криворожского бассейна, хотя локально этот загрязнитель обнаруживается также в воде Самары, Волчьей, Кильчени и в незначительных количествах - в воде Орели и Мокрой Суры.

## 2 ПОСЛЕДСТВИЯ ЗАКРЫТИЯ УГОЛЬНЫХ ШАХТ В РЕЖИМЕ "МОКРОЙ" КОНСЕРВАЦИИ

Существует ещё одна проблема, которая может вызвать экологическую катастрофу не только в Донбассе, и жертвами которой станут миллионы людей, а последствия будут губительными для всей экономики Украины. Занимая только 0,5% мировой суши, страна добывает около 5% мирового объема минерального сырья. В 80-е годы по уровню добычи минеральных ресурсов на душу населения (20-25 т в год) Украина занимала одно из первых мест в мире. Интенсивное освоение земных недр с использованием ресурсо- и энергоемких технологий привело к нарушению природных гидрогеологических условий и накоплению огромного количества промышленных отходов. Кризис, охвативший большинство отраслей горнодобывающей промышленности (угледобыча, горнорудная и горно-химическая

отрасли, добыча нерудных полезных ископаемых), вывел на первый план проблему, которая до сих пор пребывала в тени. Закрытие горнодобывающих предприятий и шахт может спровоцировать непредсказуемое ухудшение экологической ситуации, а масштабный характер этой проблемы обеспечивает ей катастрофические последствия. Наиболее остро стоит проблема закрытия выработанных шахт в Донецком бассейне. Здесь в режиме “мокрой” консервации было закрыто (попросту затоплено) более 260 шахт. Пренебрежение в ходе консервации правилами экологической безопасности привело к существенному изменению подземных и поверхностных вод, подтапливанию и заболачиванию территорий, засолению и загрязнению рек, проседаниям земной поверхности, активизации карстовых и оползневых процессов. При закрытии угольной шахты после погашения горных выработок прекращает работу и водоотлив. С узко технологической точки зрения это оправдано: с прекращением выработки отпадает необходимость в откачке из неё воды. Постепенно вода из затопленной шахты перетекает в соседние горные выработки действующих шахт, все выше поднимается по трещинам и разломам в горных породах, подтапливая участки земной поверхности. Площадь подтопления участков в пределах Донецка превышает 5,2 тыс.га, Луганска 4 тыс.га, Макеевки 1,7 тыс. га. Из-за проседания земной поверхности на 57 м на шахтах “Павлоградская” и “Благодарная” образовалось четыре озера общей площадью 200 га вблизи Днепропетровска. Эти шахтные воды насыщены ядовитыми веществами и выход их на поверхность приводит к необратимому загрязнению водоемов и почвы. Самоизлив воды на шахте им. Тюленина привел к подтоплению 48 га территории Краснодона, нескольким жилым массивам города угрожает проседание. В случае затопления шахты “Юнком” (г.Енакиево), где проводился атомновзрывной эксперимент “Кливаж”, произойдет радиоактивное загрязнение подземных вод Донецко-Макеевской агломерации. В пустотах горных выработок закрытых шахт (вентиляционные системы отключены) скапливается метан. Вода вытесняет его на поверхность, формируются новые пути миграции, и взрывоопасный газ проникает в подвалы жилых и промышленных сооружений, на соседние действующие шахты.

На шахте им. Ильича выделение метана увеличилось на 40%, что ставит под угрозу существование г.Стаханова. Всего в Донбассе зарегистрировано более 80 взрывов шахтного метана, вышедшего на поверхность Земли. В ходе реализации программы закрытия неперспективных угольных шахт только в Донбассе будет подтоплено 15 тыс.га (для сравнения: площадь Киевского водохранилища составляет 92,2 тыс.га). Это приведет к усилению сдвиговых процессов

земной поверхности с масштабным разрушением наземных сооружений. Донбасс представляет собой огромную техногенную зону, так как практически все промышленные предприятия допускают утечку токсичных жидкостей и отходов. Толща горных пород во многих районах Донбасса пропитана жидкостями, и если во время работы угольных шахт они движутся в сторону горных выработок (под землю), то после закрытия шахт они попадут в грунтовые воды и поверхностные водоемы. Таким образом, под угрозой отравления окажется свыше 90% питьевых водоемов Донецкой области и подземные источники Луганской области (большинство из них уже давно не отвечают медицинским нормам).

Необходимо отметить ещё одну проблему, которая серьезно сказывается на надежности и срок эксплуатации оборудования. Это наличие в воде различных механических примесей, которые отрицательно сказываются на работе насосного оборудования. Срок службы глубинного насоса типа ЭЦВ в среднем составляет ~ 1,5-2 года, при гарантии завода изготовителя и сроке службы согласно амортизации ~ 10 лет. Применение фильтров механической очистки в этом случае позволит увеличить срок службы оборудования и позволит более эффективно использовать различные методы обработки питьевой и технической воды. Для предварительной очистки от механических примесей будет достаточно фильтров, которые будут задерживать частицы размер которых более 50 мкм. В настоящее время такие фильтры уже разработаны и эксплуатируются.

В последние годы в Украине рассматривается вопрос обеспечения питьевой и технической водой из подземных источников. Ещё 25 лет назад была выполнена оценка прогнозных ресурсов подземных вод Украины. Аналогичные выводы и предложения были рассмотрены на совещании государственной геологической службы Украины. Расположенные на разных горизонтах прогнозируемые запасы артезианских подземных вод составляют 50 млн. метров кубических в сутки. По расположению подземных вод – наиболее обеспеченные считаются северные и западные районы Украины, наименее – восточные и южные. Из разведанных запасов артезианских вод используется только 30%. Поэтому вопрос обеспечения водой в Украине стоит не только в Донбассе, но и по Украине в целом, и особенно необходима подготовка и очистка подземных вод для дальнейшего его использования населением и промышленностью. Если даже обеспечить Донбасс полностью только подземными водами, то учитывая ранее сказанное, т.е. сложную техногенную и экологическую обстановку, вопрос подготовки воды с наименьшими затратами и наибольшей эффективностью остается открытым.



### 3 ПРОБЛЕМЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ШАХТНЫХ ВОД И НЕКОТОРЫЕ ПУТИ ИХ РЕШЕНИЯ

В шахтерских поселках, описанные выше проблемы не решены и по сей день. Например, в г. Антрацит годами не бывает воды. Люди часами ждут воду в колонках. Вода подается только больницам. В районе шахты им. Артема воду собирают из дождей. Большая часть поселков и городов области снабжается из подземных источников. Качество воды, подаваемой из скважин, остается желать лучшего, т.к. общая жесткость питьевой воды от 7 до 30 мг-экв/л. Смешивая с водой из разных источников понижают до 13 мг-экв/л, хотя по ГОСТу положено не более 7 мг-экв/л. Официальным разрешением главного санитарного врача Украины в Донбассе можно для питья использовать воду с общей жесткостью до 17 мг-экв/л. В такой воде не растворяется “эмульсол” – заменитель минерального масла, который широко применяется в шахтном оборудовании. Шахты запасают весеннюю “Донцовую воду”, чтобы потом добавлять при подготовке эмульсий из “эмульсола”. Цена воды из скважин в два-три раза выше, т.к. в ней 70% - стоимость электроэнергии, которая затрачивается на перекачку воды для доставки ее потребителю.

Другая экологическая проблема – засоление почв. Ежедневно из шахт поднимают от 3 до 20 млн.м<sup>3</sup> воды. Вода по своим характеристикам не может называться водой. Минерализация воды имеет такую величину, что все живое вокруг шахт пропадает. Вода не сливается в реки, а растекается по оврагам и полям, отравляя подземные воды. В местах шахтных водосборников на 200 метров в глубину вода ни для чего непригодна.

Третья проблема - отравляющие вещества – мышьяк, например. В ДонГТУ создана карта распределения отравляющих веществ. Исследования показали, что в золе электростанций золота, серебра, германия, лития в 5-10 раз выше, чем в соответствующей обрабатываемой руде.

Четвертая проблема – реструктуризация шахт. Ранее уже отмечалось – подтопление участков земли в городах и поселках и выход метана.

Решить эти экологические проблемы можно, обеспечив шахтерские поселки и города очищенной шахтной водой. Только необходимо разобраться в шахтных водах.

Донбассу по подсчетам специалистов достаточно 15% от сливаемой шахтной воды. В ДонГТУ провели анализ воды в конкретных шахтах. Эти анализы показали, что, как правило, на верхних горизонтах вода чище и почти полностью соответствует

нормам качества воды принятой для Донбасса. В отдельных случаях наблюдается превышение по железу или марганцу, а бактериологический анализ обычно благоприятный. Поэтому для решения этой задачи необходимо создать кадастр вод по шахтным горизонтам и при необходимости обеспечить отдельный водоотлив.

Доведение воды до нормы зачастую намного дешевле, чем добыча из скважин. Ранее отмечалось, что в Антраците нет воды, а рядом шахта “Известия” выдает 2300 м<sup>3</sup>/час чистой воды. Но денег (около 50 коп/м<sup>3</sup>) на очистку пока не нашлось. Значительно проще и дешевле довести шахтную воду до уровня пригодного для орошения и технической воды. Наш университет был головным исполнителем по разработке технологии применения и использованию шахтных вод для промышленных целей. До сих пор (уже 40 лет спустя) в районе г. Стаханова цветут сады, поливаемые водой, обработанной по этой технологии.

В университете решаются вопросы по очистке жидкостей от механических примесей. Этому направлению посвящены исследования в Отраслевой лаборатории Минуглепрома Украины.

Идеальный фильтр - неограниченная грязеемкость и неограниченная пропускная способность, малый перепад давления, отсутствие технического обслуживания. Кроме этого, необходимы любая тонкость очистки, которая не зависит от степени (как по массе, так и по крупности) загрязнения исходной жидкости и простота конструкции.

Такие фильтры были разработаны сотрудниками лаборатории и сейчас эти фильтры установлены на многих металлургических заводах в Мариуполе, Донецке, Днепропетровске, Макеевке.

Например, на металлургическом комбинате им. Ильича в Мариуполе фильтр установлен 19 ноября 2000 г. Этот фильтр работает до настоящего времени и к нему еще никто из обслуживающего персонала не подходил. Расход воды при работе фильтра 1000 м<sup>3</sup>/ час, поступающая вода на фильтр имеет загрязненность до 11 г/л, а размер отдельных частиц в воде достигает 63 мм. Фильтр обеспечивает тонкость очистки до 0,2 мм, размер ячейки фильтрующего элемента 1,5 мм. Фильтр установлен в прокатном цехе. За время работы не забились ни одна форсунка, ни один насос высокого давления, на всасывающий патрубок которого поступает вода (их 8 шт.), не потерял своего к.п.д., хотя раньше они выходили из строя и ремонтировались каждые 0,5 года. Форсунки ранее по всему цеху чистились через каждые 5 дней. Эту работу выполняла специальная бригада слесарей, но все равно окалина закатывалась в лист. В Магнитогорске на мировом конгрессе прокатчиков представитель комбината указывал на разработанный в

ДонГТУ фильтр, как на самое важное техническое решение, позволившее обеспечить мировое качество тонкого листа и продавать его на экспорт. Такой же фильтр с ячейкой 1,5 мм обеспечил на Донецком металлургическом заводе (ДМЗ) тонкость очистки около 0,14 мм. В листопрокатном цехе ДМЗ стоит фильтр производительностью 630 м<sup>3</sup>/час. Тонкость очистки около 0,05 мм. Этот фильтр 5 лет очищает воду из заводского отстойника и ни разу не потребовал технического обслуживания. Установленный фильтр на заводе им. Коминтерна очищает водную эмульсию (вода с 10% масла), которая содержит 11 г/л металлических частиц. Расход жидкости 20 м<sup>3</sup>/ч, а тонкость очистки до 0,025 мм. Работает фильтр без замечаний. В ДонГТУ устранили недостатки разработанных фильтров - плохую очистку илистых загрязнений. На фильтрах малой производительности была испытана система периодической очистки поверхности фильтроэлемента электроимпульсным воздействием.

В университете занимаются уменьшением жесткости воды - одним из самых серьезных вопросов в Донбассе. Эксперименты по воздействию на воду переменным электромагнитным полем высокой частоты удались - до 73% временной жесткости выпало с первого прохода в виде белых хлопьев. Техническое решение позволило создать умягчитель воды производительностью до 60 м<sup>3</sup>/час и сейчас он находится на промышленных испытаниях. Эти испытания покажут его эффективность и позволят наметить пути дальнейшего движения в этом вопросе.

По мнению наших специалистов можно значительно уменьшить затраты на питьевую воду для населения за счет прекращения подачи по водопроводу. Это уже применяется в Европейских странах, когда вода поступает в жилые помещения без окончательной обработки, а в каждой квартире из этой воды получают питьевую и тут же используют для приготовления пищи и других целей (исследования показали, что непосредственно для питья и приготовления пищи человек использует только 5% воды, которая поступает в квартиру, а это около 3 литров в сутки на одного человека). Таким образом, питьевая вода может быть получена из водопроводной необработанной воды до необходимых требований в каждом доме или можно использовать бутилированную воду, которую в настоящее время можно купить в магазинах. Для других хозяйственных нужд вода будет подаваться по централизованному водопроводу. Это уменьшит расходы и населения и государства и позволит обеспечить население водой даже в тех городах и поселках, где в настоящее время ее подают с большими перерывами или ее вообще нет, а также уменьшить астрономические долги по оплате населения за питьевую воду ее поставщикам.

## **ВЫВОДЫ:**

Современные технологии добычи, использования, очистки и сброса вод в промышленных районах Украины поставили на грань само существования людей в целом по Украине. Антропогенная деятельность привела к необратимому уничтожению воды требуемого качества. Наряду со строжайшим соблюдением экологической дисциплины существуют пути выхода из сложившейся ситуации – применение шахтных вод, создание новых очистительных средств и способов и использование новых методов окончательной очистки воды в домах или использование бутилированной воды.

*В статье дан анализ возможностей обеспечения питьевой водой населения и технической – промышленности, причин экологической проблемы Донбасса, связанной с недостатком этой воды и указаны некоторые пути разрешения этой проблемы.*

*The article gives analysis of supplying opportunities for the population with drinking water and for the industry with technical water, as well as the causes of environmental problem in Donbass area, connected with water shortage and there are presented some ways of solving this problem.*

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Литвинским Г.Г.*

## **О ПРОБЛЕМЕ ОБЕСПЕЧЕНИЯ НАДЕЖНОСТИ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК**

*Обґрунтована методологія забезпечення стійкості гірничих виробок у змінних і невизначених умовах їх спорудження, яка полягає у керуванні станом виробки як геотехнічної системи "масив-породне оголення-кріплення" згідно з адаптаційною концепцією.*

Опыт сооружения и поддержания выработок на угольных шахтах свидетельствует о том, что, несмотря на достаточно большое внимание ученых и специалистов к проблеме обеспечения устойчивости выработок, использование прогрессивных расчетных методов и огромные затраты материальных и трудовых ресурсов на шахтах, надежность выработок остается весьма низкой.

Анализ проблемы обеспечения устойчивости выработок, установление причин ее возникновения и связи с другими проблемами угольной промышленности, выявление комплекса условий, в которых возникла проблема, показали, что основной причиной малой эффективности традиционной технологии крепления выработок на угольных шахтах является несоответствие применяемой методологии и способов обеспечения устойчивости выработок изменчивым и во многом неопределенным условиям их сооружения и поддержания.

В настоящее время общепризнано, что выработки функционируют в условиях стохастической и природной неопределенности основных действующих факторов, что явилось причиной зарождения статистической геомеханики [1]. Однако до сих пор надежных вероятностных методик прогнозирования геомеханических процессов и универсальных крепей, инвариантных и горно-геологическим условиям, не разработано. Устойчивость выработок рассматривают, обособлено на различных этапах жизненного цикла (проектирования, сооружения, эксплуатации, повторного использования). Проектируют выработки на основе мало достоверной информации, ориентируясь на эмпирические зависимости [2], полученные путем обобщения инструментальных наблюдений, проведенных еще угольных бассейнах СССР, и аналитические решения идеализированных задач о плоском деформировании пород вокруг выработки в стационарных условиях [3].

На практике сооружают и поддерживают выработки при полном отсутствии геомеханической информации, а крепят их конструкциями, которые являются аналогами систем с жесткой и дискретной структурами. Первый тип систем состоит из элементов, объединенных жесткой связью, т.е. в нашем случае различными проявлениями горного давления, характеризующихся конфигурацией зоны разрушения, смещениями пород и нагрузкой на крепь, соответствуют определенные типы крепи со своими параметрами (несущей способностью и податливостью). При наличии такой связи крепь определенного типа хорошо приспособлена к конкретным условиям, посредством чего достигается высокая организованность. Однако такие системы очень уязвимы при невозможности применения, в силу различных причин, крепи определенного типа, а также в изменчивых и неопределенных условиях, так как жесткие структуры не способны приспособляться к изменению условий.

Противоположный тип систем имеет дискретную структуру, они формируются из множества однородных и подобных элементов, обладающих свойством взаимозаменяемости. Их наглядным примером служит арочная податливая металлическая крепь из спецпрофиля. В результате своей одинаковости такие конструкции крепи слабо дополняют друг друга в различных условиях, и поэтому они не обладают организованностью. Однако в случае вариации условий их можно приспособить к внешней среде за счет изменения плотности установки рам, применения более тяжелых профилей, повышения сопротивления узла податливости, увеличения конструктивной податливости для компенсации запаса сечения на осадку за весь срок службы выработки. Именно способность к адаптации позволяет крепям из спецпрофиля относительно успешно перекрывать весь диапазон проявлений горного давления на угольных шахтах, что явилось основной причиной столь широкого их распространения. Однако такой подход к обеспечению устойчивости выработок, при котором в очень малой степени используется собственная несущая способность пород, привел за последние годы, совместно с газовым фактором, к увеличению площади сечения выработок в 2 раза и обусловил повсеместное применение тяжелых профилей (СВП-27 и СВП-33). Это сопровождалось нерациональным расходом материалов, ростом трудоемкости горнопроходческих работ, снижением скорости проведения выработок и увеличением себестоимости добычи угля.

Следует отметить, что существует и третий тип структур, характеризующихся сочетанием достоинств двух первых. Это системы, у которых имеется управление, называемые гибкими. Благодаря взаимодополняемости элементов они обладают высокой организованностью, а за счет способности различного сочетания элементов – высокой пластич-

ностью. Принципам поведения гибких систем соответствует новый австрийский способ сооружения туннелей NATM [4] и крепи с регулируемой несущей способностью [5]. Однако эти способы в большей степени направлены на управление сопротивлением крепи, а не использования несущей способности породного массива. Кроме того, управление с их помощью осуществляется на базе неформализованных данных, принципы которого не разработаны.

Таким образом, при строительстве и поддержании горных выработок в условиях неопределенности необходимо учитывать современные принципы проектирования и управления производством, а также применять методы принятия решений в различного рода ситуациях, основанные на системном подходе [6, 7], идеи которого нашли широкое применение в передовых отраслях. При этом руководящими идеями должны служить адаптация и ресурсосбережение.

Для уяснений сути предлагаемого подхода воспользуемся основными понятиями системологии [6], так как по своим признакам выработка относится к техническим системам. Создают ее, как любую другую систему, для достижения определенной цели, в связи с этим она должна обладать определенной структурой и свойствами, обусловленными ее назначением. Выработка не сооружается и не используется сама по себе. Ее следует рассматривать как составляющую часть другой, более полной, технологической системы (шахты), в пределах которой обеспечивается всесторонний учет всех аспектов функционирования. С этой точки зрения процессы проведения и поддержания выработки можно представить как обмен веществом, энергией и информацией, вследствие чего за получение полезного эффекта (выработки с заданной устойчивостью) полная система (шахта) расплачивается некоторым количеством ресурсов, т.е. терпит определенные издержки, выражаемые стоимостью этих ресурсов и затраченным рабочим временем. Очевидно, что чем лучше результат обмена, тем выше потенциал структуры, а противоречия между взаимодействующими элементами наоборот проявляются в нерациональном расходовании ресурсов и повышении себестоимости продукции. В каждом конкретном состоянии выработка как система обладает определенными свойствами, которым соответствует совокупность значений параметров, посредством которых формализуется ее поведение. С ростом согласования параметров (например, нагрузки и несущей способности крепи, смещений пород и конструктивной податливости) эффективность использования выработки повышается. Нарастание же противоречия между желаемым и действительным состоянием выработки при неизвестных путях преодоления этого расхож-

дения, проявляющееся в бессмысленном расходовании ресурсов, наоборот, ведет к снижению эффективности.

По своей сущности выработка – это инженерное сооружение, образованное в результате ведения горнопроходческих работ и представляющее собой полость в породном массиве, снабженную при необходимости крепью для обеспечения ее устойчивости в течение заданного срока службы. Крепь через породное обнажение произвольного очертания находится в механическом взаимодействии с окружающими ее породами и поэтому должна рассматриваться не как обособленная конструкция, а как составная часть единой системы "крепь - породное обнажение - массив". При этом каждая из подсистем характеризуется собственной набором элементов, объединение которых в систему происходит в ходе зарождения и развития геомеханических процессов, инициируемых проведением выработки и продолжающихся весь срок ее поддержания. Поэтому к "массиву" относятся только приконтурные его элементы, в которых изменилось исходное напряженное состояние в результате образования полости и зоны разрушенных пород, перемещающейся в глубь массива.

Следовательно, выработку с системных позиций необходимо рассматривать как расширяющуюся геотехническую систему, состоящую из части породного массива, породного обнажения и крепи, которые объединены в единое целое отношениями и связями в течение всего жизненного цикла, в результате чего система имеет определенную управляемую структуру и приобретает специфические интегративные свойства, неприсущие ни одной из слагающих ее частей. Такими свойствами для технических систем являются: надежность (устойчивость); помехоустойчивость (информативность); управляемость; способность и самоорганизация (адаптивность) [6]. Свойства перечислены в порядке усложнения, т.е. система, обладающая данным качеством, имеет и все другие более простые, но не имеет качеств более высокого порядка. Проанализируем отмеченные качества применительно к выработке.

Первичным качеством любой технической системы является устойчивость, определяющая степень ее пригодности для использования. Системы, не обладающие этим качеством, не могут просто существовать. Для сложных систем, к которым относится и горная выработка, обладающая в результате наличия функциональной избыточности способностью при отказе отдельных элементов (разрушении пород) продолжать выполнение производственной задачи с некоторым снижением показателей эффективности, присущи два вида устойчивости: вещественно-энергетическая и структурно-функциональная. Если порознь массив горных пород, незакрепленное породное обнажение и крепь, как



конструкции, характеризуются устойчивостью первого вида, связанной с понятиями прочности, то с объединением их в систему возникает качественно иной вид устойчивости, характеризующийся неизменностью структуры как упорядоченности взаимосвязи ее элементов при переменном вещественном составе. Это качество по отношению к техническим системам называют надежностью. В горной же практике для характеристики состояния выработок применяют термин устойчивость, причем в различных источниках вкладывают в него различный смысл [8-11], а понятие надежность, оцениваемое целым рядом вероятностных показателей [12], практически не используется.

Для решения отмеченной проблемы в ДонГТУ на основе представления выработки как расширяющейся геотехнической системы исследована ее работоспособность во времени [13]. Теоретически обоснована методика принятия решений по обеспечению надежности выработки в условиях неопределенности, которая базируется на концепции адаптации ее подсистем (массив, породное обнажение, крепь). Методика позволяет за счет определения условной вероятности достижения цели (требуемой надежности) оценивать состояние выработки в течение всего жизненного цикла, и выбирать управляющие стратегии и активные способы. Для оценки работоспособности способов предложен показатель адаптации, который трактуется как вероятностная гарантия достижения цели. Разработаны модели взаимодействия различных способов с внешней средой, позволяющие оценивать соответствие самых разнообразных пересекающихся параметров.

Другим качеством технических систем, более сложным, чем устойчивость или надежность, является помехоустойчивость или информированность, представляющая собой способность системы без искажений воспринимать и передавать информацию. В настоящее время выработки, как геотехнические системы отвечают лишь первичным требованиям надежности и не обладают качеством информированности, поскольку технология их сооружения и поддержания не предусматривает получение и использование информации о геомеханических процессах. Однако обеспечение более высокой эффективности выработок в условиях неопределенности предполагает переход на качественно новый уровень, что невозможно без наличия достоверной информации. Применительно к геотехнической системе технологический контроль должен предусматривать получение информации о постоянно изменяющемся состоянии вмещающих ее пород и крепи, хранение информации в памяти ЭВМ для последующей ее идентификации и выявления соответствия между параметрами выбранного способа обеспечения устойчивости выработки и проявлениями горного давления [14].

Для того чтобы выработка обладала качеством информированности, в ДонГТУ разработана методика технологического контроля на различных этапах существования выработки и сформулированы теоретические основы компьютерного моделирования на базе решения псевдо-пространственной задачи [13]. Для прогнозирования проявлений горного давления разработана методика моделирования геомеханических процессов и явлений в сложно-структурном массиве, ослабленном выработкой случайной конфигурации, и программное обеспечение для его реализации на ПЭВМ. Сочетание мониторинга за развитием разрушения пород и имитационного моделирования, периодически корректируемого по результатам шахтных наблюдений, позволяет устранить неопределенность геомеханической информации, и, прежде всего, установить неизвестное поле напряжений, а также использовать математическое моделирование в период времени между замерами для прогнозирования смещений пород. При этом в качестве показателя, характеризующего состояние пород, принят коэффициент трещинной пустотности, представляемый в виде функции пространственных координат, изменяемой во времени. Использование коэффициента позволяет сопоставить результаты наблюдений и имитационного моделирования, определить стадию развития деформационного процесса и оценить свойства пород за пределом прочности.

Следующим системным качеством является управляемость. Управление – это функция системы, ориентированная на сохранение ее основного свойства (устойчивости), либо направленная на выполнение некоторого алгоритма достижения поставленной цели. Под управляемостью выработки как геотехнической системы следует понимать способность переходить за заданное время из одного состояния в другое под влиянием управляющих воздействий. Управляемость обеспечивается за счет прямой и обратной связей, служащих для передачи информации о геомеханических процессах и адекватных им способах обеспечения устойчивости породного обнажения. В настоящее время сформулированы лишь общие принципы управления состоянием массива вблизи горных выработок [15]. Для выработки управляемость должна выражаться в способности принятия решений в самых разнообразных ситуациях о соответствии фактического уровня надежности требуемому, на основе чего должны формироваться управляющие воздействия.

С этой целью в ДонГТУ [13] формализованы принципы управления надежностью выработки как геотехнической системы, и разработаны параметры управления состоянием выработки за счет разгрузки, уплотнения, анкерования, инъектирования скрепляющих составов и предварительного распора крепи. При этом совместное механическое

поведение монолитного, трещиноватого и затампонированного массивов с крепью описано диаграммами запредельного деформирования и регрессионными зависимостями между управляющими технологическими параметрами и деформационно-прочностными показателями пород. Предложены модели для определения несущей способности массива за пределом прочности и оценивания вероятности работоспособного состояния выработки с учетом управляющих воздействий.

Способность есть следующее системное качество в порядке усложнения, которое определяет возможность выработки как геотехнической системы решать те или иные функциональные задачи: обеспечивать производство продукции в соответствующие сроки, определенный поток транспортных перевозок, пропуск требуемого расхода рудничного воздуха и т.д. Способность отражает потенциальную эффективность выработки при идеальном способе использования, она является необходимым, но не достаточным условием функционирования геотехнической системы. Действительно, бессмысленно сооружать выработку неспособную достичь поставленную цель. С другой стороны потенциальная эффективность шахты как метасистемы не будет достигнута, если входящая в ее подземный комплекс выработка не будет обладать требуемой надежностью. Однако будет ли способна выработка гарантировать требуемую надежность, если до сих пор форма и размеры поперечного сечения выработки назначаются исходя из условия размещения в ней оборудования, а не минимизации проявлений горного давления.

Для того чтобы обеспечить требуемую надежность выработки, в ДонГТУ [13] разработаны новые активные способы изменения напряженно-деформированного состояния массива и адаптации крепи к внешней среде (выбор объемно-планировочного решения выработки с учетом напряженного состояния массива; разгрузка пород от напряжений щелями и камуфлетными взрывами; упрочнения пород за счет анкерования, уплотнения и инъектирования скрепляющих составов; обеспечение регулируемого режима работы рамной и сборной сплошной крепи). Некоторые из способов опробованы в производственных условиях, в результате чего обоснованы их рациональные параметры, разработаны технология и организация работ, доказана результативность применения и оценена экономическая эффективность от их внедрения.

Наконец, наиболее сложным качеством обладают технические системы, способные изменять свою структуру, параметры и поведение с целью повышения эффективности выполнения своих функций за счет адаптации к внешней среде, характеризующейся неопределенностью. В горной практике подобные ситуации возникают на всех этапах существования выработки: при проектировании, когда проектировщик при

выборе крепи в лучшем случае располагает лишь информацией о диапазонах возможных значений прочности пород и не имеет сведений о предполагаемых нагрузках на крепь; при строительстве, когда ситуация непрерывно меняется в силу изменчивости свойств неоднородного породного массива и перемещения забоя; при поддержании, когда условия эксплуатации выработки кардинально изменяются под влиянием очистных работ (например, надработка). Неопределенность такого рода может быть устранена лишь при наличии всех предшествующих качеств, которыми выработка как система до сих пор не располагает в виду отмеченных выше причин.

Чтобы выработка была способна к адаптации при вариации внешних условий конструирование структуры геотехнической системы должно производиться в соответствии с критерием

$$\mu^*(t, \tau) : \sup W_t(\mu, t, \tau), \quad (1)$$

где  $\mu^*(t, \tau)$  – рациональная стратегия из множества способов  $M(t, \tau)$ , которая с упреждением прогноза  $\tau$  обеспечивает выполнение условия  $W_t(\mu^*) \geq W_{t,тр}(\mu(t))$ ;

$W_t$  – изменяющийся во времени  $t$  показатель эффективности, представляющий собой вероятностную меру соответствия реального результата требуемому и определяемый как математическое ожидание от функции соответствия взаимодействующих параметров способа и среды;

$W_{t,тр}$  – требуемое значение показателя эффективности, назначаемое директивно, исходя из требуемых качеств выработки, или определяемое путем минимизации стоимости выполнения поставленных задач;

$\sup W_t(\mu, t, \tau)$  – наибольшее значение показателя эффективности  $W_t$  для выбранных способов обеспечения устойчивости выработки  $M(t, \tau)$ , которые являются рациональными к моменту времени  $t$ .

Запись (1) означает, что цели системной операции, а следовательно показатели и критерии, могут меняться во времени в зависимости от складывающейся ситуации. Использование такого критерия дает возможность выбрать не худшую стратегию  $\mu^*(t, \tau)$  с точностью до ошибок прогнозирования на период прогноза  $\tau$ . При этом получение управляющих воздействий основывается на ряде принципов:

- непрерывном получении информации о развитии геотехнических процессов вокруг выработки путем геомеханического контроля и компьютерного моделирования;

- выборе управляющей стратегии в рамках обобщенной системной операции по условной вероятности достижения цели на различных этапах жизненного цикла выработки с учетом экономического риска, а на уровне частных операций с помощью безразмерного показателя

адаптации, устанавливающего качество взаимодействия способа обеспечения устойчивости выработки со средой;

- оперативном реагировании на изменение горно-геологической ситуации как регулированием отдельных параметров, так и изменением структуры геотехнической системы в целом;

- сведении к минимуму числа неуправляемых входных параметров и переводе геомеханических факторов и факторов, определяющих проектное решение, в разряд управляемых на различных стадиях развития геомеханических процессов;

- искусственном создании горно-геологической ситуации, адекватной существующим крепям, путем целенаправленного воздействия на свойства массива и ограничения случайности системного входа;

- непрерывном воздействии на элементы геотехнической системы в течение всего жизненного цикла для пополнения их числа и обеспечения работоспособности;

- использование активных способов, обладающих высоким уровнем механизации и организационно-технологической взаимосвязи с технологическими процессами при проведении, поддержании и ремонте выработок;

- ресурсосбережении путем более полного использования собственной несущей способности горных пород за пределом прочности.

Принятие решений согласно критерию адаптации (1) оказывается самым сложным по способу получения управляющих воздействий, но в то же время такой подход является единственно приемлемым при проведении и эксплуатации выработок в неопределенных условиях, так как наделяет геотехническую систему целеустремленным и гибким поведением. В ее рамках решения по обеспечению устойчивости выработки не следует принимать во всех деталях на всю обозримую перспективу на основе априорной информации. В любой момент времени должна сохраняться свобода выбора решений, которая заключается в принятии не одного лучшего решения, а нескольких приемлемых, и обеспечении возможности пересмотра, уточнения принятого решения по мере поступления текущей информации. В зависимости от складывающейся ситуации всегда остается возможность вернуться к предыдущему этапу и изменить ранее принятое решение так, чтобы осталась свобода выбора на последующих шагах. Этим обеспечивается гибкость управления и существенно повышается надежность функционирования выработки.

*Обоснована методология обеспечения устойчивости горных выработок в изменчивых и неопределенных условиях их сооружения, которая заключается в управлении состоянием выработки как геотехни-*

ческой системы "массив - породное обнажение - крепь" согласно адаптационной концепции.

*The methodology, which provides the mine working stability in the variable and indefinite conditions of building and maintenance, is grounded. This methodology based on a management the state of mine working as a geotechnical system "rock massif – rocky baring – lining" in accordance of adaptive conception of systems functioning.*

#### **Библиографический список.**

1. Шашенко А.М. Некоторые задачи статистической геомеханики / А.Н. Шашенко, С.Б. Тулуб, Е.А. Сдвижкова. – К.: Універ. вид-во "Пульсар", 2002. – 304с.

2. Инструкция по выбору рамных податливых крепей горных выработок. – Ленинград: ВНИМИ, 1991. – 125с.

3. Баклашов И.В. Механика горных пород / И.В. Баклашов, Б.А. Кортозия. – М.: Недра, 1975. – 271с.

4. Альбертс Г.Ю., Цастрау К. Проходка горизонтальной породной выработки с использованием нового австрийского способа туннелестроения // Глюкауф. – 1981. – №7. – С.20-26.

5. Быков А.В. Ускорить внедрение крепей регулируемого сопротивления на шахтах Донбасса // Шахтное строительство. – 1986. – №3. – С.3-8.

6. Флейшман Б.С. Основы системологии / Б.С. Флейшман. – М.: Радио и связь, 1982. – 368с.

7. Корчак А.В. Методология проектирования строительства подземных сооружений / А.В. Корчак. – М.: Недра коммюникейшнс ЛТД, 2001. – 416с.

8. Максимов А.П. Выдавливание горных пород и устойчивость подземных выработок / А.П. Максимов. – М.: Госгортехнадзор, 1963. – 144с.

9. Булычев Н.С. О критериях устойчивости окружающих выработку пород. // Устойчивость и крепление горных выработок. – Л.: ЛГИ, вып.13, 1976. – С.3-7.

10. Кошелев К.В. Повышение устойчивости капитальных выработок на больших глубинах / К.В. Кошелев, В.Ф. Трумбачев. – М.: Недра, 1972. – 128с.

11. Усаченко Б.М. Свойства пород и устойчивость горных выработок / Б.М. Усаченко. – К.: Наук. думка, 1979. – 136с.

12. Червонный А.А. Надежность сложных систем / А.А. Червонный, В.И. Лукьященко, Л.В. Котин. – М.: Машиностроение, 1976. – 288с.

13. Бабиюк Г.В. Системное обоснование и разработка адаптивных способов обеспечения надежности горных выработок: дис. докт. техн. наук: 05.15.04: защищена 4.03.05: утв. 08.06.05 / Бабиюк Генна-

*дий Васильевич; Национальный горный университет, – Днепропетровск, 2005. – 522с.*

*14. Ямщиков В.С., Вознесенский А.С. Информационные основы технологического контроля геомеханических процессов // ФТПРПИ. – 1994. – №3. – С.3-11.*

*15. Виноградов В.В. Геомеханика управления состоянием массива вблизи горных выработок / В.В. Виноградов; Отв. ред. Зорин А.Н.; АН УССР. Ин-т геотехн. механики. – К.: Наук. думка, 1989. – 192с.*

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

*д. т. н., проф. Гайко Г. И.,  
к. т. н., доц. Касьянов В. А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ КОЛЛЕКТОРНОЙ ТОПЛИВНО-ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ, ОСНОВАННОЙ НА ТЕРМОХИМИЧЕСКОЙ ПЕРЕРАБОТКЕ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ**

*Розглянута проблема утилізації теплової енергії масиву гірських порід при вогневому відробленні вугільних пластів. Оцінена можливість термохімічної переробки вугілля з використанням трубного колектору у підшві пласта й гідропарових турбін для виробництва електроенергії. Обґрунтовані параметри трубного колектору.*

К нерешённым проблемам скважинной технологии термохимической переработки угольных пластов следует отнести трудность управления процессом горения, что ведёт к нестабильным характеристикам получаемого генераторного газа и неконтролированному распространению деформаций земной поверхности над выгоревшим пространством. Кроме того, получаемый генераторный газ обладает относительно малой теплотой сгорания (она в 8 – 10 раз ниже, чем у природного газа), а большая часть тепловой энергии горения угля расходуется на бесполезный разогрев вмещающих пород [1].

Повышение экономической и экологической эффективности подземной термохимической переработки угля может быть достигнуто при выработке электроэнергии непосредственно в шахтных условиях. Для этого разрабатываются особые газоэлектрические комплексы, использующие для производства электроэнергии генераторный газ переработки углей на месте их залегания [2]. Следует отметить, что необходимое (рентабельное) повышение теплоты сгорания получаемого газа (до 8 и более МДж/м куб.) может быть получено лишь в условиях высокого давления и интенсивной подачи кислорода в очаг горения (т.н. технология интегрированной газификации IGCC) и требует чёткого управления параметрами процесса горения угля. Возможности использования тепловой энергии вмещающего массива при сжигании угольных пластов исследовались в СПГГИ проф. Ю.Д. Дядькиным, а в МГГУ – акад. В.В.Ржевским [3]. Однако и при этом подходе использовался газообразный теплоноситель.





инъекцией твердеющего раствора. На сопряжении с выработкой возводят бетонную опорную конструкцию 6, которая выполняет также изолирующие функции.

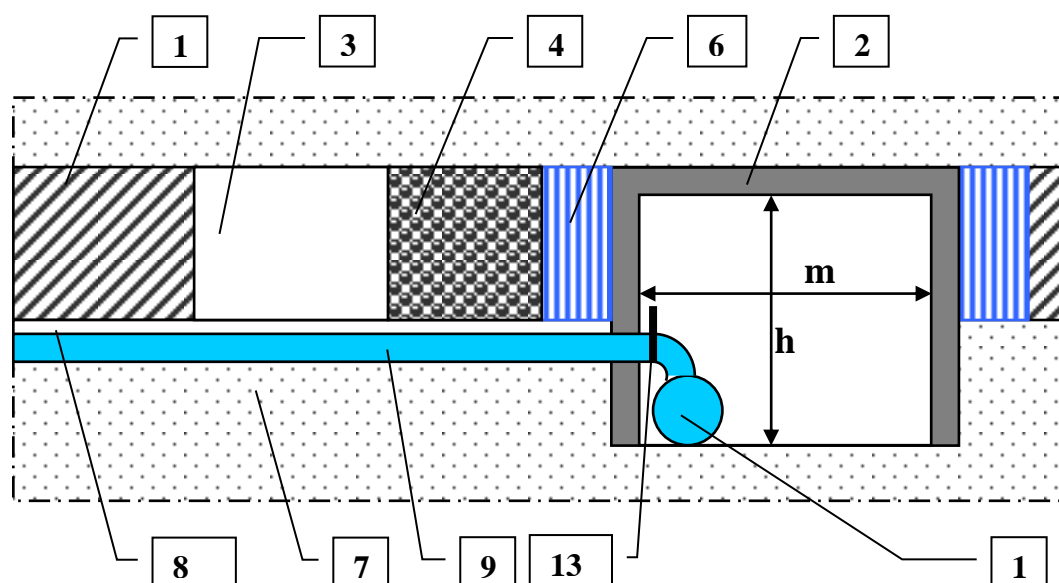


Рисунок 2 - Продольный разрез энергетического блока.

В период огневой отработки блока в сформированный трубный коллектор 9, 10 подают энергоноситель (воду), который, разогреваясь до заданной температуры (регулируется скоростью движения воды в трубах), обеспечивает работу электрогенерирующих устройств. Представляется целесообразным использовать в качестве турбогенераторов модульные геотермальные станции «Туман-2», которые используют воду с температурой 150-200 °С и обеспечивают весьма высокий КПД (близкий к традиционным паровым турбинам) [6]. Такая станция имеет достаточно малые размеры (10,5х3х3,5 м), что является существенным преимуществом при её размещении в подземной камере, а невысокие температуры теплоносителя оберегают трубы коллектора от возможного (при паровых турбинах) прогорания металла.

С поверхности к энергетическому блоку бурят воздухо-подающую (11) и газоотводящую (12) скважины, сопряжённые с каналами газификации 3, которые обеспечивают традиционную технологию газификации угля. Таким образом, подготавливают несколько смежных блоков, размещённых вблизи подземной электростанции. Люди в горных выработках присутствуют только при сооружении энергетических блоков, а их огневая отработка осуществляется безлюдным способом. Скорость горения угольного пласта составляет

0,5 – 1,5 м/сутки, что обеспечивает время обработки блока до полугода и более.

В качестве базовых параметров коллекторной топливно-энергетической системы, определяющих её производительность, экономичность, технологическую работоспособность следует отнести расстояние между трубами коллектора (L), а также необходимые объёмы теплоносителя (скорости движения воды при различных диаметрах труб).

Первая задача - выбор рационального (максимально допустимого) расстояния между трубами коллектора. Теоретически для извлечения всей тепловой энергии, образующейся в результате сгорания угольного пласта и распространяющейся в массив горных пород, необходимо ограничить место горения (снизу и сверху пласта) полостями, заполненными циркулирующим теплоносителем. Поскольку поместить теплоноситель в кровле технически не представляется возможным (в связи с обрушением пород при огневой обработке пласта), следует оперировать только полостью в почве. Так как раскалённые породы кровли обрушаются в выгоревшее пространство, а разрывы сплошности пород создают сопротивление дальнейшему распространению тепла в кровлю, то его большая часть (не менее 80%) может быть извлечена теплоносителем одной нижней полости (почвы). При этом, ограничивающая сплошная полость заменяется в нашем случае дискретными участками (трубами коллектора), которые посредством градиента температур горных пород и теплоносителя получают и транспортируют тепловую энергию среды. Исходя из параметров принятых турбогенераторов, температура теплоносителя в трубах коллектора, не должна опускаться ниже 150 - 200 °С, температура огневого забоя составляет около 1000 °С., а вмещающих пород – в диапазоне 50 – 1000 °С.

Количество тепла при сгорании угля, пошедшее на нагрев пространства вокруг огневого забоя, составит:

$$Q_{\text{п}} = P \cdot H \cdot M, \text{ Дж},$$

где – P = 30% - доля тепловой энергии при сгорании угля, идущая на нагрев пород;

H - 29,3 МДж/кг = 29300000 Дж/кг - теплота сгорания угля;

M = m · l · h · ρ, кг - масса полностью сгоревшего топлива;

m = 1 м - мощность пласта;

h = 1 м - рассматриваемый участок вдоль огневой выработки;

l - длина сгоревшего угля за сутки, м;

$\rho=2000$  кг/м<sup>3</sup> - объемная масса угля.

Тогда среднее количество тепла в породе вокруг одной скважины будет равно:

$$Q_c = (T_1 - T_2) V \cdot C \cdot \rho ,$$

где  $T_1=(200+1000)/2=600$  °С - средняя температура нагретых пород.

$T_2=20$  °С – начальная температура воды в трубе.

$V=\pi \cdot h \cdot (1^2)/4$  - масса породы вокруг одной трубы.

$C=900$  Дж/(кг·К) - средняя удельная теплоемкость пород.

Приравняв количество тепла находящегося в массиве к количеству тепла которое может отобрать теплоноситель в одной трубе с заданными параметрами (температурой и скоростью движения воды) можно определить оптимальное расстояние между трубами в зависимости от средней температуры пород их окружающих.

Расчеты показали, что в этом случае расстояние между трубами коллектора может находиться в пределах 5...20 м, в зависимости от температуры вмещающих пород и скорости движения теплоносителя.

Для расчета теплообмена используем уравнение конвективного теплообмена от стенки трубы к воде, которое определяется из уравнения [7]:

$$Nu = 0,021 \cdot Re^{0,8} \cdot P_{rw}^{0,43} \cdot \left(\frac{P_{rw}}{P_{rc}}\right)^{0,25} ,$$

где  $N_u$ – число Нуссельта;

$Re$  – число Рейнольдса;

$P_{rw}$  – число Прандтля при температуре жидкости ( $t_2 = 200$ °С);

$P_{rc}$  – число Прандтля при температуре стенки трубы ( $t_2 = 400$ °С);

Теплотехнические характеристики воды при  $t_2 = 200$ °С [24]:

- коэффициент теплопроводности  $\lambda_{ж} = 0,658$  Вт/м·°С;

- коэффициент вязкости  $\nu_{ж} = 0,158 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с;

- число Прандтля -  $P_{rw} = 0,932$ ,  $P_{rc} = 6,8$ .

Число Рейнольдса:

$$Re = \frac{v \cdot d}{\nu_w} = \frac{0,25 \cdot 0,15}{0,158 \cdot 10^{-6}} = 237342 .$$

Тогда число Нуссельта:

$$Nu = 0,021 \cdot (237342)^{0,8} \cdot (0,932)^{0,43} \cdot (0,932/6,8)^{0,25} = 252 .$$

Коэффициент теплоотдачи из уравнения:

$$Nu = \frac{\alpha_2 \cdot d}{\lambda_w},$$

откуда

$$\alpha_2 = \frac{\lambda_w \cdot Nu}{d} = \frac{0,658 \cdot 252}{0,15} = 1105, \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{°С}.$$

Коэффициент теплопередачи от раскаленных пород  $t_1=1000^\circ\text{С}$  к воде:

$$k_l = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_2 \cdot d_2} + \frac{1}{2 \cdot \lambda_c} \cdot \ln\left(\frac{d_2}{d_1}\right)}, \text{ Вт/м} \cdot \text{°С},$$

где  $k_l$  – количество тепла которое передается от шлака к воде через 1 погонный метр трубы при разности температуры в  $1^\circ\text{С}$ ;

$\lambda_c$  – теплопроводность материала стенки трубы, для стали  $\lambda_c = 45$  Вт/м·°С.

$$k_l = \frac{1}{\frac{1}{1105 \cdot 0,15} + \frac{1}{2 \cdot 45} \ln\left(\frac{166}{150}\right)} = 139,7, \text{ Вт/м} \cdot \text{°С}.$$

Количество тепла, передаваемое 1 погонным метром трубы при разности температуры  $\Delta t = 1000^\circ\text{С} - 200^\circ\text{С} = 800^\circ\text{С}$  составит:

$$q_1 = k_l \cdot \Delta t.$$

Количество тепла, которое получает вода:

$$Q_w = G \cdot C_p \cdot \Delta t,$$

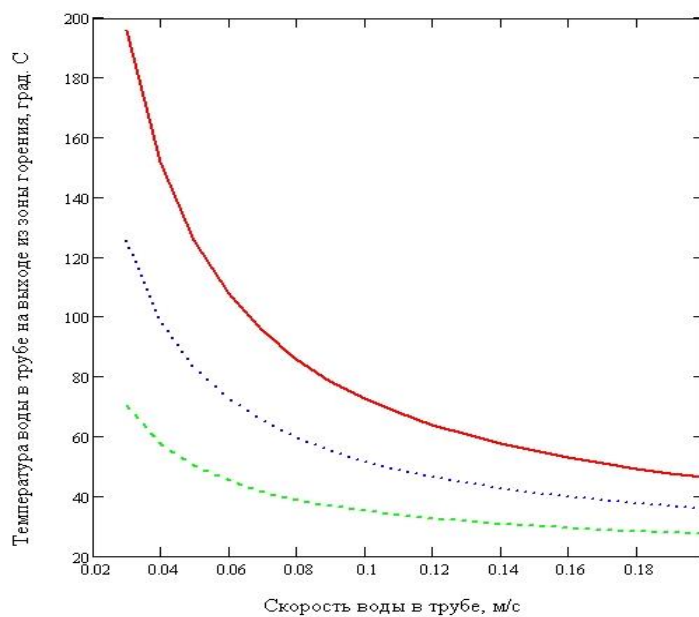
где  $G$  – расход воды, зависящий от внутреннего диаметра трубы коллектора и скорости воды в нем;

$C_p = 4,19$  КДж/кг – теплоемкость воды.

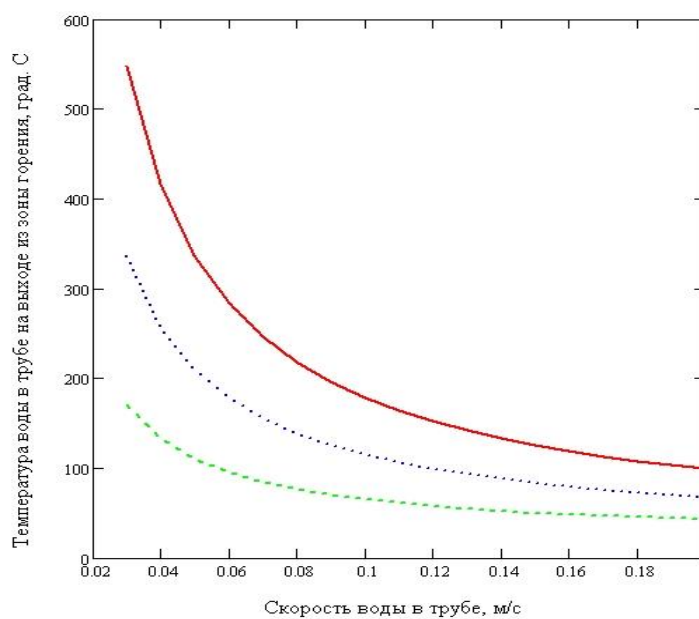
Из уравнения теплового баланса можно определить скорость воды в трубопроводе для различных технологических параметров: диаметр труб, температура воды в трубопроводе коллектора на выходе из зоны горения, величина зоны горения.

Результаты расчетов приведены на рис.3.

Принято: внутренний диаметр труб 75 мм (сплошная линия), 100 мм (точечная линия) и 150 мм (пунктир). Размер зоны горения (высокотемпературной передачи тепла при средней  $T=1000^\circ\text{С}$ )



**Внутренний диаметр трубы - 0,075, 0,1 и 0,15 м**



**Внутренний диаметр трубы - 0,075, 0,1 и 0,15 м**

**Рисунок 3 – Скорость воды в трубе коллектора при величине зоны горения 1 и 3 м.**

принимался равным от 1 до 3 м, что обусловлено такими факторами как мощность пласта, энергетические характеристики угля, количество подаваемого окислителя.

Анализ полученных графических зависимостей позволяет констатировать следующее.

Поскольку, исходя из характеристик электрогенерирующего агрегата требуемая температура теплоносителя должна быть не менее 150 °С то в зависимости от величины зоны горения лишь определённая скорость движения воды (диаметр трубы) смогут удовлетворить нашим требованиям (поскольку количество тепла  $Q_w$  величина постоянная). Так при размере тысячеградусной зоны 1 м (рис. 3), возможно применение трубы только диаметром не более 75 мм (необходимая скорость теплоносителя – 0,05 м/с). При ширине зоны горения 3 м возможно использование всех трех диаметров труб, причем для диаметра 75 мм необходимая скорость составит около 0,15 м/с, при диаметре 100 мм – 0,085 м/с, а при 150 мм – 0,04 м/с. В данном случае наиболее целесообразно использование трубы минимального диаметра, поскольку это наиболее экономично с точки зрения стоимости трубного коллектора и затрат на его сооружение. Чем больше возможная зона высоких температур, тем больший диаметр труб мы можем использовать. Однако ограничивающим фактором здесь выступает возможность образования парового слоя в верхней части трубы и возможный перегрев металла трубы на внешнем контакте с огневой зоной.

Как показали расчёты, при размерах блока 300x100 м и мощности пласта 1 м дополнительно к продуктам газификации может быть получено около  $23 \cdot 10^6$  кВт·часа электроэнергии, что в 1,6-1,8 раза превышает затраты на подготовку энергетического блока, включая его оснащение трубным коллектором (при расстоянии между трубами 10 – 12 м). Новый способ позволяет обеспечить автоматическое регулирование основных параметров газификации в блоке (температура, давление, скорость подачи воздуха и «отвода» газов), а также границы распространения процесса горения угля, что исключает подработку объектов на поверхности.

Максимальная эффективность применения разработанной технологии может быть получена на существующих шахтах, нуждающихся в реконструкции или находящихся в стадии ликвидации из-за низкой эффективности отработки тонких угольных пластов.

*Рассмотрена проблема утилизации тепловой энергии массива горных пород при огневой отработке угольных пластов. Оценена возможность термохимической переработки угля с использованием трубного коллектора в почве пласта и гидропаровых турбин для производства электроэнергии. Обоснованы параметры трубного коллектора.*

*The problem of utilization of thermo energy of rock massif at fire profiling of coal layers is considered. It was estimated the opportunity of thermo-chemical coal processing using the pipe header in the ground of stratum and hydro-steam turbines for electric power production. The parameters of pipe header were substantiated.*

#### **Библиографический список.**

1. *Теория и практика термохимической технологии добычи и переработки угля: Монография/ Под общ. ред. О.В.Колоколова. – Днепропетровск: Национальная горная академия Украины, 2000. – 281 с.*
2. *Рубан А.Д., Кузнецов А.А., Капралов В.К. Переработка угля на месте добычи с получением электрической энергии// Уголь. - 1995. - №5. – С. 45-49.*



3. *Аренс В.Ж. Физико-химическая геотехнология: Учебное пособие. – М.: МГГИ, 2001. – 656 с.*
4. *Gayko G. A Fuel-Energy System Based on Mining preparation and Underground Burning of Coal Layers// Proceedings of the Fifth International Mining Forum 2004. – Leiden/ London/ New York: Balkema Publishers, 2004. – P.65 – 69.*
5. *Гайко Г.И., Касьянов В.А., Семикин С.М. Концепция шахты-электростанции, предполагающей подземное сжигание угольных пластов// Уголь Украины, 2006. - № 7. – С. 3 – 5.*
6. [www.inventors.ru](http://www.inventors.ru)
7. *Оцирик М.И. Сложный теплообмен. – М.: Мир, 1976. – 661с.*

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Литвинским Г.Г.*

*к. т. н., доц. Ларченко В. Г.,  
мл. науч. сотр. Хоружая Н.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ВЫСОКОТОЧНЫЙ СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ ДЕФОРМАЦИЙ ПОДРАБОТАННОЙ ТОЛЩИ ГОРНЫХ ПОРОД**

*Приведений високоточний спосіб дослідження процесу зрушення гірничого масиву, заснований на методі натурних спостережень за допомогою глибинних реперів, багаторазово підвищений коефіцієнт точності визначення параметрів різниці швидкостей осідань і деформацій шаруваті товщі порід із застосуванням лазерного приладу.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

С каждым годом увеличивается глубина горных работ, размер и площадь мульды сдвижения. В зону сдвижения попадает все больше объектов и коммуникаций, геологических нарушений, балок и техногенных нарушений земной поверхности. Натурные наблюдения за сдвижением подработанной толщи при увеличении глубины подработки и скорости очистного забоя являются более трудоемкими, продолжительными и требуют больших материальных затрат, но являются наиболее достоверными.

Все эти обстоятельства свидетельствуют о необходимости комплексных исследований, включающих натурные наблюдения, анализ результатов ранее выполненных натурных наблюдений, теоретические исследования с целью установления местоположений сосредоточенных максимальных деформаций, разработки методики их расчета и рекомендаций по расположению новых объектов относительно действующих и запланированных выработок, и рекомендаций по планированию горных выработок под наиболее значимыми объектами, которые исключают концентрацию деформаций под ними при отработке свиты угольных пластов.

**Анализ исследований и публикаций.** Исследования параметров деформаций подработанной толщи пород проводят методами: натурных наблюдений, моделирования из эквивалентных материалов и теоретическим. В работе проф. Кузнецова Г.Н. [1] приведен способ измерения смещений модели с помощью зеркальных тензометров, основанный на измерении смещения точек модели толщи пород с

помощью отраженного зеркалом направленного луча света на экран в лаборатории, при этом отраженный от зеркала луч света виден на коротком расстоянии (до 20 м) и способ применяется только на моделях с прозрачными стенками.

В работах [2, 3] рассмотрен способ, основанный на исследовании параметров процесса сдвижения горного массива методом натуральных наблюдений с помощью глубинных реперов с механической связью, заложенных с поверхности в вертикальные скважины, в сочетании с частотными инструментальными наблюдениями за сдвижением обсадной трубы и земной поверхности, при этом визуально видеть процесс сдвижений и деформаций толщи пород невозможно; способ является трудоемким, требует квалифицированных точных частотных инструментальных измерений; установленная максимальная скорость оседаний глубинных реперов достигает  $80 \text{ мм/сутки}$  или  $3,3 \text{ мм/час}$  и определяется только из результатов вычисления геометрического нивелирования. Поэтому очевидна необходимость в совершенствовании метода натуральных наблюдений, повышение их точности и снижении трудоемкости наблюдений.

**Постановка задачи.** Усовершенствовать способ определения параметров деформаций подработанной толщи пород и повысить точность наблюдений за счет применения лазерного прибора, значительно уменьшить трудоемкость наблюдений.

**Изложение материала и его результаты.** Выбор мер охраны подрабатываемых объектов производится на основе параметров процесса сдвижения горных пород. Наиболее достоверным из методов их определения является метод натуральных наблюдений. В настоящей статье предлагается его совершенствование, повышение точности наблюдений и снижение их трудоемкости.

Нами получен патент на полезную модель № 22619 от 25.04.2007 [4], внедрение которого значительно повысит точность используемого ранее [2, 3] метода наблюдений за деформацией подработанной толщи горных пород. Суть патента заключается в установке глубинных реперов, заложенных в пробуренные с поверхности вертикальные скважины с интервалом 5-15 м и оборудованные замерной станцией, согласно изобретению наблюдения за оседанием глубинных реперов и деформацией подработанного массива ведут на экране, установленном на расстоянии 300-500 м от наблюдательной станции, по движению луча лазерного прибора, объектив которого соединен с проволокой от глубинных реперов.

Необходимо на расстоянии 0,9-1 м от скважины с глубинными реперами 1 (рис.1), на высоте направляющих блоков на

шарикоподшипниках 5 установить на прочной неподвижной опоре вторую систему таких же блоков 11 (по числу глубинных реперов) с натяжными грузами 12 для создания горизонтального участка смещения проволоки 7 с отчетным индексом 4 от глубинного репера 1. Посредине между блоками 5 и 11 установлен на подставке 13 лазерный прибор 10 так, чтобы его объектив 9 касался проволоки 7 с припаянными кольцами 8. На объектив 9 лазерного прибора 10 надевается хомут с прикрепленным штифтом, который входит в кольцо 8 на проволоке 7. Оседание глубинного репера 1 относительно обсадной трубы 2 (деформация толщи), будет определяться движением проволоки 7 с отчетным индексом 4 на горизонтальном участке между блоками (5,11). Кольцом 8 через штифт синхронно будет поворачиваться объектив 9 лазерного прибора 10, скорость движения луча которого на установленном экране 6 на расстоянии 300-500 м от наблюдательной станции 3 будет увеличена в 1000-1515 раз и составит  $0,9 - 1,3 \frac{\text{мм}}{\text{сек}}$ , а значит, будет видна невооруженным глазом на градуированном экране.

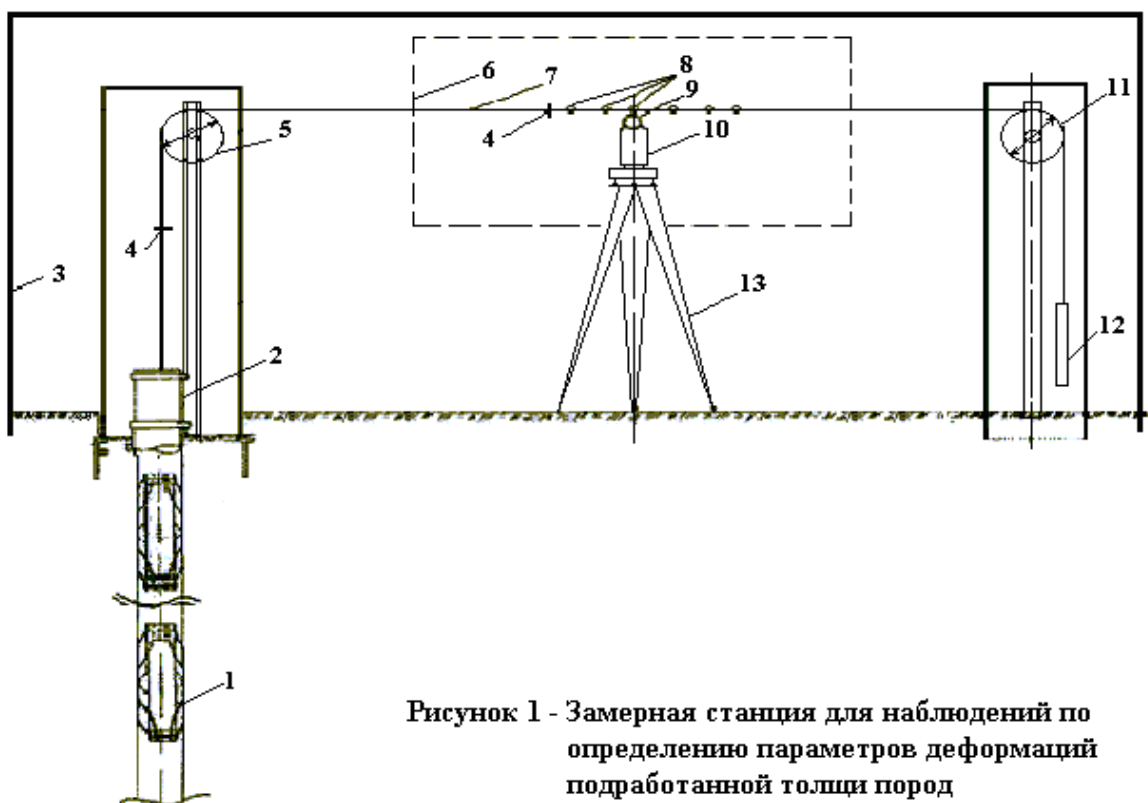


Рисунок 1 - Замерная станция для наблюдений по определению параметров деформаций подработанной толщи пород

Схема наблюдения за параметрами деформаций подработанной толщи (рис. 2) представляет собой изображение лазерного прибора в виде его оси вращения 14, объектива 9, проволоки 7 от глубинного репера, экрана б.

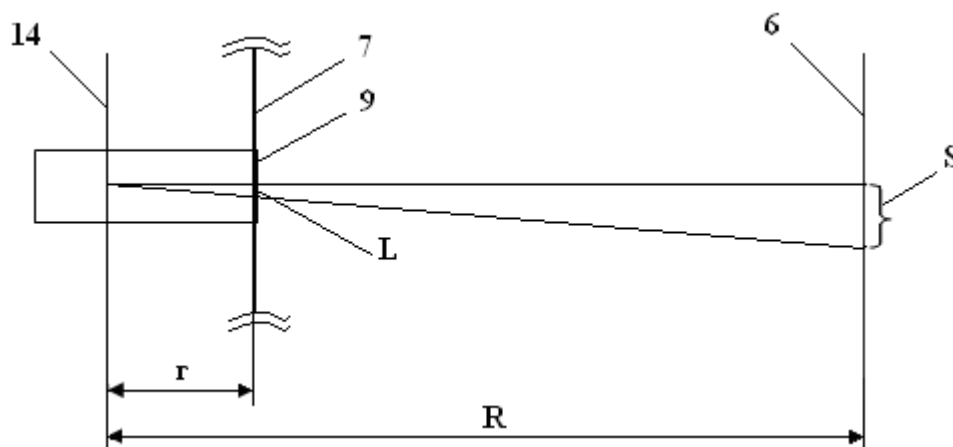


Рисунок 2 – Схема наблюдения параметров деформаций подработанной толщи горных пород.

Максимальная скорость деформаций подработанной толщи рассчитывается по формуле:

$$V_{\varepsilon} = \frac{\Delta V_{\text{толщи}}}{t} = 75 \frac{\text{мм}}{\text{сутки}}; \quad (1)$$

где  $\Delta V_{\text{T}}$  - разность скоростей оседаний земной поверхности и нижнего глубинного репера, равная  $75 \frac{\text{мм}}{\text{сут}}$  [2, 3];

$t$  – единица времени оседания,  $t=1$ , сут.

Коэффициент увеличения определения параметров деформирования подработанной толщи при измерении лазерным прибором (типа ЛУН – 7) (рис. 2) с дальностью действия 300-500 м составил:

$$\frac{S}{L} = \frac{R}{r} = k; \quad (2)$$

где  $L$  – смещение объектива лазерного прибора, м

$S$  – смещение луча лазера на экране, м

При установке экрана на расстоянии 330 м  $k$  будет равен:

$$k = \frac{R}{r} = \frac{330\text{м}}{0,33\text{м}} = 1000 \quad (3)$$

где  $r$  - расстояние от оси лазерного прибора до его объектива, м;

$R$  - расстояние от экрана до оси лазерного прибора (лазерного указателя направлений ЛУН-7, или лазерного визира ЛВ-5), м [5].

При установке экрана на расстоянии 500 м  $k$  будет равен:

$$k = \frac{500\text{м}}{0.33\text{м}} = 1515; \quad (4)$$

Такие коэффициенты увеличения точности измерений позволяют скорость и величины деформаций подработанной толщи пород с использованием ЛУН-7 наблюдать в натуре невооруженным глазом на экране по движению луча лазерного прибора, где скорость смещения его на градуированном экране будет составлять:

$$V = \frac{L}{t} \times k; \quad (5)$$

где  $L$  – расстояние прохождения луча лазерного прибора на экране в единицу времени  $t$ .

При  $k = 1000$  и  $\Delta V = 75\text{мм}/\text{сут}$ , [2, 3],  $t=1$ .

$$\Delta V = 75\text{мм}/\text{сут} = 3,125\text{мм}/\text{час} \times 1000 = 52,1\text{мм}/\text{мин} = 0,87\text{мм}/\text{сек} \approx 0,9\text{мм}/\text{сек}$$

$$\text{При } k = 1515 \Delta V = 75\text{мм}/\text{сут} = 3,125\text{мм}/\text{час} \times 1515 = 78,9\text{мм}/\text{мин} = 1,3\text{мм}/\text{сек}$$

Такая скорость смещения луча лазерного прибора на градуированном экране будет видна невооруженным глазом.

#### **Выводы и направление дальнейших исследований.**

1. Разность скоростей оседаний земной поверхности и глубинного репера в  $75\text{мм}/\text{сут}$ , увеличенную в 1000-1515 раз можно будет видеть невооруженным глазом по движению лазерного луча на

градуированном экране со скоростью до  $1,3 \text{ мм/сек}$  без участия маркшейдера, исключив влияние человеческого фактора.

2. Полученный коэффициент увеличения точности от 1000 до 1515 раз позволит установить периодические изменения скоростей оседания глубинных реперов и деформаций подработанной толщи пород, вызванные периодическими обрушениями основной кровли и определить шаг их осадки.

3. Предлагаемый способ дает возможность более точно установить параметры деформирования пород и зависимость скорости оседаний и деформаций толщи горных пород от скорости подвигания очистного забоя.

4. Полученный патент также может быть использован при определении: конвергенции пород в горных выработках, оползней земной поверхности, деформаций зданий на подрабатываемых территориях, при определении влияния массовых взрывов на устойчивость грунтовых реперов при открытых разработках и при решении других инженерных задач.

5. Внедрение указанного способа позволит значительно снизить трудоемкость натуральных наблюдений и повысить их комфортабельность.

*Приведенный высокоточный способ исследования процесса сдвижения горного массива, основанный на методе натуральных наблюдений с помощью глубинных реперов, многократно повышен коэффициент точности определения параметров разности скоростей оседаний и деформаций слоистой толщи пород с применением лазерного прибора.*

*The resulted high-precision method of research of moving process in the mining range, based on the method of natural supervisions by deep reперov, increases repeatedly the coefficient of accuracy of definition parameters of a difference in the speeds of subsidence and deformations of layered thickness of breeds with the use of laser device.*

#### **Библиографический список.**

1. Моделирование проявлений горного давления / Г.Н.Кузнецов [и др.]. – Ленинград: Недра, 1968. – 186 с.

2. Ларченко В.Г. Сдвижение и деформация подработанной толщи горных пород /В.Г. Ларченко // Горный журнал. – 1977. – №10. – С. 36-39.

3. Ларченко В.Г. Механизм сдвижения толщи горных пород над движущимся очистным забоем / В.Г. Ларченко // Горный журнал. – 1979. – №7. – С. 24- 25.

4. Пат. 22619 U Україна, МПК<sup>8</sup> G 01 C 15/02 Спосіб визначення швидкості деформації подробленої товщі порід/ В.Г. Ларченко, Н.В. Хоружа (Україна); Донбаський державний технічний університет (Україна). - № и 200612806, заявл. 04.12.2006; опубл. 25.04.2007, Бюл. № 5. – 3 с.: іл.

5. Лазерный визир ЛВ5М. Техническое описание и инструкция по эксплуатации. ЛВ5М- 00.00.000 ТО. – Харьков, 1976. – 20 с.

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



*к. т. н., доц. Денисенко В.П.,  
к. т. н., доц. Лепило Н.Н.,  
ст. преподаватель Склярова Г.А.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

## **О СТАТИСТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИКАХ ПРОЦЕССОВ ВЫДЕЛЕНИЯ МЕТАНА ИЗ ВЫРАБОТОК ДОБЫЧНОГО УЧАСТКА**

*Досліджено статистичні характеристики процесу виділення метану у виробки видобувної ділянки для різних геологічних і технологічних умов розробки, виявлені загальні закономірності. Для опису процесу метановиділення запропоновано використовувати розподіл Вейбула.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Развитие угольной промышленности Украины идет в направлении интенсификации производства, повышения производительности труда и концентрации угледобычи на предприятиях отрасли. Однако, основные промышленные и балансовые запасы угля в пределах горных отводов действующих шахт Донбасса характеризуются высокой природной метаноносностью угольных пластов. Значительные объемы выделения метана при этом являются одним из факторов, который сдерживает эффективное использование новой техники и технологии выемки угля и ухудшает безопасность ведения горных работ. В связи с этим возрастает актуальность прогноза метанообильности горных выработок, что требует исследования статистических характеристик процессов выделения метана.

**Анализ исследований и публикаций.** Тот факт, что процесс метановыделения из углепородного массива следует рассматривать как случайный, известен, и в литературе неоднократно упоминается о необходимости использования теории случайных процессов в исследованиях, связанных с проблемой газовыделения в выработки добычных участков угольных шахт [1-7]. Однако рассмотренные проблемы не полностью исчерпывают комплекс задач, связанных с описанием закона распределения колебаний метановыделения в выработки добычного участка. Исследователями, как правило, применяется нормальный закон распределения для характеристики метановыделения, хотя рассчитанные по экспериментальным данным

статистические характеристики процессов метановыделения зачастую свидетельствуют об отклонении от этого закона.

Процесс изменения метановыделения носит случайный характер и в основном зависит от изменения напряженно-деформированного состояния углеродной толщи, многих природных и технологических факторов. Процессы, имеющие вероятностный характер и смещенную плотность распределения, удовлетворительно описываются с помощью распределения Вейбулла: например, разрушение материалов под влиянием микродефектов, коэффициент устойчивости подземных сооружений [8].

В принципе любое нормальное распределение становится смещенным, если вероятность события умножить или разделить на параметр. Так как в формулу нормального распределения входит экспоненциальная зависимость, то, умножив эту вероятность на параметр, получим распределение, смещенное вправо, а если вероятность разделить на параметр, то максимум распределения сместится влево.

**Постановка задачи.** Задача работы состоит в определении параметров случайного процесса газовыделения в выработки добычного участка для различных условий отработки и выявления закона распределения дебита метана. Для этого необходимо по фактическим данным дебита метана рассчитать и проанализировать статистические характеристики процесса выделения метана по источникам, определить закон распределения дебита метана, адекватно описывающий эти процессы, и разработать методику выбора коэффициентов для определенного закона распределения.

**Изложение материала и его результаты.** Основными вероятностными характеристиками случайного процесса метановыделения  $I(t)$  являются функция распределения  $F(I)$  и плотность вероятности  $f(I)$ . Функция распределения характеризует статические свойства процесса и определяет вероятность того, что значение случайной величины  $I$  не превысит заданного конкретного значения  $i$ :

$$F(i) = P(I \leq i),$$

где  $P$  — вероятность.

Числовые параметры функции распределения определяются путем математической обработки информации о дебите метана из источников газовыделения. В настоящей работе исследовали дебит метана добычного участка, лавы и, дополнительно, выработанного пространства, полученного путем вычитания от общего дебита метана на участке дебита лавы.

Исходными данными для анализа служила телеинформация о концентрации метана в исходящей струе лавы и добычного участка по

данным аппаратуры аэрогазового контроля (АГК) и количестве проходящего воздуха в соответствующих пунктах замера. Замеры выполнялись за период отработки лавы, рассматривались среднесуточные значения. По этим данным рассчитывался фактический дебит метана из участка, лавы и выработанного пространства, который использовался в качестве изучаемой характеристики.

Для получения объективных характеристик была выполнена статистическая обработка дебита метана 10 добычных участков шести шахт за период полной отработки лав (от 6 до 26 месяцев). В табл. 1 приведен перечень шахт и участков, которые использовались в качестве объектов исследования, и объем выборки исходных данных (сутки).

Таблица 1 – Объекты исследования

Номер объекта	Наименование шахты	Наименование лавы	Индекс пласта	Объем выборки
1	«Суходольская – Восточная»	23 Западная уклонная	$i_3^1$	375
2		22 Восточная уклонная	$i_3^1$	537
3		35 Западная	$i_3^1$	308
4	«Самсоновская – Западная»	3-я восточная	$k_2^H$	783
5		3-я западная	$k_2^H$	539
6	«Молодогвардейская»	25 Орловская	$k_2$	175
7		17 Орловская	$k_2$	363
8	«Белореченская»	6-я западная	$l_6$	254
9	«Лутугинская»	3-я восточная	$k_3^B$	283
10	им. Н.П. Баракова	5 Северная	$k_5^H$	634

Результаты вычисления численных параметров распределения метановыделения по всем объектам приведены в табл. 2-4. Для каждого объекта вычислялись статистические параметры дебита метана из добычного участка, лавы и выработанного пространства.

Полученные нами результаты подтвердили выводы авторов [1,2], исследовавших закономерности метановыделения, что закон распределения метановыделения в выработки добычного участка не подчиняется нормальному закону распределения случайных величин. В выполненных нами расчетах об этом свидетельствуют значения асимметрии и эксцесса. В отличие от распределения концентрации метана в исходящих струях, показанных в работах [1,2], где практически всегда положительные отклонения преобладают над

отрицательными, то есть распределение имеет правостороннюю асимметрию, а эксцесс положительный, в нашем случае, в распределении дебита из участка, наблюдается как правосторонняя, так и левосторонняя асимметрия, эксцесс имеет как положительный, так и отрицательный знак.

Положительный знак коэффициента асимметрии характеризует правостороннюю асимметрию и свидетельствует о том, что вероятность отклонения случайной величины метановыделения от среднего значения в сторону высоких значений больше, чем при нормальном распределении. Положительные значения эксцесса свидетельствуют о том, что случайная величина метановыделения принимает значения, близкие к среднему с более высокой вероятностью, чем при нормальном законе распределения. Отрицательный знак эксцесса свидетельствует об обратном, максимум многоугольника распределения располагается в таких случаях ниже, чем у нормального закона распределения.

Исходя из данных табл. 2–4, можно выделить ряд общих особенностей распределения метановыделения, характерных для разных геологических и горнотехнических условий отработки добычных участков.

Распределение дебита метана в исходящих струях лав характеризуется, в основном, положительной асимметрией и за исключением объектов 6 и 7 положительным эксцессом. В распределении дебита метана в исходящих струях добычных участков, как правило, преобладают положительная асимметрия и отрицательный эксцесс. Аналогичное распределение наблюдается для выделения метана из выработанного пространства.

Это свидетельствует о том, что характер распределения выделения метана связан с особенностями процесса выделения метана из конкретного источника. Так, метановыделение из пласта, которое в основном определяет метанообильность лавы, в газовом балансе добычного участка составляет 20-30 %, при этом коэффициент вариации для этого источника составляет 0,31-0,49. Выработанное пространство характеризуется большим уровнем метановыделения и колебаний, коэффициент вариации для этого источника изменяется в более широких пределах, чем для лавы. Основной вклад в газовый баланс вносит метановыделение из выработанного пространства, в связи с этим, формирование метановыделения в исходящей струе добычного участка зависит от характера метановыделения из выработанного пространства.

Таблица 2 – Статистические характеристики суммарного дебита метана из добычного участка

Статистические характеристики	Объекты исследования									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
среднее, м <sup>3</sup> /мин	24,59	13,94	5,60	8,89	11,12	12,72	14,46	5,90	4,95	9,94
медиана, м <sup>3</sup> /мин	24,90	13,68	5,25	8,72	11,34	13,05	14,35	6,01	4,63	9,40
мода, м <sup>3</sup> /мин	23,51	11,77	4,23	7,02	8,35	12,10	15,00	7,59	3,70	8,00
минимальное значение	14,85	6,88	1,98	2,85	4,86	5,09	6,26	2,56	2,78	4,14
максимальное значение	31,60	25,55	13,42	15,36	16,96	21,60	22,25	8,41	8,16	17,37
размах колебаний, м <sup>3</sup> /мин	16,75	18,67	11,44	12,51	12,10	16,51	15,99	5,86	5,39	13,23
дисперсия, м <sup>3</sup> /мин	8,69	8,79	3,15	6,09	7,30	11,05	9,38	1,93	1,87	6,27
станд. отклонение, м <sup>3</sup> /мин	2,95	2,97	1,77	2,47	2,70	3,32	3,06	1,39	1,37	2,50
коэффициент вариации	0,120	0,213	0,317	0,278	0,243	0,261	0,212	0,236	0,276	0,252
коэф. неравномерности	1,360	1,638	1,951	1,833	1,729	1,784	1,635	1,707	1,828	1,756
асимметрия	-0,325	0,478	0,970	0,206	-0,108	-0,031	0,072	-0,145	0,538	0,528
эксцесс	-0,060	0,477	1,179	-0,581	-0,981	-0,574	-0,513	-1,037	-0,652	-0,085

Таблица 3 – Статистические характеристики дебита метана из лавы

Статистические характеристики	Объекты исследования									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
среднее, м <sup>3</sup> /мин	5,65	6,29	1,64	3,21	2,89	6,41	3,70	1,25	2,91	4,51
медиана, м <sup>3</sup> /мин	5,28	6,07	1,57	3,08	2,82	6,10	3,67	1,14	2,67	4,25
мода, м <sup>3</sup> /мин	5,94	6,75	1,49	3,42	1,46	6,00	3,60	0,82	2,66	4,10
минимальное значение	0,98	1,12	0,35	0,46	0,75	2,09	0,07	0,53	0,89	1,04
максимальное значение	12,92	14,90	4,49	8,06	8,08	11,97	9,00	3,27	5,82	9,53

размах колебаний, м <sup>3</sup> /мин	11,94	13,79	4,15	7,60	7,33	9,88	8,93	2,73	4,94	8,49
дисперсия, м <sup>3</sup> /мин	5,20	5,25	0,31	1,46	1,17	4,33	3,25	0,38	1,12	1,99
станд. отклонение, м <sup>3</sup> /мин	2,28	2,29	0,56	1,21	1,08	2,08	1,80	0,62	1,06	1,41
коэффициент вариации	0,404	0,364	0,338	0,377	0,374	0,324	0,487	0,494	0,364	0,313
коэф. неравномерности	2,211	2,093	2,015	2,132	2,122	1,973	2,461	2,482	2,091	1,938
асимметрия	0,649	0,709	0,721	0,566	1,012	0,556	0,259	0,822	0,843	0,530
эксцесс	0,008	0,572	2,122	0,652	2,017	-0,109	-0,421	0,275	0,465	0,232

Таблица 4 – Статистические характеристики дебита метана из выработанного пространства

Статистические характеристики	Объекты исследования									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
среднее, м <sup>3</sup> /мин	18,94	7,65	3,95	5,68	8,24	6,30	10,76	4,65	2,05	5,42
медиана, м <sup>3</sup> /мин	19,52	7,84	3,60	5,56	8,48	6,18	10,57	4,64	2,08	5,28
мода, м <sup>3</sup> /мин	20,86	10,28	2,37	3,69	10,76	11,00	9,39	3,23	1,05	4,11
минимальное значение	8,61	0,21	0,29	0,02	0,14	0,40	4,00	2,01	0,08	0,00
максимальное значение	28,29	17,92	10,54	13,42	15,21	16,09	19,81	7,22	5,73	13,39
размах колебаний, м <sup>3</sup> /мин	19,68	17,71	10,25	13,40	15,08	15,69	15,81	5,21	5,66	13,38
дисперсия, м <sup>3</sup> /мин	12,21	10,05	2,95	6,75	7,62	11,59	7,83	1,46	1,87	8,12
станд. отклонение, м <sup>3</sup> /мин	3,49	3,17	1,72	2,60	2,76	3,40	2,80	1,21	1,37	2,85
коэффициент вариации	0,185	0,414	0,434	0,458	0,335	0,540	0,260	0,260	0,669	0,526
коэф. неравномерности	1,554	2,242	2,303	2,373	2,005	2,620	1,781	1,780	3,006	2,577
асимметрия	-0,454	-0,054	0,731	0,223	-0,146	0,187	0,365	-0,003	0,438	0,345
эксцесс	-0,064	-0,163	0,344	-0,537	-0,569	-0,896	-0,030	-0,909	-0,420	-0,340

Кроме этого установлено, что величина стандартного отклонения метановыделения из лавы зависит от величины среднего значения в данной выработке. Эта зависимость (рис. 1) показывает, что с увеличением среднего значения дебита метана увеличивается отклонение. Это необходимо учитывать при прогнозе метановыделения.

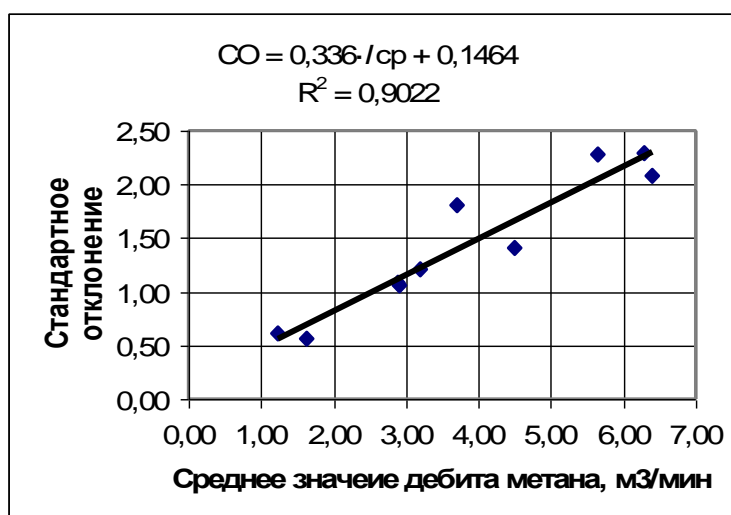


Рисунок 1 – Зависимость стандартного отклонения дебита метана от его среднего значения для метановыделения из лав

Распределение метановыделения имеет общий характер для всех шахт, отклонение от нормального закона распределения вероятно вызвано влиянием условий ведения горных работ и геомеханическими особенностями сдвижения вмещающего массива пород. Далее расчеты выполнены на примере добычного участка 35-ой Западной лавы пласта  $i_3^1$  шахты «Суходольская-Восточная».

Обработка фактических данных метановыделения рассматриваемых объектов показала, что изменение дебита метана в горных выработках удовлетворительно характеризуется распределением Вейбулла.

Функция  $F(I)$  и плотность  $f(I)$  распределения Вейбулла описываются уравнениями [9]

$$F(I) = \begin{cases} 1 - \exp \left[ - \left( \frac{I - I_0}{\eta} \right)^m \right] & \text{при } I > I_0 ; \\ 0 & \text{при } I \leq I_0 \end{cases} \quad (1)$$

$$f(I) = \begin{cases} \frac{m}{\eta} \cdot \left(\frac{I - I_0}{\eta}\right)^{m-1} \cdot \exp\left[-\left(\frac{I - I_0}{\eta}\right)^m\right] & \text{при } I > I_0, \\ 0 & \text{при } I \leq I_0 \end{cases} \quad (2)$$

где  $I_0, \eta, m$  – параметры распределения, причем  $I > I_0$ .

Математическое ожидание и дисперсия распределения Вейбулла рассчитываются по формулам [9]

$$M = I_0 + \eta \cdot \Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right); \quad (3)$$

$$D = \eta^2 \cdot \left[ \Gamma\left(1 + \frac{2}{m}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{m}\right) \right], \quad (4)$$

где  $\Gamma$  – гамма-функция.

Коэффициент асимметрии рассчитывается по формуле

$$\gamma = \frac{\Gamma\left(1 + \frac{3}{m}\right) - 3\Gamma\left(1 + \frac{2}{m}\right)\Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right) + 2\Gamma^3\left(1 + \frac{1}{m}\right)}{\left[ \Gamma\left(1 + \frac{2}{m}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{m}\right) \right]^{3/2}}, \quad (5)$$

Чтобы воспользоваться распределением Вейбулла для математического описания процесса выделения метана, необходимо по имеющимся фактическим данным дебита метана  $I$  определить параметры распределения.

Для параметра  $I_0$  задается наименьшее значение дебита метана за исследуемый временной период. Для определения параметра  $\eta$  используется соотношение (3). Для этого в него вместо математического ожидания подставляется среднее значение дебита метана  $I_{cp}$  за исследуемый период. Тогда из уравнения (3) получим

$$\eta = \frac{I_{cp} - I_0}{\Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right)} \quad (6)$$

Для определения параметра  $m$  используется соотношение (4). Для этого в левую часть выражения (4) необходимо подставить значение дисперсии, полученное при обработке фактических данных за период отработки соответствующей лавы. Поскольку полученное уравнение не может быть решено аналитически относительно  $m$ , оно решается численным путем.

Практически параметры  $\eta$  и  $m$  находятся методом итераций с использованием инструмента Excel Подбор параметра. Для этого задается начальное значение параметра  $m$ , затем по формулам вычисляется  $\eta$  (6) и  $D$  (4). Полученное расчетное значение  $D$



сравнивается со значением дисперсии, полученным на основании обработки фактических данных за исследуемый период. Расчет повторяется до совпадения расчетной и фактической дисперсий с заданной точностью (обычно 0,001).

Рассчитанные значения плотности и функции распределения по фактическим данным, нормальному закону распределения и распределению Вейбулла для участка 35-ой Западной лавы пласта  $i_3^1$  шахты «Суходольская-Восточная» приведены на графиках (рис. 2-3).

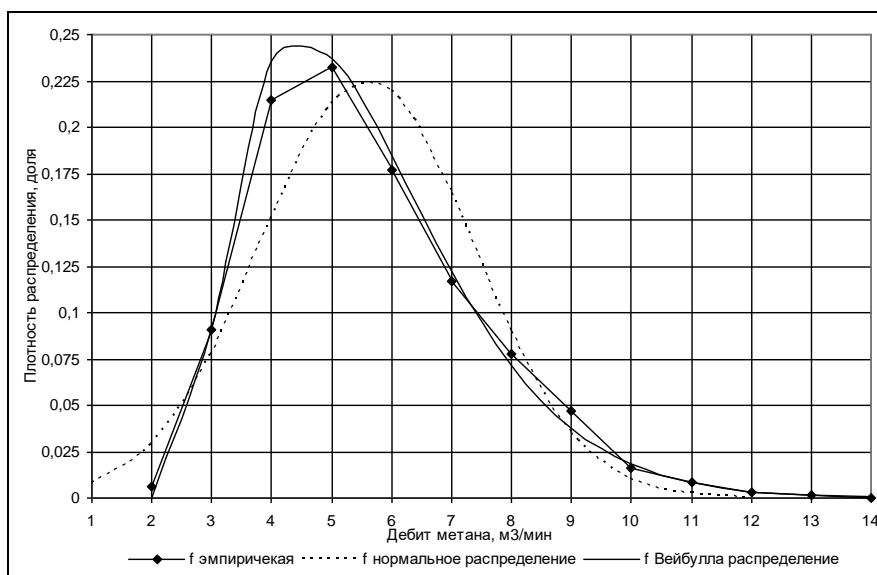


Рисунок 2 – Плотность распределения дебита метана для участка 35-ой Западной лавы шахты «Суходольская-Восточная»

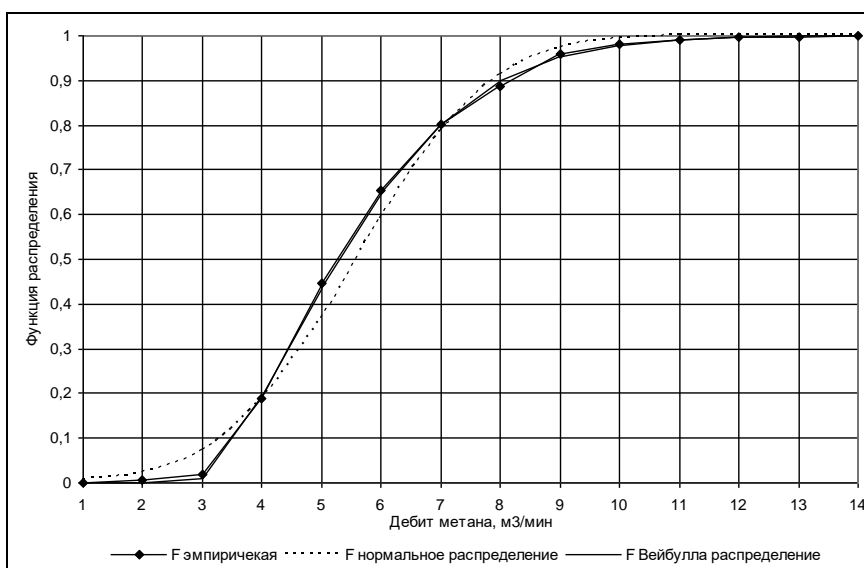


Рисунок 3 – Функция распределения дебита метана для участка 35-ой Западной лавы шахты «Суходольская-Восточная»

Функции распределения, рассчитанные по распределению Вейбулла, позволяют точнее устанавливать значения метановыделения в определенных интервалах. Из приведенного графика вытекает, что в 95% случаев метановыделение на участке конкретной лавы будет составлять менее 9 м<sup>3</sup>/мин, в 50% случаев – менее 5,3 м<sup>3</sup>/мин. (при среднем метановыделении 5,6 м<sup>3</sup>/мин.).

### **Выводы.**

Установлено, что процесс метановыделения из выработок добычного участка для различных геологических и технологических условий отработки имеет общие закономерности, проявляющиеся в характере колебаний значений дебита метана во времени. Для описания этого процесса предложено использовать распределение Вейбулла, так как оно позволяет достоверно описать спектр метановыделения, что достигается подбором коэффициентов распределения.

*Исследованы статистические характеристики процесса выделения метана в выработки добычного участка для различных геологических и технологических условий отработки, выявлены общие закономерности. Для описания процесса метановыделения предложено использовать распределение Вейбулла.*

*Statistical descriptions of process of selection of methane in making of extraction area for different geological and technological terms of working off are explored, general conformities to the law are exposed. For description of process of selection of methane it is suggested to use the Veybulla distributing.*

### **Библиографический список.**

1. Пигида Г.Л. Элементы теории автоматической газовой защиты очистных участков угольных шахт/ Г.Л. Пигида. – М.: Недра, 1975. – 80 с.

2. Бусыгин К.К. Статистические характеристики процесса газовыделения/ К.К. Бусыгин // Труды/ МакНИИ. – Макеевка, 1968. – т. ХУШ. – С.70-78.

3. Пигида Г. Л. Об оценке показателя относительной метанообильности лав при увеличении скорости подвигания/ Г. Л. Пигида [и др.] // Техника безопасности, охрана труда и горноспасательное дело. – 1972. – № 8. – С. 51-54.

4. Новиков Л.А. К вопросу о методах исследования нестационарных диффузионных процессов и средствах контроля концентрации метана в выработках угольных шахт/ Л.А. Новиков//

*Геотехническая механика. Межвед. сб. науч. тр. /НАН Украины ИГТМ. – Днепропетровск, 2002. – № 36. – С. 32-40.*

5. Пигида Г.Л. Об оценке показателя относительной метанообильности участка для шахт Львовско-Волынского бассейна/ Г.Л. Пигида, В.М. Бережной, В.М. Смаль // Разработка пластовых месторождений полезных ископаемых. – Киев: Техника, 1971. – вып.25. – С. 32-36.

6. Пигида Г.Л. К вопросу о точности расчетного метода прогноза газообильности угольных шахт / Г.Л. Пигида, В.М. Бережной // Труды / МакНИИ. – М., 1969.– Т.ХХ: Вопросы безопасности в угольных шахтах. – С.44-53.

7. Лидин Г.Д. Вопросы газоносности угольных пластов и прогноза метанообильности шахт / Г.Д. Лидин // Методы определения газоносности пластов и прогноза газообильности шахт. – М.: Госгортехиздат, 1962. – С. 3-24.

8. Скобенко А.В. Обоснование применения распределения Вейбулла для вероятностной оценки устойчивости подземных выработок// Науковий вісник НГА України. –1998. – №3. – С. 18-19.

9. Мюллер П. Таблицы по математической статистике/ П. Мюллер, П. Нойман, Р. Шторм. – М.: Финансы и статистика, 1982. – 278 с.

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

*к. т. н., доц. Амосов В.О.,  
асистент Марусей О.В.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **УДОСКОНАЛЮВАННЯ СХЕМИ УПРАВЛІННЯ ШАХТНИМ ВЕНТИЛЯТОРОМ**

*Наведені результати досліджень, що дозволяють істотно підвищити ефективність роботи вентилятора, розроблена схема управління вентилятором з регульованою частотою обертання ротора.*

**Проблема і її зв'язок з науковими й практичними завданнями.** Постійне збільшення потужності й глибини вугільних шахт, зв'язане з підвищенням активності гірничих робіт вимагає застосування найбільш удосконалених приводів вентиляторів головного провітрювання, потужність яких доходить до  $3000 \div 4000$  кВт [1].

За своєю питомою вагою у електромеханічному господарстві вентиляційні установки головного провітрювання (ВУГП) займають одне з перших місць.

Вентилятор повинен також забезпечувати надійність та безперервність роботи. Тому велике значення мають питання економічного обґрунтування та вибору електроприводу і схем живлення [4].

Електропривод являє собою електромеханічне устаткування, призначене для приводу у рух робочого органу машини і управління її технологічним процесом. Він складається з трьох частин: електричного двигуна, якій виконує зміни електромеханічної енергії (перетворення); механічної частини, яка виконує передачу механічної енергії робочого органу машини й системи управління, яка забезпечує управління технологічним процесом. Характеристики двигуна і можливості системи управління визначають потужність механізму, якість виконання технологічних операцій, динамічні навантаження механічного устаткування та інші вимоги. Можливість електромеханічної системи спонукає рішучу дію на важливі показники робочої машини й акцентують увагу на якості та економічній ефективності технологічних процесів.

Особливого значення набувають роботи з удосконалювання електроприводів діючих вентиляторів головного провітрювання, режими роботи яких у силу обмеженості діапазону частот регулювання не забезпечують роботи в зоні економічної ефективності [2, 3].

**Аналіз досліджень і публікацій.** Шахтні вентиляційні установки головного провітрювання являються одним з найбільш енергомістських споживачів електричної енергії серед діючих на сьогодні вугільних шахт, тому електропривод к ним необхідно вибирати у тісному зв'язку з питанням електропостачання шахти з урахуванням підвищення шахтного коефіцієнта потужності [ 4 ].

Найбільш вигідний варіант визначається розрахунками. Частіше електропривод потужних шахтних ВУГП базується на синхронних двигунах, однак в окремих випадках економічно ефективнішим є використання асинхронних двигунів з фазним ротором [ 5 ].

При виборі параметрів електроприводу шахтних ВУГП повинні бути врахованими деякі вимоги : потужність обираємого електродвигуна повинна бути більшою, ніж більша вимагаєма потужність за весь час розрахункової роботи ВУГП; втрата напруги при пуску ВУГП не повинна перебільшувати значень, допустимих для нормальної роботи інших споживачів електричної енергії, які живляться від того ж близького джерела, що й електропривод, який проектується; обертаючий момент, розвинений обраним електродвигуном, повинен забезпечити нормальний запуск на протязі усього часу розгону. Обрані двигуни треба перевірити по умовам нагріву при запуску, тому що шахтні ВУГП мають відносно великі пускові моменти.

**Постановка завдання.** В даній роботі досліджується і розробляється ефективна схема регулювання режиму роботи ВУГП, що забезпечує підвищення його ККД.

**Виклад матеріалу і його результати.** Однією з основних вимог до ВУГП є необхідність тривалої роботи з номінальним навантаженням, крім того, електропривод повинен забезпечувати пуск і розбіг вентилятора з великим динамічним моментом інерції до номінальної швидкості обертання. Потужність приводного двигуна взагалі визначають за формулою :

$$N_{\text{Д.Н.}} \geq K \cdot N_{\text{В.маx}} \cdot \left( \frac{n_{\text{Д.Н.}}}{n_{\text{В.Н.}}} \right)^3 \text{ кВт}, \quad (1)$$

де  $N_{\text{Д.Н.}}$  – номінальна потужність приводного електродвигуна;

$K=1.1 \div 1.2$  – коефіцієнт запасу потужності електродвигуна;

$N_{\text{В.маx}}$  – найбільша потужність на валу вентилятора, кВт;

$n_{\text{Д.Н.}}$  – номінальна частота обертання електродвигуна, об/хв;

$n_{\text{В.Н.}}$  – номінальна частота обертання вентилятора, об/хв.

Не дозволяється при одній номінальній частоті обертання обирати двигун з номінальною потужністю меншою, ніж найбільша потужність на валу вентилятора, відповідаючій цій частоті обертання, навіть тоді, коли фактична потужність на його валу, визначена параметрами провітрювання шахти, значно менша найбільшій потужності на валу вентилятора. В іншому разі незаплановані зміни характеристики шахтної мережі (закорочування вентиляційного струменю й т.п.) може привести до перевантаження приводного електродвигуна й виходу його з роботи.

Статистичними дослідженнями ефективності діючих шахтних вентиляторів встановлено, що більш половини з них, а також 35 % найбільш великих з них експлуатуються з ККД менш, ніж 0,6. В багатьох випадках параметри провітрювання шахти хоч і змінюються у невеликих межах, але знаходяться у нижній частині зони економічної роботи вентилятора з аеродинамічним регулюванням, або спиняються за її межами.

Експлуатація вентилятора, якій має велику енергомісткість та постійно цілодобово працює з низьким ККД, приводить до великого споживання електроенергії.

Одним з основних напрямків удосконалення існуючого електроприводу є створення вентиляторів головного провітрювання з великою глибиною економічного регулювання їх подачі та тиску (депресії).

Розрахунок та визначення необхідного діапазону регулювання швидкості вентилятора проводиться по наступній схемі.

Загальними принципами, котрі надають дію необхідності регулювання подачі ВУГП, являються :

- сезонні коливання температури всмоктуємого повітря поверхні :

$$Q_{\text{ПОТР}} = (0.1 \div 0.15) \cdot Q_{\text{НОМ}} \quad \text{м}^3/\text{с}, \quad (2)$$

де  $Q_{\text{ПОТР}}$  – необхідна подача,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$Q_{\text{НОМ}}$  – номінальна подача,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

- розвиток гірничих робіт :

$$Q_{\text{ПОТР}} = (1.5 \div 2.0) \cdot Q_{\text{НОМ}} \quad \text{м}^3/\text{с}, \quad (3)$$

- зміни ритму ведення гірничих робіт :

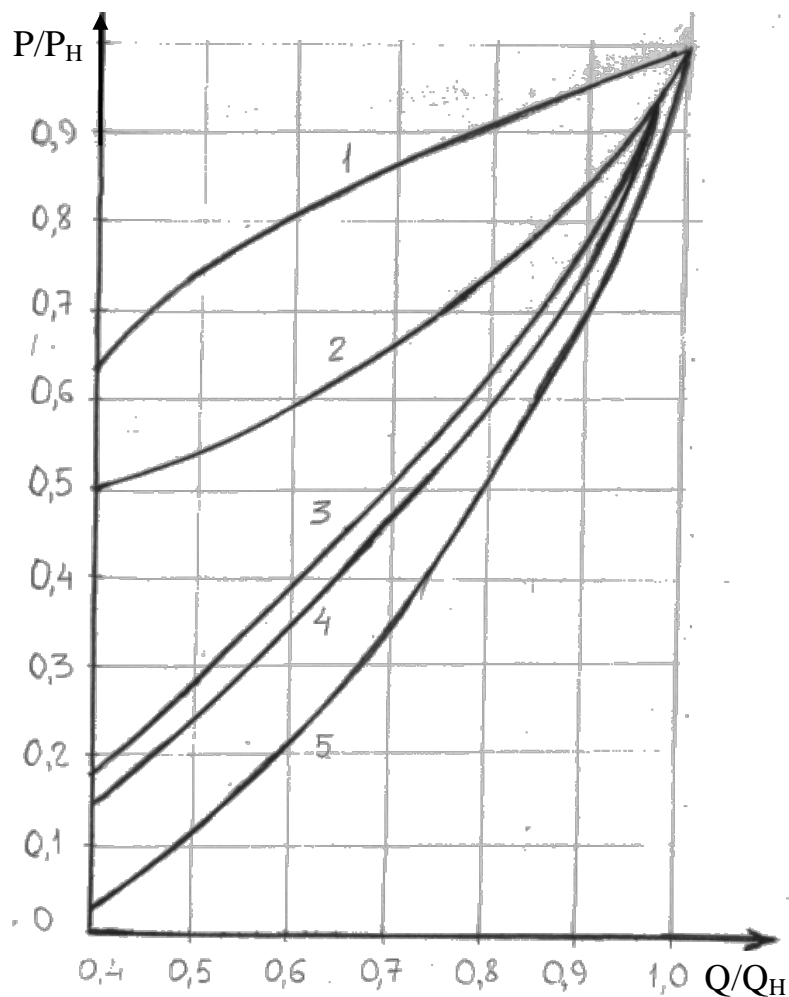
$$Q_{\text{ПОТР}} = (1.0 \div 1.15) \cdot Q_{\text{НОМ}} \quad \text{м}^3/\text{с}, \quad (4)$$

- святкові дні :

$$Q_{\text{ПОТР}} = (0,4 \div 0,5) \cdot Q_{\text{НОМ}} \quad \text{м}^3/\text{с}. \quad (5)$$

Таким чином, для шахтних ВУГП якісним показником є регулювання швидкості ротору вентилятора по подачі  $D(\omega) = 2 : 1$  ((2) ÷ (5)).

З розглянутих схем регулювання (рис.1) найбільш ефективною вважається схема регулювання зі змінюваною частотою обертання ротора вентилятора.



1 – дросельне регулювання; 2 – регулювання напрямляючим апаратом;  
3 – регулювання муфтами сковзання; 4 – реостатне управління асинхронним електродвигуном; 5 – регулювання у каскадних схемах включення асинхронного електродвигуна

Рисунок 1 – Криві потужності, які споживаються приводом вентилятора, при різноманітних способах регулювання продуктивності

Дослідження необхідної глибини регулювання вентиляторів вказали, що діапазон регулювання необхідних параметрів провітрювання вугільних шахт може бути забезпечений вентиляторамі при регулюванні частоти обертання їх ротора від  $n_H$  до  $0.5 \cdot n_H$ . В реальних умовах на шахті ім. Г. Г. Капустіна використовується для провітрювання шахти вентилятор ВЦ-31,5 з регулюванням осьовим направляючим апаратом ОНА. Робота вентилятора характеризується низьким ККД (не більш 65 %). Для приводу вентиляторної установки використовується асинхронний двигун з фазним ротором типу АКН-2-15-69-10УХЛ4 напругою 6 кВ, потужністю  $P_{дв} = 800$  кВт [6].

Для запуску електродвигуна використовуються роторні резистори, які набрані у секції та підключені до станції управління.

Але у дійсних умовах не зроблені розрахунки по можливості використання станції роторних резисторів вентиляторів для регулювання частоти обертання ротора ВУГП з метою зменшення витрат електроенергії і підвищення ККД установки. Крім того, роторна станція використовується лише для запуску вентилятора.

Розрахунки вказали на те, що для чинних умов експлуатації необхідно прийняти двигун на напругу 10 кВ типу АКД-2-17-76-10УХЛ4, потужністю  $P_{дв} = 800$  кВт.

У зв'язку з тим, що ККД вентилятора дуже низький ( $\approx 60$  %) через відносно невелику глибину регулювання подачі та тиску вентилятора (депресії) за допомогою осьового напрямляючого апарата ОНА, то для зменшення затрат електроенергії та збільшення ефективності регулювання зазначеними параметрами приймаємо для регулювання асинхронний вентильний каскад (АВК). Багатокількісні дослідження вказують на необхідність використання для вентиляторів каскадних схем підключення асинхронних електродвигунів, у яких потужність пристроїв для регулювання швидкості складають тільки частину потужності двигуна. Найкращі показники у цьому випадку мають каскади з удосконаленими статичними тиристорними перетворювачами потужності – АВК. Простота цієї схеми, можливість комплектації з серійних тиристорних перетворювачів, роблять цю схему легко використовуємою для модернізації діючих установок. У реальних умовах при дуже низькому ККД вентилятора (60 %) треба застосовувати систему регулювання по мережі АВК. Управління тиристорними перетворювачами виконується системою імпульсно-фазового управління СІФУ, виконаною по трифазній схемі (рис.2). СІФУ використовується у реверсивних тиристорних перетворювачах при лінійному та нелінійному урахуванні груп вентиляторів перетворювача, а також при окремому управлінні групами. Схема



забезпечує регулювання кута управління вентиляторів однієї з двох груп мостового інвертору.

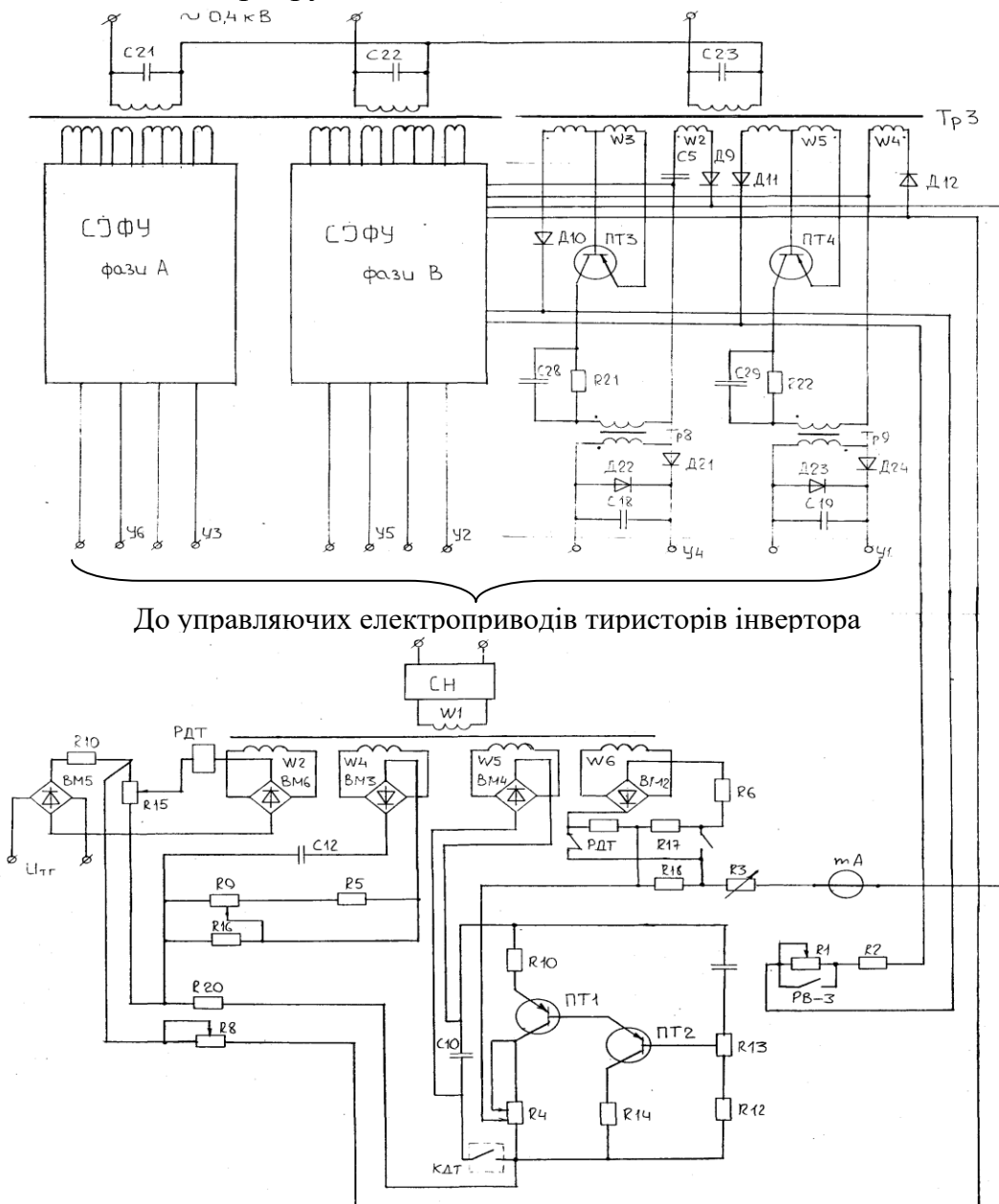


Рисунок 2 – Система імпульсно-фазового управління (СІФУ) інвертору

Управління кола анодної групи інвертору замкнено на резисторах R1 та R2, а управління катодною групою виконується задатчиком інтенсивності, виконаним на напівпровідних тріодах ПТ1 та ПТ2. На початку процесу гальмування при замиканні контактора КДТ з резистора R18

знімається напруга, що відповідає величині електрорушійної сили. Однак, час гальмування приводу регулюється зменшенням постійного заряду конденсатора С13 за допомогою резисторів R12 та R13. При збільшенні напруги на конденсаторі транзистори ПТ1 та ПТ2 відкриваються і напруга збільшується. На вхід пропорційного регулятора струму також підводиться напруга відносно швидкості обертання двигуна. Сигнал зворотного зв'язку підсумовується з завданням на резисторі R16 : назустріч йому у двигуневому режимі і разом у режимі гальмування. Сумарний сигнал зрівнюється з відносною напругою у колі діодів Д10, Д11, бази тріодів ПТ3, ПТ4, котрі виконують функцію ключів в колах накопичувачів С5 та С6 й вихідних трансформаторах Тр8, Тр9. При досягненні заданої швидкості реле РДТ, яке контролює швидкість двигуна, вимикається, і розмикає коло контактора КП1, вимикаючи динамічне гальмування.

Необхідна потужність трансформатора визначається за формулою

$$P_{\text{НЕОБХ}} = P_{\text{Н}} \cdot \left( 1 - \frac{n_{\text{Н}}}{n_0 \cdot D(\omega)} \right) \text{ кВт} , \quad (6)$$

де  $P_{\text{Н}}$  – номінальна потужність електродвигуна;

$n_{\text{Н}}$  – номінальна частота обертання валу електродвигуна;

$n_0$  – номінальна частота обертання робочого колеса вентилятора;

$D(\omega) = 2$  – діапазон регулювання швидкості робочого колеса вентилятора.

Електрорушійна сила (ЕРС) обмотки низької напруги трансформатора визначається за формулою :

$$E_{2\text{T}} = \frac{E_{\text{РН}} \cdot S_{\text{МАХ}} - \Delta U}{\cos \beta_{\text{МІН}}} \text{ В} , \quad (7)$$

де  $E_{\text{РН}}$  – номінальна напруга обмотки ротора приводного електродвигуна;

$S_{\text{МАХ}}$  – найбільше значення скочвання електродвигуна при регулюванні швидкості;

$\Delta U$  – просумована втрата напруги на одночасно працюючих вентилях інвертора та випрямлювача;

$\cos \beta_{\text{МІН}}$  – значення косинусу найменшого кута ( $15^\circ$ ) відкривання тиристора.

Отримані результати розрахунків ( $P_{TP} = 406,7$  кВт,  $E_{2T} = 534,9$  В) дозволяють зробити вибір трансформатора – обираємо трансформатор загального призначення ТМ – 630/10.

Номінальний струм тиристорного перетворювача визначається за формулою :

$$I_{H.П} \geq I_{2H} \cdot \sqrt{\frac{3}{2}} \text{ А}, \quad (8)$$

де  $I_{2H}$  – номінальний струм обмотки ротора електродвигуна вентилятора.

Номінальна напруга перетворювача визначається за формулою :

$$I_{H.П} \geq 1.35 \cdot U_{PH} \cdot S_{PH.АЙБ} \text{ В}, \quad (9)$$

де  $U_{PH}$  – номінальна напруга обмотки ротора електродвигуна.

У якості перетворювача АВК приймаємо агрегатні вузли керуемого випрямляча ЕКТ – 80.01750 – 2221 – УХЛ4.

У якості роторного перетворювача приймаємо блок ЕКТ з заміною тиристорних вентилів на діодні типу Д143-800, які мають східні установчі розміри.

Невикористані елементи тиристорного блоку можливо використовувати у якості комплекту робочого блоку ЕКТ.

СІФУ інвертора дозволяє отримати проти-ЕРС, яка відтворюється у роторному колі, вона відображається формулою :

$$e_{\partial u} = E_{PO} \cdot \cos\left(\beta_{H.АЙМ} + \left(\frac{\pi}{2} \cdot \beta_{H.АЙМ}\right)\right) \cdot \frac{U_y}{U_{MAX}} \text{ В}, \quad (10)$$

де  $U_{MAX}$  – амплітуда опорної напруги;

$U_y$  – напруга управління СІФУ.

Розрахунок аеродинамічних характеристик вентилятора відбувається за формулами подібності лопасних машин :

$$\frac{H_H}{H_M} = \left(\frac{n_H}{n_M}\right)^2, \quad (11)$$

$$\frac{Q_H}{Q_M} = \frac{n_H}{n_M}, \quad (12)$$

де  $Q_M, H_M$  – відносно продуктивність та тиск вентилятора при зміні режиму роботи відносно до номінального;

$Q_H, H_H$  – відносно продуктивність та тиск вентилятора у номінальному режимі роботи.

Підставляючи значення частоти обертання робочого колеса вентилятора  $n_M$  при застосуванні АВК у формули (11) та (12), виконаємо розрахунок аеродинамічних характеристик вентилятора на окремі значення частоти  $n_M$ .

Результати розрахунків свідчать, що при застосуванні АВК ККД вентилятора підвищується з 60 до 81 відсотка, що впливає на зріст ефективності роботи вентилятора.

**Висновки й напрямки подальших досліджень.** Отримані результати досліджень показують, що застосування системи регулювання АВК істотно підвищує ефективність існуючих на шахтах ВУГП. Надалі необхідно досліджувати можливість застосування АВК на ВУГП, на яких застосовані менш ефективні способи регулювання режимів (наприклад, за допомогою закрилків, направляючого апарата й ін.).

*Приведены результаты исследований, позволяющие существенно повысить эффективность работы вентилятора, разработана схема управления вентилятором с регулируемой частотой вращения ротора.*

*The results of researches allowing essentially to increase an overall performance of the ventilating fan are instanced, the circuit design of steering by the ventilating fan with an adjustable rotational speed of a rotor is developed.*

#### **Бібліографічний список.**

1. Правила безпеки у вугільних шахтах. – К.: Держнаглядохоронпраці, 2000. – 496 с.

2. Керівництво по проектуванню вентиляції вугільних шахт. – М.: Надра, 1975. – 238 с.

3. Шахтні вентиляційні установки головного провітрювання. / Під загал. ред. Г. А. Бабака. – М.: Надра, 1982. – 296 с.

4. Разумний Ю.Т., Шкрабець В.П. Підвищення ефективності електропостачання вугільних шахт. / Ю.Т. Разумний, В.П. Шкрабець. – К.: Техніка, 1986. – 136 с.

5. Чершаних В.М. Системи електроприводу і автоматики шахтних стаціонарних машин та установок / В.М. Чершаних, Д. І. Родькин, В.В. Каневський. – М.: Надра, 1976. – 398 с.

*6. Морозов Н. В. Довідник по електропостачанню вугільних шахт.  
/ Н. В. Морозов. – М.: Надра, 1984. – 405 с.*

*Рекомендовано до друку  
д. т. н., проф. Бабіюком Г.В.*

*к. т. н., доц. Нечепуренко М.С.,  
ассистент Санин А.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИСПОЛЬЗОВАНИЕ АКТИВНЫХ ВИБРОЗАЩИТНЫХ СИСТЕМ ПРИ РАБОТЕ ПРОХОДЧЕСКИХ КОМБАЙНОВ**

*Розглянуті основні джерела вібрації в самохідних машинах. Вказані переваги активних віброзахистних систем перед пасивними. Запропонована нова конструкція віброзахистної системи для прохідницьких комбайнів на базі керованого гасителя коливань.*

Рабочие места операторов самоходных машин - таких как проходческие комбайны, стволопроходческие комплексы, буровые станки и самоходные буровые установки имеют очень высокие вибрационные показатели [1]. Источниками вибрации данных машин являются почти все конструктивные единицы. Максимальное значение виброскорости установлено на частотах 8-16 Гц, минимальное на частоте 1000 Гц. Диапазон частот от 8 - 16 Гц является наиболее неприятным для операторов [2].

Для снижения неблагоприятного воздействия вибрации на организм человека применяют различные устройства. Как правило - это пассивные виброизолирующие системы, являющиеся составной частью виброзащитных площадок, подвесок, сидений и состоящие из массы, упругих элементов, элементов для диссипации. При проектировании таких устройств к ним предъявляют ряд требований. Так при использовании подвесок и площадок последние должны иметь регулировки по весу оператора (60÷110 кг), по вертикальному ( $\pm 30$  мм) и горизонтальному ( $\pm 75$  мм) смещению от среднего положения. Ход подвески не должен превышать 150 мм, а частота свободных колебаний с оператором не более 1,5 Гц при ускорении 0,25g. В конструкциях подвесок не должно быть острых углов, кромок, незащищенных движущихся элементов.

Виброзащитные сиденья кроме всего должны быть регулируемы, откидными, поворотными, иметь возможности изменения наклона спинки. Но главным требованием является эффективная защита от вибрации в требуемом диапазоне частот.

Основные недостатки пассивных виброзащитных систем:

- сложности с оптимизацией параметров жесткости и демпфирования;
- необходимость включения в систему дополнительных элементов жесткости и демпфирования;
- сложности с осуществлением плавного регулирования параметров жесткости и демпфирования;
- усложнением систем из-за включения в структуру дополнительных связей и устройств переключения структуры;
- малая эффективность при возбуждении в области низких частот, а также при воздействии вибрации с широким спектром [3].

Для повышения эффективности виброзащиты и расширения диапазона гасимых частот для проходческих комбайнов целесообразно применять активные виброзащитные системы, которые обеспечивают более качественную защиту от вибрации, при этом основным недостатком таких систем, является использование для формирования управляющих противофазных сигналов, и поддержания параметров - энергии извне [4].

Управление современными активными виброзащитными системами осуществляется следующими методами:

- компенсация возмущения;
- компенсация возмущения с предсказанием;
- компенсация отклонения регулируемой величины;
- компенсация возмущения и отклонения с предсказанием;

Наиболее приемлемым - является компенсирование возмущения и отклонения с предсказанием.

Рассматриваемые виброзащитные системы должны включать различные управляющие чувствительные элементы, следящие за качеством виброзащиты усилительные и исполнительные устройства. Чувствительными элементами являются датчики различного типа возбуждения и реакции, которые формируют сигнал в систему управления. В качестве основных сигналов используют ускорение, скорость, перемещение, интеграл от перемещения, давление и скорость изменения давления. Усилители включают активные электронные цепи (осуществляющие усиление, ослабление, дифференцирование, интегрирование, сложение, умножение, деление, коррекцию сигнала датчика). Исполнительные устройства могут быть механическими, струйными электродинамическими, в том числе и с регулируемой жесткостью.

Для уменьшения энергозатрат в активных виброзащитных системах при сохранении высоких показателей гашения вибрации, целесообразно использовать импульсный метод управления, который

заключается в том, что подача энергии осуществляется когда значение параметров системы отклоняются от заданных (предусмотренных нормами), т. е. воздействие на систему является ступенчатым.

Использовать импульсный метод позволяет предлагаемая активная виброзащитная система на базе управляемого динамического гасителя колебаний (УДГК), регулирование параметров которой осуществляется с помощью САУ.

Данные вибрационного состояния объекта 1 (площадка оператора) фиксируются с помощью датчика уровня вибрации, и поступают в систему автоматического управления 2 (САУ). В САУ зафиксированные параметры сравниваются с «заданием», установленным санитарными нормами, и если зафиксированный сигнал превышает «задание», появляется сигнал рассогласования  $\Delta$ . САУ вырабатывает управляющее воздействие, которое поступает на электромеханический преобразователь (ЭМП) 5 и в систему подвода рабочей среды. ЭМП изменяет положение золотника в золотниковом распределителе 4, тем самым меняя величину изгиба упругих элементов 3, (которые представляют собой отрезки канатов), а следовательно жесткость последних [5].

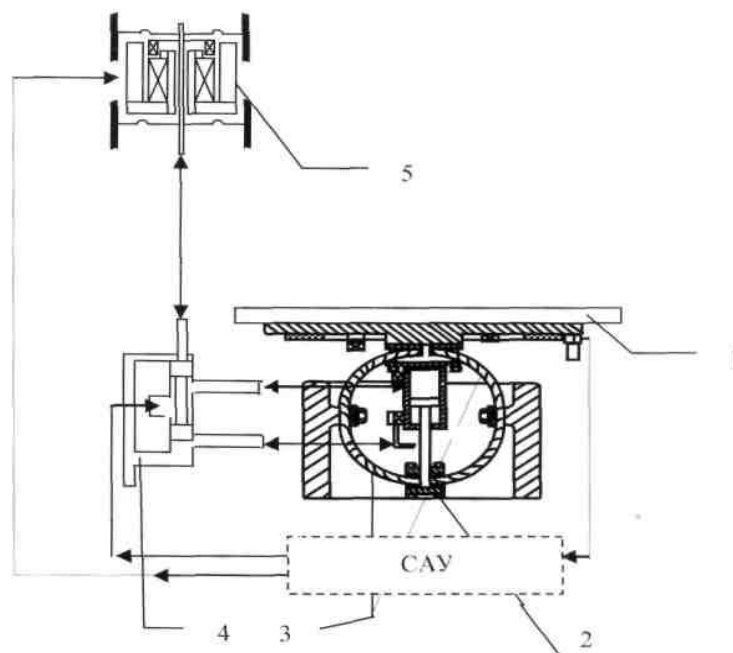


Рисунок 1 - Активная виброзащитная система на базе управляемого динамического гасителя колебаний (УДГК)



Представленная система позволяет в полной мере эксплуатировать возможности существующих динамических гасителей, расширить диапазон эффективного использования данных систем для проходческих комбайнов.

*Рассмотрены основные источники вибрации в самоходных машинах. Указаны преимущества активных виброзащитных систем перед пассивными. Предложена новая конструкция виброзащитной системы для проходческих комбайнов на базе управляемого гасителя колебаний.*

*The basic sources of vibration in self-propelled machines are considered. Advantages of the active defence from vibration systems before passive are indicated. A new construction of the defence from vibration system for the prohodcheskih combines of the on a base guided extinguisher of vibrations is offered.*

#### **Библиографический список.**

1. Горбунов В.Ф., Резников И.Г. Канатные виброизоляторы для защиты операторов горных машин. - Новосибирск.: Наука, 1988. - 165с.
2. Защита от шума и вибрации на предприятиях угольной промышленности Справочное пособие/ Ю.В. Флавицкий, Л.А. Гешлин, И.Г. Резников и др.
3. Теория активных виброзащитных систем: Сборник научных трудов; под. ред. В.М. Аршинский, В.Л. Вейц, С.В. Елисеев и др./ Иркутск. - 1974 г.
4. Фролов К.В., Фурман Ф.А. Прикладная теория виброзащитных систем.- М.: Машиностроение, 1980.-276с.
5. Декларационный патент на изобретение № 49410 А (F16F15/02) Бюл. изобр. № 9, от 16.09.2002.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Финкельштейном З.Л.*

# МЕТАЛЛУРГИЯ



*д. т. н., проф. Петрушов С.Н.,  
к. т. н., доц. Русанов И.Ф.,  
ассистент Лупанов Д.В.,  
студент Поливко И.В., студент Масляков Е.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПОДГОТОВКИ И ИСПОЛЬЗОВАНИЯ УГЛЯ МАРКИ АС В АГЛОМЕРАЦИОННОМ ПРОИЗВОДСТВЕ**

*Встановлені закономірності подрібнення різних видів агломераційного твердого палива, досліджена сегрегація твердого палива і гранул шихти по висоті шару, а також сегрегація твердого палива по гранулах шихти різного розміру.*

### **Проблема и её связь с научными и практическими задачами.**

Многие десятилетия основными видами твёрдого топлива в агломерации являлись коксовая мелочь и антрацитовый штыб. Физические, химические свойства этих материалов изучены довольно всесторонне. Практически все аглофабрики как у нас в стране, так и за рубежом работали и работают на смеси коксовой мелочи и антрацитового штыба. Однако, проблема подготовки и использования твёрдого топлива остаётся актуальной до настоящего времени.

**Анализ исследований и публикаций.** В последние годы в связи с дефицитом коксовой мелочи и её высокой стоимостью в агломерации началось использование углей, которые раньше не применялись. Так на Алчевском металлургическом комбинате в качестве топлива с мая 2005 г. Используется уголь марки АС, количество которого в топливной смеси с коксовой мелочью составляло 70 %, а с сентября 2005 г. и по настоящее время аглофабрика работает только на углях АС.

**Постановка задачи.** В связи с этим возникла необходимость в выборе оптимальной крупности угля АС на основе изучения закономерностей его дробления и влияния на качество агломерата и технико-экономические показатели его производства.

**Изложение материала и его результаты.** В таблице 1 приведены данные о крупности коксовой мелочи, антрацитового штыба и антрацитового семечка, поступавших на аглофабрику в период 2005-2006 г.г.

Антрацитовый штыб, поступающий на аглофабрику, является практически готовым агломерационным топливом. Фракций до 3 мм он

содержит более 60 %, в нём отсутствуют фракции более 10 мм. Коксовая мелочь и антрацитовое семечко значительно крупнее штыба (фракции менее 3 мм – 15,8 и 23,3 % соответственно). Количество крупных фракций более 10 мм они содержат 38,1 и 36,7 %. Поэтому технологии их измельчения должны быть различны. Предварительное дробление штыба можно и не проводить, а дробление в четырехвалковой дробилке осуществлять при минимальном прижатии нижних валков.

Таблица 1 – Гранулометрический состав различных видов топлива

Вид топлива	Размер кусков, мм								
	+15	15-10	10-7	7-5	5-3	3-1	-1	d <sub>cp</sub>	v
Антрацитовый штыб	-	1,1	2,3	9,4	22,3	46,1	18,8	2,71	0,78
Коксовая мелочь	17,8	20,3	16,9	15,0	14,2	9,6	6,2	9,3	
Антрацитовое семечко	20,9	15,8	14,1	11,8	14,1	18,3	5,0	9,6	

Совместное дробление штыба и коксовой мелочи приводит к переизмельчению топлива (количество мелочи – 0,5 мм достигает 50 % и более).

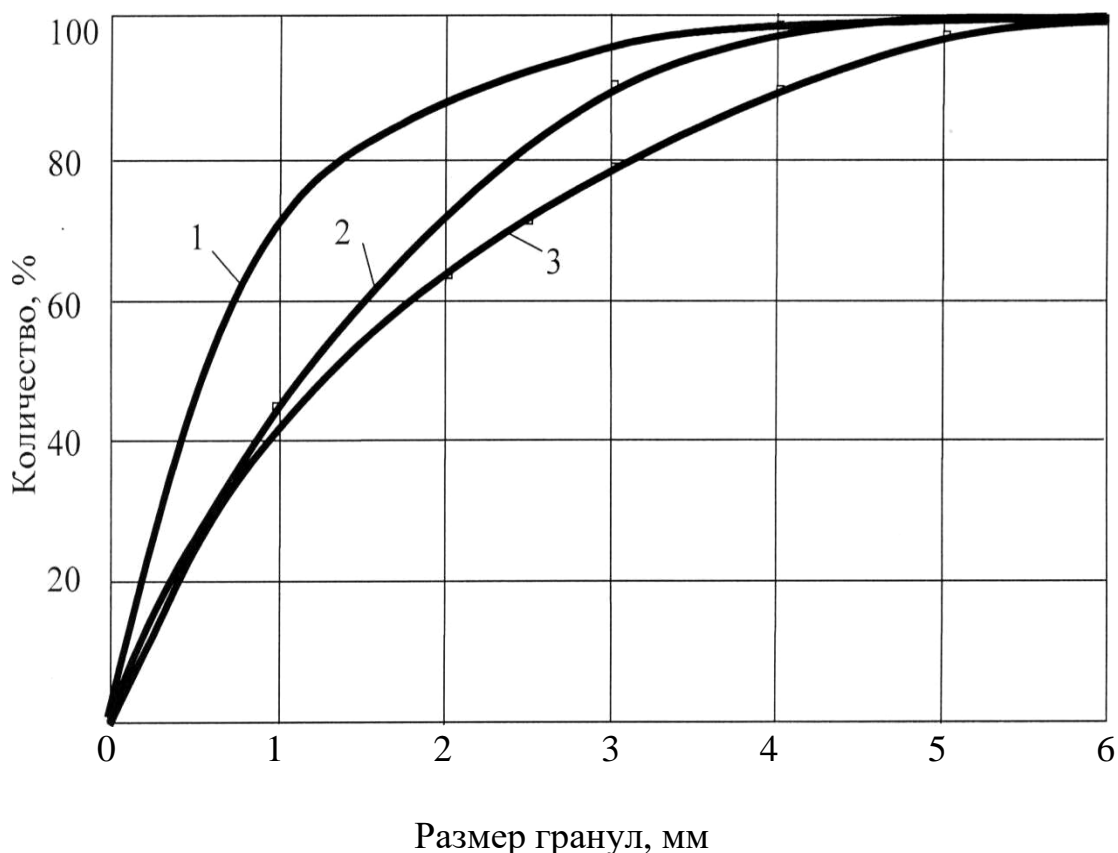
Учитывая, что раздельное дробление антрацитового штыба и коксовой мелочи затруднительно, была опробована технология дробления с проточкой нижних валков для образования щели между ними 3 мм. В этом случае основная масса штыба "просеивалась" между валками практически не разрушаясь. Усилие на разрушение коксовой мелочи также было уменьшено, что привело к уменьшению мелочи до 0,5 мм в смеси штыб-кокссовая мелочь (50:50) до 25-28 % и увеличению среднего диаметра топлива с 1,2 до 1,6 мм. Такая технология измельчения твердого топлива позволила снизить расход твердого топлива на 2 кг/т агломерата.

Следует учесть, что такая технология была предложена и опробована на аглофабрике в период подготовки и выполнения данной работы. Однако, начиная с мая 2005 года, антрацитовый штыб был заменен антрацитовым семечком (АС), а с сентября-октября 2005 г. аглофабрика полностью перешла на использование в качестве агломерационного топлива антрацитового семечка. Поэтому в дальнейшем изучались закономерности дробления антрацитового

семечка и распределение его в агломерационной шихте.

Первые промышленные опыты по измельчению АС показали, что, в связи с повышенной влажностью и наличием кусков крупностью более 15 мм, крупные куски проскальзывали в зеве верхних валков и с трудом захватывались ими, что снижало производительность дробилки и ее технологические показатели. Поэтому расстояние между верхними валками было увеличено до 12 мм. Усилие сжатия между нижними валками оставили практически неизменными.

Результаты измельчения различных видов топлива приведены на рисунке 1.



1 – смесь коксовой мелочи и АШ после дробления по обычной технологии;

2 – смесь КМ и АШ после дробления при новой технологии с проточкой валков;

3 – АС при дроблении по технологии, принятой в 2005 г.

Рисунок 1 – Гранулометрический состав различных топлив

Как указывалось ранее, смесь штыба и коксика, измельченная по обычной технологии, имеет очень много мелочи до 0,5 мм (около 50 %).

По содержанию крупных фракций оно соответствует требованиям технологической инструкции (фракции + 3 мм в нем содержится 5-6 %).

Смесь, измельченная по технологии с проточкой нижних валков, крупнее.

Количество мелких фракций снизилось до 25-30 % с одновременным увеличением фракции более 3 мм до 7-8 %.

Агломерационное топливо, применяемое в настоящее время, значительно крупнее, чем применявшееся ранее. Особенно возросло количество фракций более 4-5 мм. В результате измельчения антрацитового семечка, количество мелочи – 0,5 мм составило 22-25 %.

Средний диаметр топлива колеблется в пределах 1,63-1,68 и несколько больше, чем смеси коксовой мелочи и антрацитового штыба, измельченной по усовершенствованной технологии (1,57мм).

Резко увеличилось количество крупных фракций более 3 мм, которое достигает 20-21 % при наличии фракции более 5 мм – 3-4 %.

Известно, что определенной крупности шихты должна соответствовать определенная крупность топлива. Чем крупнее шихта, тем крупнее должно быть топливо. Причем, гранулы топлива распределяются в соответствующих гранулах шихты. Так, фракция топлива до 1 мм распределяется в основном в шихте крупностью до 1 мм, до 2 мм - в шихте 2-3 мм и т.д.

С целью изучения гранулометрического состава шихты и закономерностей её сегрегации отобраны пробы по высоте и ширине слоя на работающей агломашине. Высота слоя в момент отбора проб составляла 320 мм. Угол наклона лотка – 45°.

Результаты экспериментов приведены в таблицах 2, 3 и на рисунке 2.

Следует обратить внимание на то, что шихта, на которой работает аглофабрика сейчас, значительно крупнее, чем в 2003-2004 г.г. (6,0 против 4,1-3,8 мм). Если основной составляющей, определяющей крупность шихты, была фракция 3-1 мм, то сейчас – фракция более 7 мм, на долю которой приходится около 50 % от всей шихты. Количество мелких фракций размером до 1 мм сократилось вдвое и составляет 6-8 %.

Шихта стала более газопроницаемой и позволяет обеспечить процесс горения твердого топлива более быстро и полно, чем было раньше.

Установлены количественные зависимости степени развития сегрегации шихты от ее гранулометрического состава.

Наиболее заметно сегрегируют крупные гранулы более 7-10 мм.

Однако, если раньше крупных гранул в шихте было мало (5-10 %), их сегрегация на распределение твердого топлива по высоте слоя не

оказывала заметного влияния. Усиление сегрегации крупных гранул было целесообразно с точки зрения образования естественной газопроницаемой постели, содержащей небольшое количество топлива и предохраняющей колосниковую решетку от перегрева и прилипания к ней расплава.

Таблица 2 – Изменение гранулометрического состава шихты и содержания углерода в ней по высоте слоя при различных углах наклона загрузочного лотка (данные 2003-2004 г.г.)

Высота слоя	Угол ф, град.	Место отбора пробы	Содержание (%) фракций, мм						(1, мм	V, гранул	C, %
			- 10	10-7	7-5	5-3	3-1	1-0			
0,33	45	Верх	1,4	2,4	8,4	12,6	58,6	16,8	2,74	0,739	5,66
		Середина	3,6	5,8	16,9	17,2	43,0	13,5	3,59	0,754	4,44
		Низ	14,0	11,0	18,8	16,4	32,7	7,1	5,15	0,710	3,79
		Среднее	6,3	6,4	14,7	15,4	44,7	12,5	3,81	0,764	4,41
0,35	50	Верх	1,7	3,0	12,1	14,8	55,2	13,2	3,06	0,694	4,82
		Середина	4,3	5,8	16,8	17,5	46,2	9,4	3,76	0,674	4,41
		Низ	12,5	10,5	19,3	14,2	36,7	6,8	4,94	0,695	3,89
		Среднее	6,2	6,4	16,1	15,5	46,0	9,8	3,91	0,707	4,37

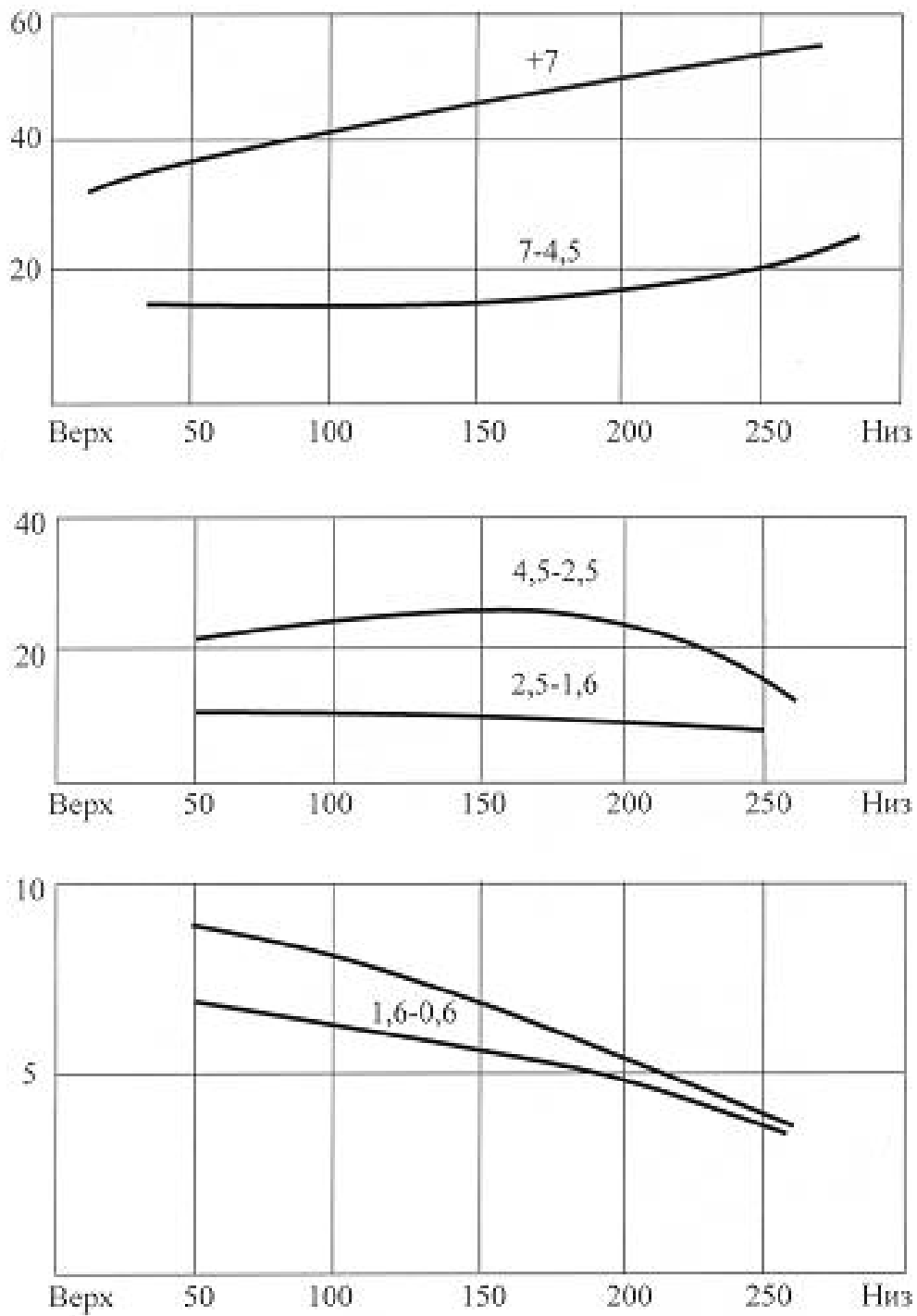
В существующих условиях крупные гранулы шихты являются определяющей фракцией – их около 50 %. Поэтому в случае минимального содержания твердого топлива в этих гранулах распределение топлива по высоте слоя будет близким к оптимальному, то есть в нижних горизонтах его будет минимальное количество, в верхних – максимальное.

Фракции до 1,6 мм в шихте менее 10 %, несмотря на заметную сегрегацию по высоте и учитывая существующую крупность антрацитового семечка, существенного влияния на распределение топлива она оказывать не должна.

Остальные гранулы шихты (7-4,5 мм, 2,5-1,6 мм) сегрегируют плохо, равномерно распределяясь по высоте слоя.

Для точного определения распределения топлива по гранулам шихты, а соответственно и высоте слоя, отобраны пробы из верхнего, среднего и нижнего участка слоя.





Цифры у кривых - размеры гранул, мм

Рисунок 2 – Распределение гранул шихты по высоте слоя

Таблица 3 – Гранулометрический состав шихты и содержание углерода в гранулах

Фракции шихты, мм	Весь слой		Верх слоя			Середина слоя			Низ слоя		
	Масс. доля углерода, %		Количество фракций, %	Масс. доля углерода, %		Количество фракций, %	Масс. доля углерода, %		Количество фракций, %	Масс. доля углерода, %	
	С <sub>нел.</sub>	С <sub>карб.</sub>		С <sub>нел.</sub> абс. отн.	С <sub>карб.</sub> абс. отн.		С <sub>нел.</sub> абс. отн.	С <sub>карб.</sub> абс. отн.		С <sub>нел.</sub> абс. отн.	С <sub>карб.</sub> абс. отн.
+7	2,16	1,51	38,71	<u>0,84</u> 27,1	<u>0,58</u> 29,14	40,01	<u>0,86</u> 30,94	<u>0,6</u> 30,16	52,68	<u>1,13</u> 40,79	<u>0,8</u> 42,78
4,5-7	2,45	2,05	16,81	<u>0,42</u> 13,62	<u>0,35</u> 17,59	16,65	<u>0,41</u> 14,74	<u>0,34</u> 17,08	20,38	<u>0,5</u> 18,05	<u>0,41</u> 21,92
2,5-4,5	3,23	2,7	20,68	<u>0,66</u> 21,31	<u>0,56</u> 28,14	23,84	<u>0,49</u> 17,63	<u>0,64</u> 32,16	12,95	<u>0,42</u> 15,16	<u>0,35</u> 18,71
1,6-2,5	4,65	2,43	9,97	<u>0,46</u> 14,84	<u>0,24</u> 12,06	7,9	<u>0,37</u> 13,31	<u>0,19</u> 9,55	6,02	<u>0,28</u> 10,11	<u>0,15</u> 8,02
0,6-1,6	7,36	2,41	4,98	<u>0,37</u> 11,9	<u>0,12</u> 6,03	5,56	<u>0,41</u> 14,74	<u>0,13</u> 6,54	3,71	<u>0,27</u> 9,75	<u>0,09</u> 4,81
-0,6	4,0	1,57	8,85	<u>0,35</u> 11,23	<u>0,14</u> 7,04	6,04	<u>0,24</u> 8,64	<u>0,09</u> 4,81	4,26	<u>0,17</u> 16,14	<u>0,07</u> 3,76
Итого			100	<u>3,1</u> 100	<u>1,99</u> 100	100	<u>2,78</u> 100	<u>1,99</u> 100	100	<u>2,77</u> 100	<u>1,87</u> 100
			d <sub>cp</sub> =5,8 мм.			d <sub>cp</sub> =6,1 мм.			d <sub>cp</sub> =7,2 мм.		

Традиционно средний размер гранул шихты на аглофабрике ОАО АМК составлял 3,0-3,2 мм. Причём крупных фракций более 7 мм в шихте было около 20 %, а фракций более 3 мм – 60-65 %. Шихта была весьма неоднородной, однако, учитывая, что в твёрдом топливе было много мелочи до 0,5 мм (около 50 %), основная его часть содержалась в мелких гранулах и при организации сегрегации шихты при укладке её на агломашину добивались распределения топлива по высоте слоя близкого к оптимальному.

Однако мелкая шихта, её большая неоднородность, усиливающаяся по высоте за счёт сегрегации, ухудшали газодинамику слоя и в конечном счёте не позволяли работать агломашинам с высокой производительностью. Кроме того, наличие большого количества пылевидных фракций в твёрдом топливе приводило к закатыванию его в гранулы шихты и ухудшению доступа кислорода к нему, а в итоге к неполному сгоранию и наличию до 1 % углерода в готовом агломерате и возврате.

Переход на использование угля марки АС резко изменил соотношение крупности гранул топлива и шихты. Крупность топлива

увеличилась, а шихты осталась на прежнем уровне. Поэтому при переходе аглофабрики на использование в качестве агломерационного топлива угля марки АС была изменена технология подготовки шихты в барабанном окомкователе: увеличено время окомкования, изменена система подачи воды на увлажнение, а также режим окомкования.

В результате этих мероприятий средняя крупность гранул шихты увеличилась до 7 мм. Причём количество гранул более 7 мм возросло до 40-50 %.

Около 60 % гранул шихты имеют размер более 5 мм. Шихта стала однородной по грансоставу, мелких фракций размером до 0,6 мм – 4-6 % (табл. 3).

В результате проведенных мероприятий соотношение крупности топлива и шихты установилось на новом качественном уровне.

Основным носителем углерода стали крупные гранулы шихты. В гранулах более 7 мм сосредотачивается более 30 % топлива шихты, а в мелких (менее 1,6 мм) – около 20-22 %.

Анализ результатов промышленных экспериментов показал, что сегрегация гранул шихты и топлива подчиняется иным закономерностям, чем в традиционных условиях. Средний диаметр гранул шихты в верхней части слоя составил 5,8 мм, а в нижней – 7,2 мм. Изменение среднего диаметра происходит в основном за счёт сегрегации крупных (более 7 мм) и мелких (менее 0,6 мм) гранул.

Топливо по высоте слоя сегрегирует очень слабо и практически равномерно распределяется по высоте слоя. Можно предположить, что слабая связь между сегрегацией топлива и гранул шихты объясняется тем, что крупность частиц основной массы топлива составляет более 2,5 мм. Топливо такой крупности не участвует в окомковании, а сосредотачивается на поверхности крупных гранул шихты или в межгранульном пространстве. Такое расположение топлива позволяет за счёт улучшения процессов горения в слое увеличить тепловой уровень процесса спекания и улучшить образование блоков спека. Такая организация использования твёрдого топлива приводит к значительному снижению расхода твёрдого топлива и улучшению качества спека.

Использование крупного твёрдого топлива обеспечивает подвод тепла к крупным гранулам в необходимом количестве для расплавления их и образования прочной структуры агломерата.

Следует обратить внимание на факт, что переход на спекание крупной шихты выравнивал основность по высоте спека.  $S_{карб}$  по высоте находится на уровне 1,9 % и не зависит от места отбора пробы по высоте слоя.

**Выводы и направление дальнейших исследований.** Использование в шихте крупного топлива должно сопровождаться

увеличением крупности гранул шихты. В этом случае показатели процесса спекания улучшаются.

Замена традиционных видов твёрдого топлива углём марки АС целесообразна и обеспечивает снижение расхода топлива на 10-12 %.

*Установлены закономерности измельчения различных видов твёрдого топлива, исследована сегрегация твёрдого топлива и гранул шихты по высоте слоя, а также сегрегация твёрдого топлива по гранулам шихты различного размера.*

*The investigation results of changing the grain-size composition of various solid fuel on the track of its preparation to agglomeration process, were presented, which conformed the utility of AC coal rank using as the agglomeration fuel.*

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Луценко В.А.*

*д. т. н., проф. Петрушов С.Н.,  
к. т. н., доц. Русанов И.Ф.,  
студент Бардин А.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СРАВНЕНИЕ УСЛОВИЙ ВНЕШНЕГО НАГРЕВА АГЛОМЕРАЦИОННОЙ ШИХТЫ РАЗЛИЧНЫМИ ТЕПЛОЭНЕРГОНОСИТЕЛЯМИ**

*Наведені результати порівняння умов зовнішнього нагріву та запалювання агломераційної шихти при використанні різних палив: природного газу, суміші коксового та доменного газу, пиловугільного палива та мілко дробленого пластику.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Ход процесса агломерации и качество агломерата в значительной мере определяется количеством тепла, которое получает спекаемый слой шихты в период ее зажигания.

В настоящее время на большинстве отечественных металлургических предприятиях предпочтение отдается технологии с внешним нагревом агломерационной шихты для ее зажигания продуктами сгорания природного газа ввиду его высокой теплотворной способности. При этом затраты природного газа, например, в условиях Алчевского металлургического комбината (АМК) составляют 5,6-5,8 м<sup>3</sup> на тонну агломерата. Всего на производство агломерата в условиях комбината расходуется 53,5-54,0 единиц условного топлива, и доля природного газа в нем составляет около 12 %. На первый взгляд расход природного газа в аглоцехе невелик, однако за год его затраты на агломерацию составляют около 30 млн. м<sup>3</sup>. При нынешних ценах на газ комбинат должен затратить на его закупку более 20 млн. гривен. В этих условиях естественно возникает проблема замены природного газа другими более дешевыми теплоносителями.

Решение этой проблемы позволит снизить или полностью исключить применение природного газа при производстве агломерата.

### **Анализ исследований и публикаций.**

В практике агломерационного производства известно применение для внешнего нагрева агломерационной шихты смесей природного газа

и доменного, коксового и доменного газов, а также продуктов сгорания твердого топлива.

В качестве гипотетического теплоносителя могут рассматриваться также отходы пластиков, количество которых непрерывно увеличивается, а степень утилизации низка. Однако сравнительный теоретический анализ применения известных теплоносителей для внешнего нагрева агломерационной шихты не проводился.

#### **Постановка задачи.**

В работе поставлена задача: учитывая основные требования, предъявляемые к внешнему нагреву агломерационной шихты в период ее зажигания, провести сравнение тепловых и газодинамических условий зажигания агломерационной шихты при использовании всех возможных теплоносителей.

#### **Изложение материала и его результаты.**

При зажигании агломерационной шихты должен быть решен ряд задач.

Прежде всего, необходимо создать в горне высокую температуру, которая обеспечила бы устойчивое воспламенение частиц твердого топлива в поверхностном слое шихты. При этом в продуктах горения теплоносителя должен присутствовать свободный кислород в количестве свыше 5 %. Эти задачи решаются путем сжигания топлива при избытке воздуха ( $\alpha = 1,6-2,0$ ) в количестве обеспечивающем необходимую плотность (интенсивность) теплового потока (количество тепла в единицу времени, отнесенное к 1 м<sup>2</sup> поверхности слоя, находящейся под горном).

Кроме того, количество образующихся в горне газов не должно быть чрезмерно большим, чтобы они просасывались сквозь слой с оптимальной скоростью, обеспечивая высокий нагрев и качественное зажигание твердого топлива шихты. При этом необходимо обеспечить:

- быстрое воспламенение и интенсивное выгорание частиц твердого топлива в поверхностном слое шихты под горном;
- формирование прочного спека в верхней части слоя;
- максимальное сохранение газопроницаемости слоя шихты (минимальную усадку слоя шихты);
- поддержание давления в горне близкого к атмосферному (без выбивания пламени из горна и подсосов в горн наружного холодного воздуха).

Согласно многочисленным исследованиям, которые обобщены авторами работы [1], рациональный режим внешнего нагрева и зажигания агломерационной шихты обеспечивается при интенсивности

теплового потока в горне равной 30-50 МДж / м<sup>2</sup>·мин. При этом температура в горне должна быть не ниже 1100-1200 °С. Создание таких условий для нагрева шихты и ее зажигания обеспечивается применением газовых смесей с теплотворной способностью  $Q_H^P$  не ниже 13 МДж/м<sup>3</sup>.

В таблице 1 приведены средние по всем металлургическим предприятиям Украины составы газов применяемых для нагрева и зажигания аглошихты, а в таблице 2 - полученные при расчете характеристики их горения при коэффициенте расхода воздуха равном 1,6.

Таблица 1 - Составы газов

Газ	Содержание компонентов в сухой массе, %						
	CH <sub>4</sub>	C <sub>2</sub> H <sub>6</sub>	C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	CO <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>	CO	H <sub>2</sub>
природный	94,7	0,90	0,04	0,6	3,76	-	-
коксовый	26,7	2,4	-	2,9	2,5	7	58,5
доменный	0,3	-	-	18,5	49,2	26,3	5,7

Таблица 2 - Характеристики горения газов

Газ	$Q_H^P$ МДж/м <sup>3</sup>	$V_6^\alpha V$ м <sup>3</sup> /м <sup>3</sup>	$V_2^\alpha$ м <sup>3</sup> /м <sup>3</sup>	$t_{теор}$ °С	$t_{дейст}$ °С	O <sub>2</sub>	$\rho_{1200}$ кг/м <sup>3</sup>
природный	34,444	14,63	15,63	1693	1227	7,37	0,232
коксовый	17,648	6,90	7,55	1753	1271	7,19	0,229
доменный	3,864	1,20	2,05	1356	983	4,61	0,257

Приведенные результаты расчетов горения газов свидетельствуют о том, что природный и коксовый газы, несмотря на существенное различие в их теплоте сгорания, практически идентичны по своим теплотехническим свойствам. При коэффициенте расхода воздуха равном 1,6 в продуктах горения природного газа содержится кислорода на 0,18 % больше, чем в продуктах горения коксового газа, однако при горении последнего действительная температура в горне будет выше на 44 °С.

Для обеспечения интенсивности теплового потока в горне равной 30-50 МДж / м<sup>2</sup>·мин расход природного газа должен быть 0,87-1,45 м<sup>3</sup> в минуту, а коксового - в 1,95 раза больше. При этом расход воздуха

необходимый для горения коксового газа в 1,09 раз ниже, и продуктов горения образуется в 1,06 меньше. Последнее оказывает благоприятное влияние на газодинамические условия процесса агломерации.

Учитывая сказанное, а также, то, что природный газ в 10 раз дороже коксового, следует по возможности отказываться от применения для нагрева и зажигания аглошихты природного газа.

Проведенные расчеты также подтверждают общее мнение агломератчиков, что применение доменного газа как самостоятельного топлива для нагрева и зажигания аглошихты невозможно. Однако, как следует из данных расчетов приведенных на рисунке, использование доменного газа в смеси с коксовым или природным газами позволяет создать нормальные условия для нагрева и зажигания аглошихты, если его доля не превышает 50-60 %.

С целью определения возможности применения угольной пыли для нагрева и зажигания агломерационной шихты сделаны расчеты горения различных углей Донецкого бассейна, составы которых взяты из справочника [2] и приведены в таблице 3. Результаты расчета характеристик горения этих углей при коэффициенте избытка воздуха равном 1,6 приведены в таблице 4.

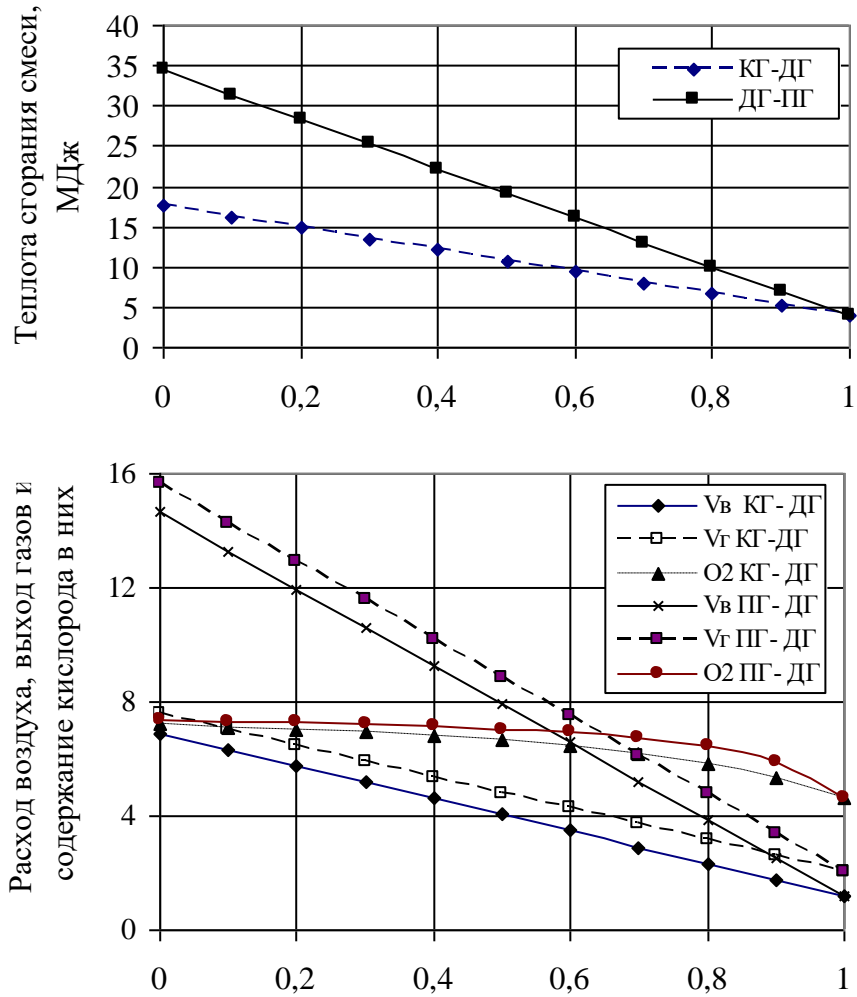
Таблица 3 - Состав углей Донецкого бассейна

Марка угля	$W^P$	$A^P$	$S_K^P$	$S_{Op}^P$	$C^P$	$H^P$	$N^P$	$O^P$	$W_{гипр}$
ДР	13	21,8	1,5	1,5	49,3	3,6	1,0	8,3	4,5
Д, отсев	14	25,8	2,5	1,4	44,8	3,4	1,0	7,1	4,5
ГР,ГМ	8	23,0	2,0	1,2	55,2	3,8	1,0	5,8	3,0
Г, отсев	11	26,7	1,9	1,2	49,2	3,4	1,0	5,6	3,0
Г, промпродукт	9	34,6	2,0	1,2	44,0	3,1	0,8	5,3	2,5
ЖР	6	21,1	1,9	0,8	60,5	3,8	1,1	4,8	1,5
КР, отсев	6	21,1	2,0	0,7	63,4	3,5	1,1	2,2	1,5
ОСР, отсев,	4,5	20,5	1,4	0,7	66,4	3,4	1,1	2,0	1,0
Ж, К, ОС, промпродукт	9	35,5	1,9	0,6	45,5	2,9	0,9	3,7	1,3
ТР	5	23,8	2,0	0,8	62,7	3,1	0,9	1,7	1,5
АШ, АСШ	8,5	22,9	1,0	0,7	63,8	1,2	0,6	1,3	2,5
Кокс	3,4	9,6		1,7	83,8	0,4	0,8	0,3	

Полагая, что состав угольной пыли такой же, как и крупного угля, и анализируя приведенных результатов расчетов можно сделать



закключение: применение угля любой марки позволяет обеспечить необходимые условия для зажигания аглошихты. При этом выход горновых газов в расчете на 1 МДж будет практически такой же, как и при сжигании коксового газа.



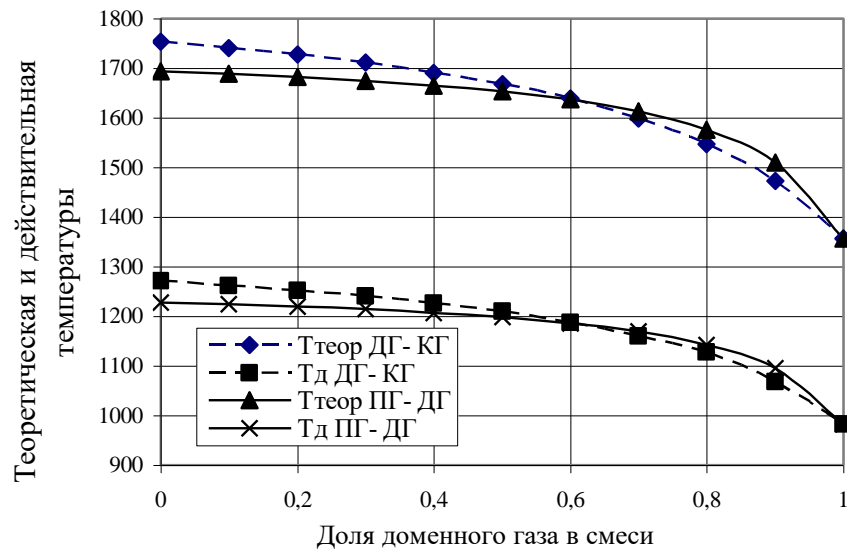


Рисунок - Характеристики горения 1 м<sup>3</sup> смеси доменного газа с природным и коксовым газами

Таблица 4 - Характеристики горения углей Донецкого бассейна

Марка угля	$Q_H^p$ Мдж/кг	$V_6^\alpha$ м <sup>3</sup> /кг	$V_2^\alpha$ м <sup>3</sup> /кг	$t_{теор}$ °C	$t_{дейст}$ °C	O <sub>2</sub>	$\rho_{1200}$ кг/м <sup>3</sup>
ДР	19,524	8,07	9,16	1610	1167	6,94	0,243
Д, отсев	17,996	7,49	8,48	1606	1165	6,95	0,242
ГР,ГМ	22,151	9,20	10,09	1656	1200	7,18	0,243
Г, отсев	19,640	8,18	9,06	16,39	1188	7,12	0,243
Г, пром-продукт	17,661	7,345	8,14	1639	1180	7,11	0,244
ЖР	24,053	10,00	10,82	1674	1214	7,28	0,244
КР, отсев	25,011	10,483	11,11	16,95	1229	7,43	0,244
ОСР, отсев,	25,919	10,85	11,45	1702	1234	7,46	0,244
Ж, К, ОС, промпродукт	18,061	7,56	8,23	1657	1201	7,23	0,243
ТР	24,452	10,26	10,81	1702	1234	7,47	0,244
АШ, АСШ	22,704	9,57	10,03	1701	1233	7,52	0,247
Кокс	28,864	12,138	12,47	1731	1255	7,67	0,249

Учитывая, что все угли пригодны для использования при нагреве и зажигании аглошихты выбор угля должен производиться с учетом его физико-химических характеристик и механической прочности, которые

определяют температуру и время его зажигания, и дисперсность пылеугольного топлива.

Температура воспламенения угольных частиц даже для одной марки угля колеблется в значительных пределах. Так широко применяемый в теплоэнергетике антрацитовый штыб крупностью менее 0,05 мм при коэффициенте расхода воздуха  $\alpha$  от 1 до 3 воспламеняется при температуре 960-1260 °С. Температура воспламенения донецкого тощего угля - около 900 °С [3]. С увеличением выхода летучих температура воспламенения резко снижается, - при выходе летучих 30,% она равна 650-700 °С.

Механическая прочность топлива является одной из важнейших его характеристик, которая определяет способ помола угля с целью получения пыли. В условиях производства агломерата специальный помол углей или кокса не требуется, так как пыль в значительном количестве образуется в ходе дробления агломерационного топлива. Например, как установлено в результате проведенных на АМК исследований при дроблении коксовой мелочи образуется пыль крупностью менее 0,1 мм в количестве 1,0-1,5 % или 0,01-0,015 кг на кг топлива. При расходе топлива 60 кг / т агломерата выход пыли составляет 0,6-0,9 кг / т агломерата. Потребность же в пыли для нагрева и зажигания аглошихты составляет 0,75-0,80 кг / т агломерата, что меньше чем пыли образуется при дроблении.

Важным аргументом в пользу перехода на нагрев и зажигание агломерационной шихты сжиганием в горне пыли образующейся при дроблении топлива на аглофабрике является то, что, во-первых, наличие пыли в топливе отрицательно сказывается на процессе спекания агломерата, а во вторых, значительное ее количество поднимается в воздух, тем самым загрязняя атмосферу.

Применение отходов пластиков для нагрева и зажигания аглошихты привлекательно, но и проблематично. В последние годы резко возросло использование пластиков как в производстве, так и в быту. Повторное их использование для производства товарной продукции в большинстве случаев невозможно из-за того, что под воздействием солнечных лучей и при повторном нагреве структура пластиков изменяется и они становятся токсичными. Выбрасывание же пластиков на мусорные свалки приводит к загрязнению окружающей среды. В связи с этим, в настоящее время во многих странах мира ведутся активные исследования по применению пластмасс в агломерационном и доменном производствах.

Проблематичность использования пластмасс для нагрева и зажигания аглошихты связана с трудностями их дробления и особенно истирания.

Пластмассы по своим теплоэнергетическим характеристикам либо не уступают, либо превосходят известные теплоносители. Состоят они на 75-80 % из углерода и на 10-15 % водорода. Теплота сгорания пластмасс - 38-45 МДж / кг.

Расчет показывает, что при сжигании пластмасс в зажигательном горне агломашины достигаются такие же температуры и содержание свободного кислорода в отходящих газах, как и при сжигании коксовой пыли. Расход пластмасс при этом не превышает 0,5 кг / т агломерата.

#### **Выводы и направление дальнейших исследований.**

Из проведенного анализа следует, что наилучшие условия нагрева и зажигания аглошихты обеспечиваются при сжигании в зажигательном горне агломашины природного или коксового газа. В тоже время, с целью снижения себестоимости агломерата могут применяться смеси природного или коксового газа с доменным. Содержание доменного газа в смеси может быть не более 50-60 %. Перспективным является использование для нагрева и зажигания аглошихты угольной пыли и отходов пластмасс. При этом не только могут быть обеспечены требуемые условия зажигания шихты при улучшении условий труда на аглофабрике и снижении загрязнения окружающей среды.

В дальнейшем необходимо разработать технологию сбора угольной пыли по всему тракту подготовки топлива к агломерации и ее вдувания в зажигательный горн, а также разработать эффективный способ измельчения пластмасс. Следует также всесторонне изучить в лабораторных условиях особенности нагрева и зажигания аглошихты с использованием угольной пыли и пластмасс.

*Приведены результаты сравнения условий внешнего нагрева и зажигания агломерационной шихты при использованные разных топлив: природного газа, смеси коксового и доменного газа, пылеугольного топлива и мелко дробленого пластика.*

*Results of comparison of external heating and sinter burden are resulted at use of different kinds of fuel: natural gas, mix of coke and top gas, coal dust fuel and finely crushed plastic.*

### **Библиографический список.**

1. Сигов А.А. *Агломерационный процесс* /А.А. Сигов, В.А Шурхал-К.: “Техніка”, 1969, -232 с.

2. *Теплотехнические свойства топлив и шихтовых материалов черной металлургии. Справочник.* / Бабочкин В.М. и др. - М.: Металлургия, 1982, -152 с.

3. *Мадоян А.А. Эффективное сжигание низкосортных углей в энергетических котлах* / А. Мадоян, В.Н. Балтян, А.Н. Гречаный - М.: Энергоатомиздат, 1991, - 200 с.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Луценко В.А.*

*д. т. н., проф. Петрушов С.Н.,  
к. т. н., доц. Русанов И.Ф.,  
ассистент Лупанов Д.В.,  
студент Поливко И.В., студент Масляков Е.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ КРУПНОСТИ ТОПЛИВА НА ТРАКТЕ ЕГО ПОДГОТОВКИ К АГЛОМЕРАЦИИ**

*Представлені результати досліджень зміни гранулометричного складу різних видів твердого палива на тракті його підготовки до агломерації, що підтвердили доцільність використання вугілля марки АС як агломераційного палива.*

### **Проблема и её связь с научными и практическими задачами.**

Многочисленными исследованиями установлено, что на процесс спекания агломерата, его минералогический состав, структуру и текстуру существенное влияние оказывает крупность твердого топлива.

Согласно действующим на металлургических предприятиях технологическим инструкциям по производству агломерата, поступающее топливо подвергается измельчению до крупности 3 мм. При этом устанавливается, что после дробления массовая доля фракции +3 мм в топливе не должна превышать 5 %, а количество фракции менее 0,5 мм должно быть минимально возможным.

**Анализ исследований и публикаций.** Как следует из анализа описанных в литературе результатов лабораторных и промышленных спеканий агломерата многими исследователями, такая крупность топлива не является оптимальной [1,2,3]. В тоже время до настоящего времени однозначно не установлено, какая крупность является оптимальной. Связано это с тем, что приводимые в литературе данные отражают различные точки зрения о влиянии крупности твердого топлива на качество агломерата и технико-экономические показатели его производства и даже противоречат друг другу. Так до настоящего времени не установлено, какое топливо лучше – мелкое, крупностью меньше 3,2 или 1 мм, или крупное – свыше 3 мм и до 5 мм. Причина этого в том, что хорошие результаты спекания агломерата одни исследователи получали, применяя мелкое топливо, другие – крупное. Аналогично не установлено и требование по содержанию в топливе пылеватых фракций крупностью менее 0,5 мм.

Учитывая сказанное, можно сделать вывод, что требования к крупности топлива должны устанавливаться с учетом конкретных условий работы предприятия и при этом они не должны быть однозначными, а изменяться в зависимости от вида, соотношения и качества спекаемых материалов в шихте.

Из вышеизложенного следует, что вопросам изучения закономерностей изменения крупности различных видов твёрдого топлива в агломерации не уделялось и не уделяется должного внимания.

**Постановка задачи.** Целью настоящей работы является изучение изменения гранулометрического состава различных видов твёрдого топлива в условиях действующего агломерационного производства.

#### **Изложение материала и его результаты.**

Особое внимание в данной работе было обращено на изучение свойств и изменения гранулометрического состава нового для агломерации вида твёрдого топлива – угля марки АС (антрацитового семечка). Изучены физические и химические свойства различных видов топлива.

Плотность антрацитового семечка составляет 1,8-2,0 т/м<sup>3</sup> то есть он примерно в два раза тяжелее коксовой мелочи и соответственно занимает в 2-2,5 раза меньший объем в слое, чем коксовая мелочь. Его использование в качестве твердого топлива требует более тщательного смешивания и усреднения агломерационной шихты.

Зольность АС колеблется в пределах 8,5-11,0 %. По сравнению с антрацитовым штыбом и коксовой мелочью низкая зольность свидетельствует о более высоком содержании углерода, количество которого в АС находится в пределах 85-88 %. Соответственно и теплотворная способность АС выше, чем у известных видов топлива и составляет 34-36·10<sup>3</sup> МДж/кг. Использование АС должно привести к снижению расхода твердого топлива.

Особенностью АС является его относительно низкое удельное сопротивление и высокая микротвердость, что требует более высоких затрат при измельчении до фракции менее 3 мм.

При проведении исследований на различных участках тракта подготовки топлива отобраны пробы массой по 5-6 кг каждая: из приёмных бункеров, после предварительного дробления в молотковой дробилке, в отделении дробления на выходе из четырёхвалковых дробилок, работавших без проточки и проточкой валков, в шихтовом отделении при поступлении топлива в шихту.

После сушки все отобранные пробы были рассеяны на фракции на ситах с размером ячейки 3, 5, 10 и 15 мм. Результаты проведенного ситового анализа приведены в таблице 1. Установлено, что при практически одинаковой средней крупности угля АС и коксовой мелочи

(для угля  $d_{cp}$  равно 9,6 мм, а для КМ – 9,3 мм) уголь более неоднороден по крупности – коэффициент вариации размера кусков для угля равен 0,85, а для КМ - 0,71. При этом в угле содержится 1,5-2,0 % фракции менее 3 мм, а в КМ – до 13 %. В обоих видах топлива преобладают фракции более 10 мм, их содержание превышает 50 %.

Таблица 1 – Ситовый анализ отобранных проб топлива

Место отбора	Вид топлива	Масса пробы	Содержание фракций, мм, %					$d_{cp}$	$v$
			<3	3-5	5-10	10-15	>15		
Бункера ОПТ	АС	5,50	22,43	13,48	25,48	15,95	22,66	10,1	0,916
	АС	6,62	24,54	14,51	26,47	15,59	18,90	9,1	0,825
	КМ	4,70	15,72	14,26	31,92	20,34	17,77	9,3	0,711
После дробления на МД	АС	5,30	25,94	18,49	32,36	14,90	8,30	6,9	0,773
	КМ	5,00	23,14	18,16	33,73	16,16	8,82	7,2	0,738
	смесь	5,45	24,88	17,16	30,96	15,76	11,24	7,5	0,802

После дробления на молотковой дробилке средняя крупность обоих видов топлива уменьшается одинаково, примерно в 1,3 раза. Однако при дроблении КМ крупные фракции размером более 15 мм разрушаются сильнее, и их количество уменьшается почти в 2,5 раза. При дроблении угля количество этих фракций уменьшается только в 1,5 раза. В тоже время при дроблении угля сильно разрушается фракция 10-15 мм. Ее содержание в продукте дробления снижается почти в 2 раза.

Для анализа процесса дробления агломерационного топлива представляет интерес не только содержание в продукте дробления крупных фракций, но и содержание мелких. В связи с этим, выделенная из всех проб фракция менее 3 мм была рассеяна на стандартном наборе круглых сит. Результаты приведены в таблице 2. Здесь же приведены результаты рассевов проб смеси топлив, отобранных после дробления на четырехвалковых дробилках в отделении дробления топлива и в шихтовом отделении.

Анализ полученных данных показывает, что в исходной коксовой мелочи содержится намного больше пылеватых фракций, чем в угле.

На последней стадии подготовки топлива после дробления на дробилке с проточенными валками средняя крупность топливной смеси оказалась равна 1,3 мм, а на дробилке, требующей проточки валков - 2,0 мм. В результате того, что дробление топлива производится одновременно на 2-3 дробилках, имеющих различное состояние



поверхности валков, средняя крупность топлива в шихтовом отделении равна почти 1,6 мм при содержании в топливе до 20 % фракции более 3 мм и содержании пылеватых фракций размером меньше 0,5 мм в количестве свыше 15 %.

После дробления АС дробилкой с проточенными валками оно оказалось самым крупным из всех видов топлива (табл. 2). Фракции более 2,5 мм в нём оказалось около 30 %, а количество мелочи до 0,5 мм чуть более 20 %.

Таблица 2 – Ситовый анализ отобранных проб мелкого топлива

Место отбора	Вид топлива	Содержание фракций, мм, %								d <sub>ср</sub>	v
		<0,05	0,05-0,1	0,1-0,2	0,2-0,4	0,4-0,63	0,63-1,6	1,6-2,5	>2,5		
Бункера ОПТ	АС	0,37	5,40	13,39	9,84	5,62	31,21	34,17		1,13	1,211
	АС	0,17	3,07	11,95	7,99	10,41	28,03	33,37		1,20	1,188
	КМ	0,56	3,20	6,86	11,24	16,86	37,66	23,61		1,04	1,199
После дробления на МД	АС	0,04	2,83	6,02	7,36	5,58	29,47	48,69		1,39	1,129
	КМ	0,04	4,65	9,36	10,24	13,18	36,63	25,91		1,05	1,026
	смесь	0,46	1,15	3,06	9,33	10,7	38,99	36,31		1,27	1,137
ВД № 2	смесь	1,82	3,52	10,32	14,20	11,53	29,25	20,51	8,86	1,30	0,817
ВД №4	смесь	0,22	2,18	5,78	16,51	6,23	21,13	14,57	33,37	2,04	0,924
Шихтовое отделение	смесь	0,14	0,63	4,85	10,57	13,71	28,58	21,43	20,09	1,57	0,807
	АС	1,0	0,3	8,1	10,8	11,2	22,6	16,2	29,8	1,61	0,614

Существенное отличие гранулометрического состава АС от коксовой мелочи, антрацитового штыба и их смеси должно изменить распределение его по гранулам и высоте слоя шихты и привести к перераспределению теплового потока по высоте слоя агломерируемой шихты.

Для определения закономерностей дробления топлива КМ и АС в лаборатории ДонГТУ проведено дробление проб с заданным ситовым составом. Всего было подробно по 9 проб каждого из топлив. Исходный ситовый состав проб характеризовался средней крупностью кусков равной 9, 10 и 11 мм. Неоднородность ситового состава проб характеризовалась коэффициентами вариации размера кусков равными 0,6; 0,7 и 0,8 мм. Пробы составлялись из отдельных фракций по

определенной методике.

Пробы дважды дробились на щековой дробилке с щелью 5 мм. После дробления пробы рассеивались на стандартном наборе круглых сит с квадратной ячейкой. По результатам рассевов проб вычислялись обобщенные характеристики их ситового состава – средний размер кусков  $d_{cp}$  и коэффициент вариации размера кусков  $v$ . Результаты расчета этих характеристик приведены в таблице 3.

Таблица 3 - Обобщенные характеристики дробленых топлив

Исходные характеристики		Характеристики после дробления			
		Коксовая мелочь		Уголь АС	
$d_{cp}$	$v$	$v$	$d_{cp}$	$v$	$d_{cp}$
9	0,6	1,3086	2,7679	1,1247	2,3034
10	0,6	1,3555	2,9808	1,1280	2,0569
11	0,6	1,3329	3,0233	1,0933	1,9612
9	0,7	1,2788	2,6279	1,0933	2,0561
10	0,7	1,3187	2,7033	0,9647	1,5887
11	0,7	1,2787	2,7366	1,0656	2,1012
9	0,8	1,16111	2,3537	1,0296	1,9596
10	0,8	1,2108	2,3177	1,0232	1,9534
11	0,8	1,2690	2,5870	0,9595	2,3302

Как следует из полученных данных, уголь АС дробится в большей степени, чем коксовая мелочь. При одинаковом исходном ситовом составе средняя крупность дробленого угля в среднем в 1,32 раза меньше, чем коксовой мелочи.

В тоже время дробленный уголь более однороден по крупности – коэффициент вариации размера кусков угля в среднем в 1,24 раза ниже, чем кусков коксовой мелочи.

В результате проведенных исследований установлено, что коксовая мелочь и уголь марки АС дробятся по существенно отличающимся законам. Так, если при дроблении коксовой мелочи ситовый состав продукта дробления в значительной степени определяется крупностью и однородностью исходного топлива, то при дроблении угля АС такая зависимость пока что не установлена.

Различия наблюдаются и при анализе других параметров, характеризующих процесс дробления. Очевидно, это является следствием того, что куски коксовой мелочи и угля имеют различную структуру.

Коксовая мелочь, являясь продуктом разрушения более крупных кусков кокса, имеет однородную аморфную структуру и обладает достаточно высокой прочностью. Уголь марки АС имеет слоистую структуру. При дроблении куски угля разрушаются на мелкие частицы – пластинки или призмы.

В тоже время уголь обладает высокой микротвердостью и при дроблении меньше истирается, чем коксовая мелочь. Поэтому в результате его дробления получается более однородный по ситовому составу продукт.

**Выводы и направление дальнейших исследований.** В результате проведенных исследований установлено, что при дроблении угля марки АС получается продукт по ситовому составу более однородный, чем при дроблении коксовой мелочи. Учитывая его химический состав и теплотехнические характеристики, он может эффективно использоваться при агломерации железных руд и концентратов.

При этом необходимо установить оптимальную крупность угля, которая позволяла бы спекать качественный агломерат при минимальных затратах топлива.

*Представлены результаты исследований изменения гранулометрического состава различных видов твёрдого топлива на тракте его подготовки к агломерации, подтвердивших целесообразность использования угля марки АС в качестве агломерационного топлива.*

*The results of researches of change of granulometric composition of different types of hard fuel on the highway of its preparation to agglomeration, confirming expedience of the use of coal of the brand ACE as an sintering fuel, are represented.*

**Библиографический список.**

1. Вегман Е.Ф. Теория и технология агломерации. / Е.Ф. Вегман. – М.: Металлургия, 1974. – 286 с.
2. Сигов А.А. Агломерационный процесс. / А.А. Сигов, В.А. Шурхал – К.: Техника, 1969. – 232 с.
3. Петрушов С.Н. Современный агломерационный процесс: Монография. / С.Н. Петрушов. – Алчевск: ДонГТУ, 2006. – 357 с.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Луценко В.А.*

*д. т. н., проф. Кравченко В.М.  
(ПГТУ, г. Мариуполь, Украина)  
к. т. н., доц. Сидоров В.А.  
(ДНТУ, г. Донецк, Украина)*

## ТЕХНИЧЕСКОЕ СОСТОЯНИЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

*Розглянуто визначення терміну «технічний стан», частіше з всього використовуємого при діагностуванні механічного обладнання. Визначені основні аспекти використання та приведені категорії розпізнавання для видів технічного стану.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

В настоящее время термин «техническое состояние», наиболее употребляемый в технической диагностике, не имеет однозначного прочтения. Это обуславливает недостаточную точность при решении практических диагностических задач и не позволяет сформировать основы технической диагностики как науки.

**Анализ исследований и публикаций.** В рассмотренных работах [1...4] термин «техническое состояние» имеет различное толкование. О существовании данной проблемы указывается в работе [1], однако предложенное решение не удовлетворяет современным требованиям стратегий технического обслуживания и ремонта механического оборудования.

**Постановка задачи.** Необходимым является разработка и обоснование научного термина «техническое состояние».

**Изложение материала и результаты.** Следует согласиться с утверждением, приведенным в работе [1] о том, что в нынешнем состоянии техническая диагностика не обладает необходимыми чертами отдельной и целостной научной дисциплины: трудно определить ее объект, цели и методы. Одна из причин – употребление нечеткого термина «техническое состояние». Для ответа на этот вопрос рассмотрим общепризнанные определения технической диагностики.

В работе [2] приведено определение технической диагностики, как науки о распознавании состояния технической системы.

В работе [3] приведено расширенное определение технической диагностики – область знаний о распознавании состояния технических систем (объектов), исследующая формы проявления технического состояния, разрабатывающая методы и средства его определения. Во многих работах отсутствует определение технической диагностики как

науки, но цели и задачи определяются однотипно: оценка технического состояния; прогнозирование изменения технического состояния; определение причин разрушения или поломки.

В основополагающих работах Биргера И.А., Гельфандбейна Я.И., Ключева В.В., Мозгалева А.В., Павлова Б.В., Попкова В.И., Пархоменко П.П. – акцент сделан на способы получения информации, приемы ее обработки, алгоритмы поиска дефектов, частные задачи типовых узлов и механизмов.

Таким образом, основополагающим понятием технической диагностики как науки является понятие технического состояния. В работе [4] совокупность внутренних свойств машины в некоторый момент времени называется ее состоянием. Техническое состояние восстанавливаемых механических систем должно указывать на необходимость восстановления работоспособного состояния системы.

Процесс функционирования механизма определяют не только внутренние свойства элементов механизма. На работоспособность механической системы влияют равнозначно прикладываемые силы, и качество технического обслуживания. Именно эти три фактора: внутренние свойства элементов, прикладываемые силы, качество технического обслуживания и ремонта определяют такое понятие как техническое состояние. Проявление технического состояния возможно в виде отказов (поломок) деталей или с позиций технической диагностики - в виде изменения диагностических параметров.

В работе [3] техническое состояние определено как совокупность признаков (параметров), характеризующих изменение свойств объекта в процессе эксплуатации (также испытаний после изготовления или ремонта), установленных нормативно-технической документацией.

Непогрешимость нормативно-технической документации очень часто вызывает сомнения, особенно по отношению к машинам и механизмам единичного изготовления. Выбор оптимальных диагностических параметров – сложная теоретическая задача пока не имеющая обоснованных решений. В тоже время, выбранные диагностические параметры должны отражать характер прикладываемых сил, внутренние характеристики элементов и качество технического обслуживания, полагая при этом смазку, регулировку и качество ремонта. Следующей задачей является принятие решения на основе совокупности диагностических параметров. Возможно использование интегральных оценок, либо поиска «слабого звена».

В работе [5] указывается на отставание теоретической базы технической диагностики механического оборудования и в первую очередь таких положений как выбор номенклатуры диагностических параметров, определяющих техническое состояние оборудования и его

отдельных элементов. Предложено следующее определение – техническое состояние есть свойства объекта (механизма или его элемента) в данный момент эксплуатации, приобретенные им в результате предшествующего воздействия на него рабочих нагрузок, окружающей среды и процессов, происходящих при взаимодействии с сопряженными ним объектами.

Для восстанавливаемых механических систем задача обеспечения работоспособности часто сводится к определению методов и сроков ремонтных воздействия в рамках принятой системы технического обслуживания и ремонта. Поэтому, с практической стороны знание технического состояния необходимо для принятия решения о необходимости и сроках мероприятий по восстановлению или поддержания работоспособности технической системы (объекта) на должном уровне.

В работе [3] определена связь между техническим состоянием и техническим обслуживанием и ремонтом, принятая в практике технической эксплуатации морского флота. Хорошее состояние – техническое обслуживание и ремонт не требуется. Удовлетворительное – осуществляется контроль технического состояния с сокращенной периодичностью. Неудовлетворительное – проводится техническое обслуживание или ремонт. Аварийное – немедленная остановка, проведение технического обслуживания или ремонта.

Стандарт ИСО 10816 [6] определяет зоны вибрационного состояния, которые соответствуют срокам проведения ремонта. Зона А – новые машины, только что введенные в эксплуатацию. Зона В – машины, пригодные для дальнейшей эксплуатации без ограничения сроков. Зона С – машины, непригодные для длительной эксплуатации, данные машины могут функционировать ограниченный период времени, пока не появится подходящая возможность проведения ремонтных работ. Зона D – уровни вибрации в данной зоне рассматривают как достаточно серьезные, для того чтобы вызвать повреждение машины.

Сложилась ситуация когда практическое использование данных о техническом состоянии нашло реализацию в нормативной и справочной литературе, а терминология не отвечает изменившимся требованиям. В настоящее время, становится все более обоснованным переход на техническое обслуживание оборудования по фактическому состоянию. Однако, предлагаемые толкования технического состояния не в полной степени удовлетворяют требованиям стратегий использующих данные о фактическом состоянии оборудования.

Сформулируем понятия технического обслуживания и ремонта применительно к восстанавливаемым механическим системам.

Техническое обслуживание – комплекс операций направленных на поддержание работоспособности технической системы на заданном уровне надежности (безотказности, долговечности) осуществляемый постоянно в течение срока службы или периодически. Осуществляется без разборки механизма и может включать операции по затяжке резьбовых соединений, смазке, очистке, осмотру механизма.

Ремонт – операции по восстановлению работоспособности механической системы, осуществляемые при замене или восстановлении отдельных элементов. Текущий ремонт предполагает замену быстроизнашивающихся (относительно срока службы всей системы) элементов. Капитальный ремонт направлен на практически полное восстановление работоспособности объекта до исходных показателей путем замены и восстановления посадочных поверхностей базовых деталей. Заключительная операция после ремонта – регулировка: зазоров, пятен контакта, уравновешенности, соосности определяет характеристики механизма при дальнейшей эксплуатации.

Предлагается следующее определение технического состояния как степени необходимости восстановления работоспособности системы. Категории технического состояния будут иметь следующую интерпретацию. Хорошее состояние – ремонт и дополнительное техническое обслуживание не требуется. Удовлетворительное состояние – ремонт и техническое обслуживание выполняются по графику. Плохое состояние наступает при необходимости проведения дополнительных работ по поддержанию или восстановлению показателей работоспособности путем выполнения внепланового ремонта или технического обслуживания. Аварийное состояние требует принятия незамедлительных мер - необходим срочный ремонт, возможен непредсказуемый переход в неработоспособное состояние. Это позволит сформулировать нормативно-техническую базу стратегии технического обслуживания осуществляемую исходя из знания фактического состояния.

Данное определение технического состояния позволяет сформулировать основные критерии различения технических состояний системы. Классическая теория технической диагностики изначально предполагает установление связи между пространством состояний и пространством диагностических признаков. Для этого формулируются условия разбиения множества  $W$  на подмножества: исправных  $W_1$  и неисправных  $W_2$  состояний; определяется критерий для оценки работоспособности объекта диагностики (различение состояний в подмножестве  $W_1$ ); устанавливаются признаки возникших неисправностей (различение состояний в подмножестве  $W_2$ );



устанавливаются соответствия между пространством состояний  $W$  и пространством диагностических признаков  $D$  [7].

Традиционный подход к определению технического состояния механизма, в общем, аспекте решения задач технической диагностики, в первую очередь предполагает поиск неисправностей, то есть различение состояний в подмножестве  $W_2$  [3]. С этой целью строится диагностическая модель, составляется словарь неисправностей, определяются диагностические признаки и так далее. Поиск неисправностей ведется по выбранным диагностическим признакам в зоне предполагаемых значений. Определяющим становится не количество и вид неисправностей, а количество возможных проявлений неисправностей, имеющее в несколько раз большее количество. Увеличивается число диагностических параметров, усложняются диагностические модели, растет количество обрабатываемой информации. Это усложняет процесс постановки правильного диагноза.

Практический же аспект технического диагностирования требует не только постановки диагноза, а выдачи четких рекомендаций по техническому обслуживанию и ремонтным воздействиям. Более целесообразным, решение задачи может быть найдено путем различения состояний в подмножестве исправных состояний  $W_1$ . Следует получить критерии для оценки работоспособности объекта диагностики, заменив бесконечное множество исправных состояний  $W_1$  конечным множеством различимых состояний  $N_1$ .

Основанием для решения может послужить ограниченное число реальных ремонтных воздействий применительно к конкретному механизму. Перечень ремонтных воздействий включает: регулировку, подачу смазки, затяжку резьбовых соединений, замену быстроизнашиваемых деталей и восстановление корпусных деталей. Необходимость каждого воздействия возможно определить несколькими решающими правилами, сопоставив их с ограниченным числом диагностических признаков. Соответственно, отсутствие проявлений признаков определит критерии (аксиомы) работоспособности.

Работоспособное состояние механизма характеризуется следующими признаками: низким уровнем вибрации и шума; плавностью работы, отсутствием толчков и ударов при изменении направления вращения; температурой корпуса не превышающих предельных значений; отсутствием раскрытия стыка корпусных деталей и затянутыми резьбовыми соединениями; отсутствием подтекания масла. В целом работоспособное состояние узлов и деталей определяется: отсутствием трещин; отсутствием повреждений сопрягаемых элементов; определенными параметрами шероховатости

рабочих поверхностей; наличием оптимальных зазоров сопрягаемых деталей.

**Выводы и направление дальнейших исследований.**

Приведенные положения по термину «техническое состояние» позволяют сформулировать нормативно-техническую базу стратегии технического обслуживания осуществляемую исходя из знания фактического состояния.

Появляется возможность расчета границ различения технического состояния механизма используя методы математического моделирования неисправных состояний. Полученные результаты могут послужить основанием для нормирования вибрационных и диагностических параметров.

*Рассмотрено определение термина «техническое состояние», наиболее часто используемого при диагностировании механического оборудование. Определены основные аспекты использования и приведены категории различения для видов технического состояния.*

*Definition of the term « a technical condition », most frequently used is considered at diagnosing mechanical the equipment. The basic aspects of use are determined and categories of distinction for degrees of product availability are resulted.*

### **Библиографический список.**

1. Логов А.Б., Замираев Р.Ю. Математические модели диагностики уникальных объектов. – Новосибирск: Изд-во СО РАН, 1999. – 228 с.

2. Биргер И.А. Техническая диагностика. – М.: «Машиностроение», 1978. – 240 с.

3. Голуб Е.С., Мадорский Е.З., Розенберг Г.Ш. Диагностирование судовых технических средств: Справочник. – М.: «Транспорт», 1993. – 150 с.

4. Павлов Б.В. Кибернетические методы технического диагноза. – М.: «Машиностроение», 1966. – 195 с.

5. Зданевич В.Е. Техническое диагностирование механического оборудования подъемно-транспортных установок горнодобывающих предприятий // *Металлургические процессы и оборудование*, 2005, №2 – С.74 - 78

6. ГОСТ ИСО 10816 – 1 - 97. Вибрация. Контроль состояния машин по результатам измерений вибрации на невращающихся частях. Часть 1. Общие требования. - Введ. 01.07.99. - Минск: ИПК изд-во стандартов, 1998. — 18 с.

7. Введение в техническую диагностику / Под ред. К.Б. Карандеева. - М.: Энергия, 1968. - 224 с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Финкельштейном З.Л.*

*д. т. н., проф. Кравченко В.М.  
(ПГТУ, г. Мариуполь, Украина)  
к. т. н., доц. Сидоров В.А.  
(ДНТУ, г. Донецк, Украина)*

## **АНАЛИЗ ПРИЧИН НЕИСПРАВНОСТЕЙ В РАБОТЕ ПРИВОДА ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ХОЛОДИЛЬНИКА МНЛЗ**

*Приведено результати аналізу причин несправностей у роботі приводу переміщення холодильника МБЛЗ.*

Для охлаждения литых слитков, полученных на МНЛЗ, используется холодильник с шагающими балками (рисунок 1). Конструкция холодильника включает: неподвижные балки; подвижные балки, соединенные форкопфом; восемь гидроцилиндров вертикального подъема подвижных балок; четыре гидроцилиндра горизонтального перемещения подвижных балок. Крепление гидроцилиндров осуществляется при помощи кронштейнов, имеющих резьбовые соединения с опорными и перемещаемыми поверхностями [1].

В исходной позиции слиток опирается на неподвижные балки. Для перемещения слитка подвижные балки совершают последовательно вертикальное, а затем горизонтальное перемещение. После опускания подвижных балок слиток устанавливается на неподвижные балки. Подвижные балки движутся вверх при помощи вертикальных гидроцилиндров и поднимают груз выше уровня неподвижных балок. Перемещаются подвижные балки при помощи горизонтальных гидроцилиндров. Рабочий ход предполагает подъем и перемещение слитков. Холостой ход происходит после опускания и возврата подвижных балок для обеспечения дальнейшего продвижения слитка [2].

Для анализа отказов использованы записи агрегатного журнала участка механического оборудования МНЛЗ с декабря 1999 года по февраль 2006 года. Анализ отказов выполнен по рекомендациям, приведенным в работе [3]. Основные виды отказов по элементам гидропривода холодильника МНЛЗ – утечки в результате выхода из строя уплотнений, штуцеров и фланцевых соединений маслопроводов, загрязнения фильтрующих элементов; ослабление и разрушение резьбовых соединений креплений гидроцилиндров и кронштейнов. Визуальный осмотр не позволяет эффективно выявить повреждения резьбовых соединений; затяжка резьбовых соединений при помощи

гидравлического инструмента не исключает случаев разрушения болтов крепления кронштейнов.

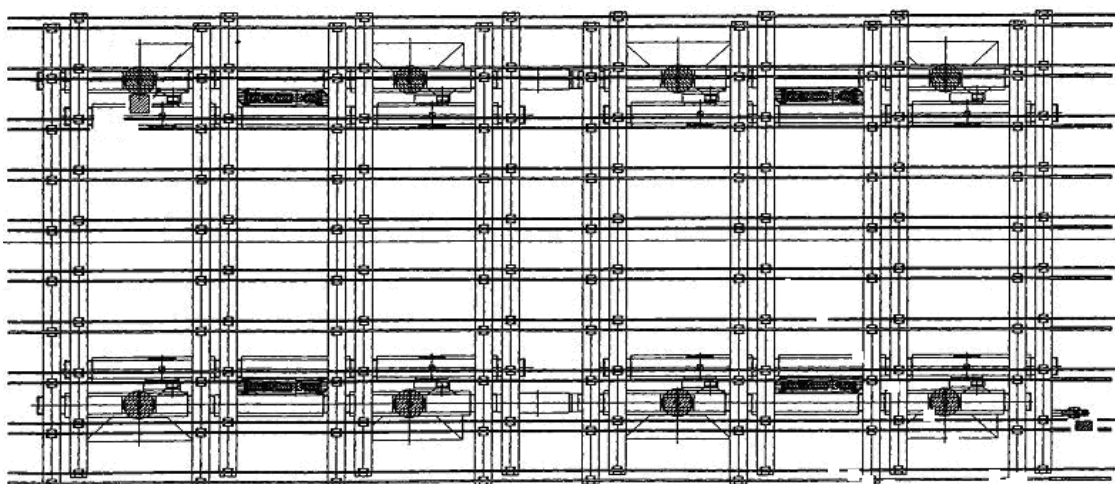
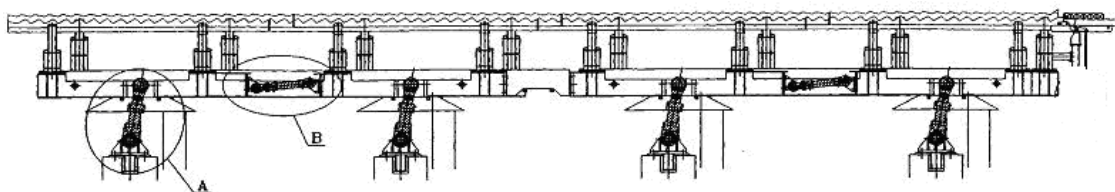


Рисунок 1 - Холодильник с шагающими балками для охлаждения слитков, полученных на МНЛЗ

Проведенная сортировка отказов по времени (рисунок 2), позволяет определить тенденцию в развитии среднегодового числа отказов (рисунок 3). Увеличение среднегодового числа отказов позволяет утверждать о накоплении нерешенных проблем при эксплуатации данного оборудования.

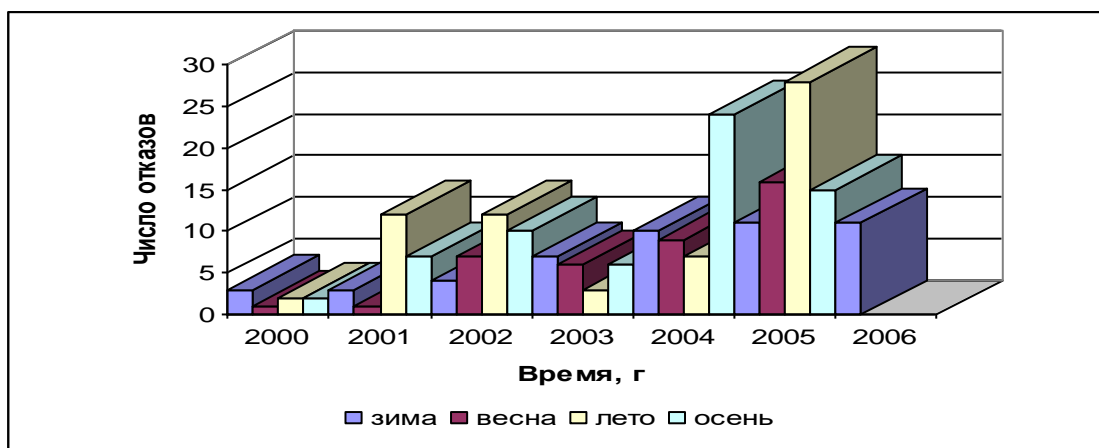


Рисунок 2 – Временное изменение числа отказов холодильника

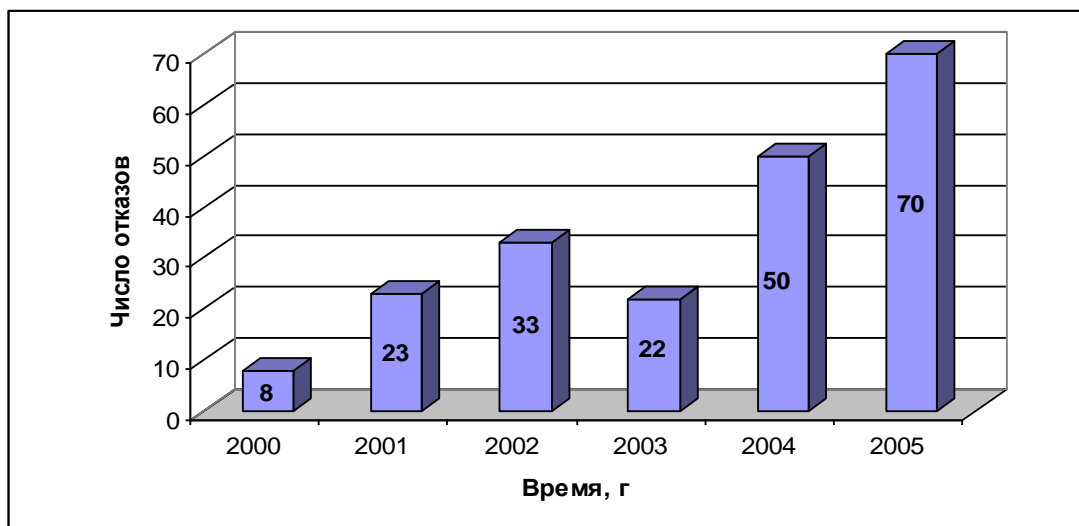


Рисунок 3 – Увеличение среднегодового числа отказов

Общее число отказов и нарушений режимов работы за рассматриваемый период составляет 216 событий. В среднем - 36 за год. Внезапные отказы, характерные для данного оборудования, могут приводить к внеплановым простоям оборудования (до 6,5 часов). Наибольшее число отказов произошло за последние два года. Увеличенное число отказов отмечено в 2002 году, одинаковое число – в 2001 и 2003 годах. Наименьшее число отказов произошло в 2000 году. Изменение числа отказов имеет нарастающий волнообразный характер. Явно выраженный рост количества отказов указывает на ускоренный процесс старения элементов оборудования. Однако, порядок отказов одинаков. Возможно, не все события зарегистрированы в агрегатном журнале. Употребляемые термины и словосочетания не всегда позволяют представить однозначную картину произошедшего события.

Время между отказами вначале составляло 5 месяцев. Далее временной интервал между отказами сократился до 3-х месяцев. Уменьшение временного интервала указывает на интенсификацию процессов разрушения элементов оборудования и возможное изменение характера последующих отказов. Отказы группируются по сезонам – осень, весна. Наибольшая вероятность отказа – окончание летней компании (осень), начало года или весна. Это зависит от загруженности оборудования.

Гистограмма, приведенная на рисунке 4, характеризует распределение числа отказов от расположения гидроцилиндров. Анализ гистограммы показывает, что наибольшее число отказов произошло на гидроцилиндре №1, одинаковое число отказов – на гидроцилиндрах №2 и №4, наименьшее число отказов – на гидроцилиндре №3. Это связано с температурным режимом работы оборудования.

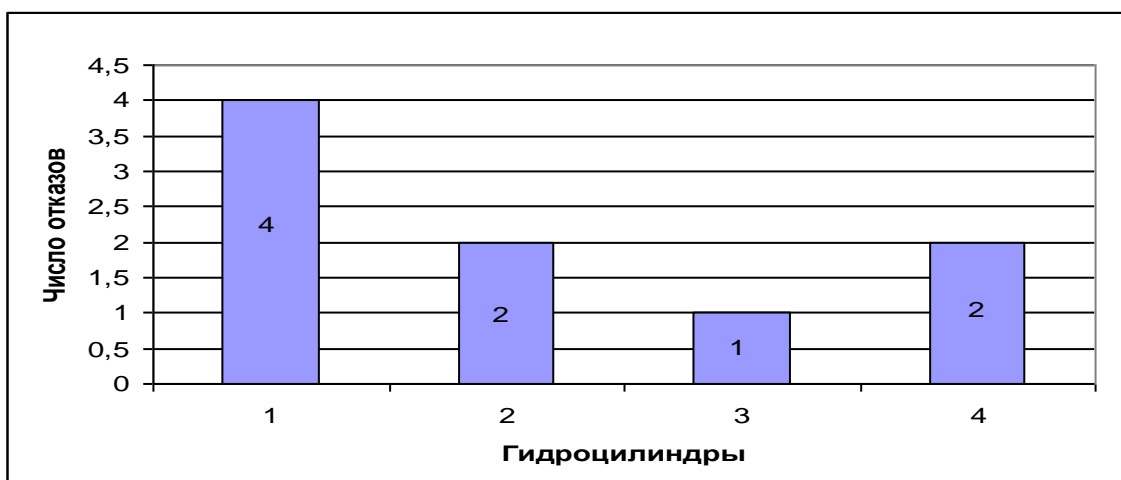


Рисунок 4 – Гистограмма отказов по гидроцилиндрам продольного перемещения холодильника

Расположение гидроцилиндров горизонтального перемещения и значения температуры по местам установки приведены на рисунке 5.

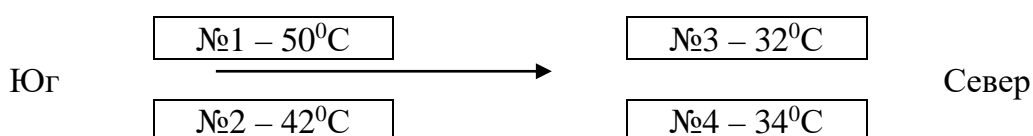
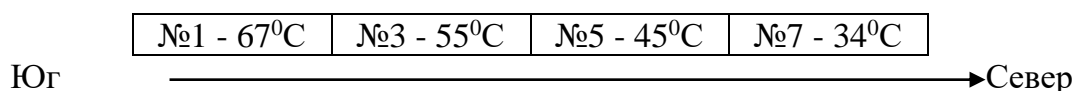


Рисунок 5 – Расположение гидроцилиндров и значения температуры по болтам крепления кронштейнов

Гистограмма указывает, что число отказов гидроцилиндров №2 и №4 одинаково. Это свидетельствует о наличии других факторов, влияющих на безотказную работу гидропривода. Наибольшее число отказов произошло в горячей зоне. Горячие слитки, поступающие для охлаждения, создают температурные нагрузки, способствующие интенсификации процессов разрушения. Далее слитки, охлаждаясь, попадают в зону низкой температуры - число отказов сокращается.

Аналогичные выводы можно сделать для гидроцилиндров вертикального перемещения. Распределение температур корпусов гидроцилиндров вертикального перемещения, показано на рисунке 6.



№2 - 65 <sup>0</sup> С	№4 - 52 <sup>0</sup> С	№6 - 42 <sup>0</sup> С	№8 - 32 <sup>0</sup> С
------------------------	------------------------	------------------------	------------------------

Рисунок 6 – Распределение температуры по корпусам гидравлических цилиндров вертикального перемещения

Основным и наиболее частым видом нарушения режима работы гидропривода холодильника, является наличие утечек. Количество таких отказов за последние пять лет, возросло (рисунок 7). Начиная с 2001 года, среднее число отказов из-за утечек сохраняется на уровне 23 в год. К ним относятся утечки, связанные с трещинами маслопровода (брак при изготовлении), некачественной обваркой трещин, неудовлетворительной затяжкой фланцевых соединений, обрывами рукавов и т.д.

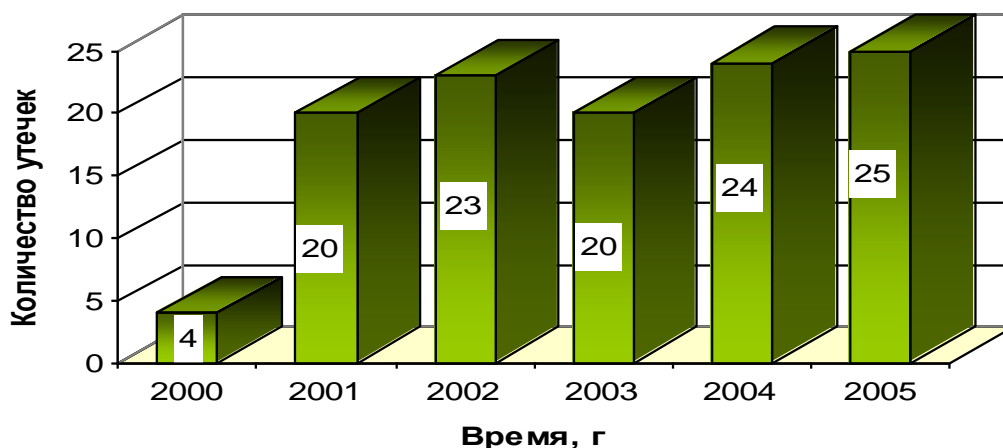


Рисунок 7 – Гистограмма распределения количества утечек в гидроприводе холодильника по времени

Причиной утечек может быть использование некачественных уплотнений, перепадов давления рабочей жидкости в системе гидропривода, которые могут быть вызваны загрязнением фильтроэлементов на различных участках, несвоевременной заменой. Основным в гидроприводе является качество применяемой рабочей жидкости, которая в процессе эксплуатации оборудования теряет свои качества – загрязняется, что обуславливается средой, в которой работает оборудование, квалификацией технического персонала, неизбежным износом элементов оборудования. Причиной появления утечек может быть возникновение в системе привода гидравлических ударов или не синхронность срабатывания гидроцилиндров холодильника.



Анализ распределения общего количества отказов по элементам гидропривода.

1. Гидростанция – 29,2 %. В течение 2003 – 2005гг. в среднем число отказов составляет 10 в год. В период с 2000 - 2003 гг. их практически не наблюдалось.

2. Фильтроэлементы – 28,3 %. Отказы фиксировались каждый год, за исключением 2002г. Число отказов возросло в 2004г (10) и 2005г (18), в период с 2000 по 2004 их количество не превышало 3-х в год.

3. Маслопроводы – 15 %. Число отказов возросло за последние два года.

4. Гидроаккумуляторы – 12,5 %. Отказы имели место каждый год, за исключением 2003г.

5. Гидроцилиндры горизонтального перемещения – 7,5 %.

6. Гидроцилиндры вертикального перемещения – 5 %. Отказы наблюдаются в течение последних двух лет (2004 г. – 1, 2005 г. – 5).

7. Резьбовые соединения – 2,5 %. Отказы наблюдались на протяжении всего периода эксплуатации, наибольшее число в 2004 и 2005 гг.

Наиболее частые виды ремонтных воздействий холодильника МНЛЗ.

1. Замена участков маслопровода имела место каждый год. В 2002 г. объем этого вида работ возрос до 11 раз в год и продолжает расти (2005 г. – 21) – 31,5%.

2. Замена фильтров проводится ежегодно. Наиболее часто фильтры меняли в 2004 г. – 10 раз и в 2005г – 27 раз. 22% всех ремонтных работ.

3. Замена уплотнений проводится ежегодно в разном объеме: резкий рост в 2001 г. (10 раз), затем спад и снова рост до 4-х раз в 2005г – 13%.

4. Обварка трещин проводится ежегодно не более 3-х раз в год – 6%.

5. Замена насоса – 6%. В течение 2000 – 2002 гг. замен не проводилось. В 2003 г. - 1 замена, в 2005 г. – 8 замен.

6. Замена мембран гидроаккумуляторов проводилась ежегодно за исключением 2003 г. и составляла не более 3-х раз в году – 4%.

7. Замена перемычек до 2003 г. не делалась, но последние три года имеет место не более 4-х раз в году – 4%.

8. Замена болтов имеет место последние два года (1,5%). Этот вид работ довольно редок, однако о нем необходимо упомянуть, т.к. поломка болтовых соединений – это серьезный вид отказов, приводящий к появлению других отказов и многочасовым простоям оборудования.

В процессе эксплуатации холодильника отмечены разрушения болтов М24 крепления крышки гидроцилиндров горизонтального перемещения и М30 крепления кронштейнов гидроцилиндров горизонтального перемещения подвижных балок.

### **Анализ параметров движения холодильника МНЛЗ**

1. Холодильник с шагающими балками имеет следующий рабочий цикл: подъем заготовок, продвижение заготовки вперед на один шаг, опускание заготовки, возврат в исходное положение. Благодаря особой форме поверхности шагающей балки заготовка разворачивается на  $90^{\circ}$  в ходе каждого цикла. Заготовка подвергается равномерному охлаждению и все четыре поверхности проходят по шагающим балкам.

2. Фактический цикл движения включает этапы: движение вверх, движение вперед, торможение, период колебаний, движение вниз, движение назад, торможение, возвращение в исходную позицию.

3. Временные рамки этапов не стабильны. Отмечаются различия времени движения по гидроцилиндрам горизонтального перемещения от 3,8 с. до 4,2 с.

4. Временной сигнал виброускорения зарегистрированный по перемещаемым кронштейнам гидроцилиндров №3 и №4 северной стороны имеет четко выраженную границу этапа "колебаний" (рисунок 8). После замены болтов на кронштейнах сигналы виброускорений резко изменились, высокочастотные колебания исчезли. Замена болтов дает положительные результаты.

5. Размах виброускорения при начале движения составляет  $5,0 \text{ м/с}^2$ . Был зарегистрирован размах колебаний виброускорения –  $22,0 \text{ м/с}^2$ . Этим значениям могут соответствовать весьма значительные динамические нагрузки. Дополнительная динамическая нагрузка на элементы привода может составить  $335 \dots 1474 \text{ кН}$ .

6. Размах колебаний виброскорости в период "колебаний" достигает  $57,0 \text{ мм/с}$ . Кинетическая энергия, направленная на разрушение элементов конструкции, может составить  $191 \text{ Н}\cdot\text{м}$  за каждый цикл.

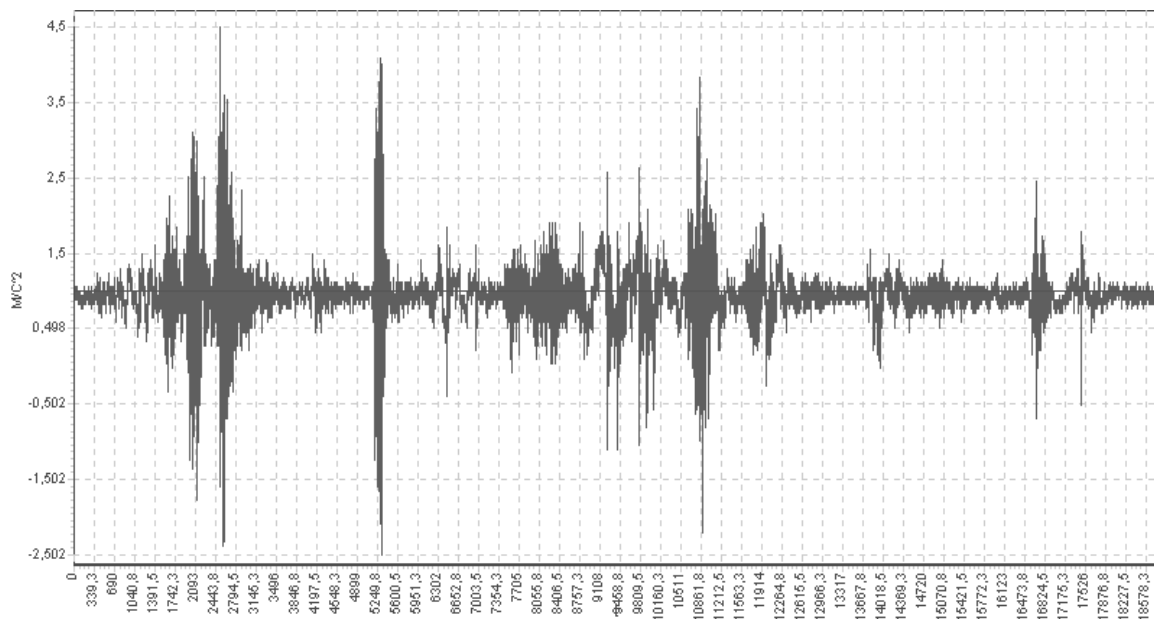


Рисунок 8 – Временной сигнал виброускорения по 4-му цилиндру до замены болтов

Болтовые соединения крепления кронштейнов затягивают при помощи гидравлического инструмента создающего продольные силы в теле болта – 190 кН (давление 55,0 МПа). После месяца работы по болтам крепления кронштейнов гидроцилиндров горизонтального перемещения были определены остаточные продольные силы предварительной затяжки. Результаты приведены в таблице. Наиболее подвержены ослаблению болты крепления неподвижного кронштейна, по гидроцилиндрам №1 и №3.

Таблица – Значения остаточных продольных сил (кН) по болтам кронштейнов гидроцилиндров горизонтального перемещения после месяца эксплуатации

Гидроцилиндр	Болты неподвижного кронштейна				Болты подвижного кронштейна			
	1	2	3	4	1	2	3	4
1	79	104	155	86	-	-	-	178
2	183	86	138	86	179	190	190	190
3	138	93	104	104	190	104	114	86
4	183	155	186	86	190	190	104*	104

Примечание: 1 – правый верхний; 2 – правый нижний; 3 – левый нижний; 4 – левый верхний; \* - болт при затяжке лопнул.

## **Выводы.**

На основании анализа отказов элементов привода холодильника, анализа параметров движения холодильника, распределения нагрузок по элементам привода можно сделать следующие выводы.

1. Среди возможных причин зарождения и развития трещин и ослабления затяжки резьбовых соединений следует отметить: перекосы конструкции; периодические тепловые воздействия; ударные нагрузки при смещении слитков при подъеме-опускании; несимметричная конструкция кронштейна, несинхронность работы гидроцилиндров.

2. Предлагается уменьшить скорость движения гидроцилиндров "вперед" и "назад" до 75,0 мм/с, за счет увеличения времени этапов до 6 секунд.

3. Различия между временем работы однотипных элементов свидетельствуют о неравномерном движении потоков рабочей жидкости по трубопроводам.

*Приведены результаты анализа причин неисправностей в работе привода перемещения холодильника МНЛЗ.*

*Results of the analysis of the reasons of malfunctions in work of a drive of moving of refrigerator are resulted.*

## **Библиографический список.**

1. Шагающий конвейер нагревательных печей (часть 1). Развитие конструкций и областей применения: Учеб. Пособие / С. В. Белодеденко, Ли Юн – цзинь, В. К. Цапко; Под Ред. С. В. Белодеденко. – Днепропетровск: НМетАУ, 2001. – 69 с.

2. Машины и агрегаты металлургических заводов. В 3-х томах. Т. 3. Машины и агрегаты сталеплавильных цехов / Целиков А.И. и др. - 2-е изд., перераб. и доп. - М.: Металлургия, 1989. - 436 с.

3. Гребеник В.М., Цапко В.К. Надежность металлургического оборудования (оценка эксплуатационной надежности и долговечности): Справочник. - М.: Металлургия, 1989. - 592 с.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Финкельштейном З.Л.*

*д. т. н., проф. Батлук В.А.  
(НУ «Львовская политехника»,  
г. Львов, Украина)  
аспирант Проскурина И.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **РЕШЕНИЕ СОВРЕМЕННЫХ ПРОБЛЕМ ОЧИСТКИ ВОЗДУХА В КОКСОХИМИЧЕСКОМ ПРОИЗВОДСТВЕ**

*У даній статті зроблена спроба розробки математичної моделі процесу пиловловлювання в механічних полях та досліджена кінетика процесу, на підставі якого запропоновані конструкції апаратів «сухого» пилоочищення, «ноу – хау» яких – наявність другого ступеню очищення у вигляді жалюзійного відокремлювача.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Решение актуальной научной проблемы: обеспечение высокоэффективного улавливания полидисперсной пыли, которая образуется при выдаче кокса из камер коксовых батарей, путем создания принципиально новых конструкций аппаратов для очистки воздуха от пыли, с целью уменьшения вредных выбросов и негативного влияния на здоровье человека представляют сегодня первостепенную задачу. Анализ известных методов очистки воздуха от пыли доказал, что несмотря на большое количество конструктивных решений в этом направлении, в данное время не существует аппаратов, которые могли бы обеспечить высокоэффективное улавливание полидисперсной пыли, даже при значительном усложнении схем пылеочистки.

### **Анализ исследований и публикаций.**

В настоящее время при выгрузке раскаленной коксовой массы из камер коксовых батарей используются стационарные системы пылеотсоса. Такая система состоит из центрального коллектора (труба диаметром не менее 1,5 метра), проложенного вдоль батарей, в верхней ее части вентилятора производительностью  $Q \geq 120 \text{ тыс } \text{ м}^3 / \text{ ч}$  с высоковольтным двигателем ( $V = 6 \text{ кВт}$  и  $N \geq 500 \text{ кВт}$ ) и скруббера. От коллектора против каждой камеры отходят по два воздуходува прямоугольного сечения с закрывающимися шторами.

При разгрузке камеры против нее фиксируется дверсъемная машина с экранированным зонтом, который оснащен также двумя патрубками такого же сечения, как и у патрубков коллектора. Патрубки стыкуются, двери коксовой камеры открываются с противоположных сторон, и коксовыталкиватель начинает выгружать кокс через корзину дверсъемной машины в тушильный вагон.

Пылеобразование начинается в момент выгрузки за счет разрушения коксовой массы, падающей с высоты до 7 м, и контакта выгружаемой массы с воздухом (в результате чего происходит сгорание кокса и образование золы).

Предполагалось, что пыль и зола вместе с сопутствующими газами попадает под зонт и отсасывается через патрубки в коллектор, далее эта пылегазовая смесь проходит через скруббер, где пыль улавливается и газы частично нейтрализуются.

Такая система имеет низкую эффективность пылеулавливания, высокие энерго и материальные затраты (непрерывный режим работы, высоковольтное оборудование, расход металла на коллектор, скруббер, поддерживающие колонны).

Исследуемое устройство представляет собой каминобразный зонт, смонтированный на дверсъемной машине. На боковых его поверхностях размещены два центробежных пылеуловителя, емкость для воды  $V = 3\text{ м}^3$ , два центробежных вентилятора с электродвигателями по  $2\text{ кВт}$ , насос с электродвигателем  $3\text{ кВт}$  и форсунки в количестве 3 штук в верхней части. Каминобразный зонт имеет округлую форму и разделен на центральную часть (грузовой канал) и два боковых аэродинамических канала.

Пылегазовая смесь, вытесняемая из тушильного вагона, за счет кондиционной силы, депрессии вентиляторов и эффекта эжекции выгружаемой массы, втягивается внутрь зонта и проходя через аэродинамические каналы, попадает в центробежные пылеуловители (первая ступень – сухая), где осаждаются наиболее крупная ( $> 10^{-5}\text{ м}$ ) фракция, после чего попадает через центробежные вентиляторы в верхний диффузор (вторая ступень – мокрая) где подвергается тонкой мокрой очистке (пылевая фракция  $< 10^{-5}\text{ м}$ ).

Время цикла составляет  $\approx 8$  мин., в том числе выгрузка  $\approx 0,5$  мин., переезд к тушильной башне и обратно 2 мин., тушение 5 мин.

В связи с этим время работы электрических двигателей суммарной мощностью  $\approx 16\%$  времени работы стационарной системы и суммарной мощностью  $P = 500\text{ кВт}$ .

Следует отметить, что частички диаметром меньше  $5 \times 10^6\text{ м}$  циклонами практически не ловятся, а выносятся через выхлопной патрубок

наружу, а различные комбинации и варианты конструктивного исполнения циклонов всё равно не решают проблему улавливания мелкодисперсных частичек пыли, которые в колоссальных количествах образуются в рассматриваемых нами производствах. Создание принципиально нового высокоэффективного аппарата для улавливания мелкодисперсной пыли является актуальной научной и практической задачей.

### **Постановка задачи.**

Вместе с тем многие важные аспекты проблемы изучены недостаточно, в ряде случаев экспериментальные данные отрывочные и противоречивые, а физические представления и модели неудовлетворительны. Так, например, до недавнего времени струйные двухфазные течения рассчитывались преимущественно на основе различных модификаций теории пути смещения Прандля, т. е. с использованием моделей “нулевого порядка”. Однако исследования пылегазового потока в очистных аппаратах выдвигают задачи более детального описания явлений турбулентного переноса в двухфазной среде, что требует изучения не только усредненных, но и пульсационных характеристик потока. Физическая картина развитого турбулентного потока схематически выглядит как иерархия вихрей (возмущений) разного масштаба, в которой вихри данного масштаба возникают за счет потери устойчивости и распада более крупных вихрей, передающих им свою энергию. При этом энергия усредненного движения среды последовательно передается возмущениям все меньшего масштаба, что приводит, в конечном счете, к образованию наиболее мелких вихрей, кинетическая энергия которых за счет действия сил вязкости трансформируется в теплоту (так называемая каскадная схема Ричардсона). Разработана математическая модель процесса пылеулавливания в механических полях и исследована кинетика процесса, на основании которых предложены конструкции аппаратов «сухой» пылеочистки, «ноу-хау» которых — наличие второй ступени очистки в виде жалюзийного отделителя, защищено охранными документами Украины.

### **Изложение материала и его результаты.**

Для изучения физической сущности процессов, протекающих в разработанных нами аппаратах и для обоснования выбора параметров для экспериментальных исследований нами была построена 3-х мерная конечно-элементная модель циклона, для которой методом конечных элементов (МКЭ) решена система уравнений Навье-Стокса для турбулентного течения воздуха. Для этой цели построена геометрическая модель пылеуловителя, внешний вид которой показан на рисунках 1-2.

В результате решения этой модели с использованием ПК нами

получены поля скоростей и давлений воздуха в пылеуловителе без учета наличия в нем пыли. Подаваемый через входной патрубок воздух приобретает вращательное движение, в результате чего часть воздуха поступает к стенкам цилиндрической части аппарата и движется к нижнему выходному отверстию, а другая часть - движется к оси устройства и взаимодействует с жалюзи. В результате чего происходит разделение потоков и очищенный воздух выводится из аппарата через верхний отводной патрубок.

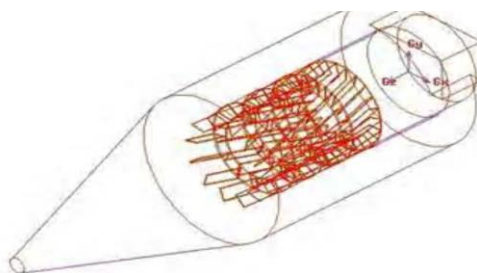


Рисунок 1 – Аксонометрия циклона

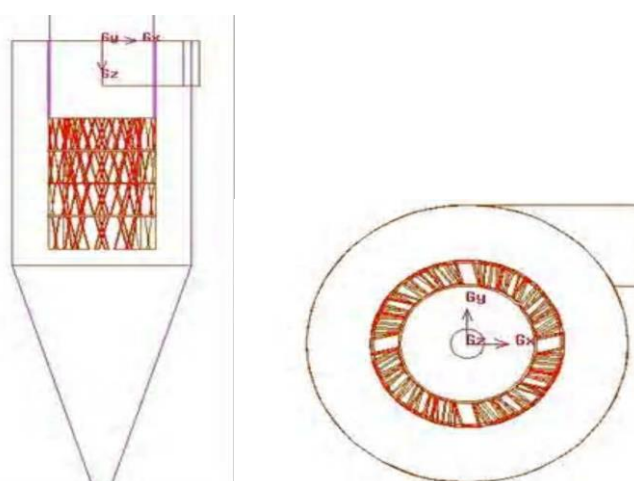


Рисунок 2 – Вид циклона сбоку и сверху

Такое движение воздуха объясняется перепадом статического давления у стенок аппарата и в центральной его части: в осевой части циклона статическое давление меньше чем у стенок цилиндрической и конической частей.

При подаче во входной патрубок воздуха с механическими примесями тяжелые частицы будут отбрасываться к стенкам циклона и двигаться вниз к нижнему патрубку. Более легкие частицы вместе с воздухом будут двигаться во внутреннем восходящем потоке к жалюзийному разделителю и далее к отводному патрубку, составляя очищенную



часть воздуха. Описанные выше распределения давления и скоростей представлены нами в виде графических зависимостей, из которых видно, что наиболее эффективная очистка воздуха от пыли возможна в цилиндрической части аппарата при выходе загрязненного воздуха из входного патрубка, так как перепад давлений здесь наибольший и очистка интенсифицируется за счет использования жалюзийного устройства.

Если построить эпюры осевых скоростей для различных поперечных сечений проектируемого аппарата, то можно увидеть, что в его пристенных зонах осевые скорости потока направлены к нижнему разгрузочному патрубку, в центральной части поток движется вверх к верхнему отводному патрубку.

Нужно сказать, что эффективность очистки в большей степени зависит от радиальной составляющей скорости воздушного потока, где на нее действуют следующие силы: сила тяжести  $P$ , направленная вертикально вниз; центробежная сила  $F_{ц}$  действующая в радиальном направлении и ориентированная от оси аппарата к его стенкам; сила сопротивления движению среды  $F_{сопр}$ , действующая на частицу при ее движении в радиальном направлении и сила гидравлического сопротивления среды  $F_{гидр}$ , обусловленная перепадом давлений у стенок и оси устройства и направленная к его оси (рис 3).

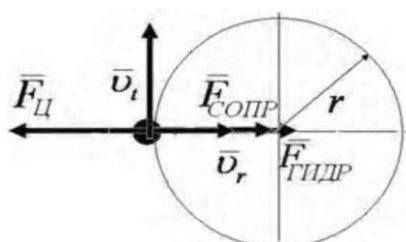


Рисунок 3 – Силы, действующие на частичку в центробежном поле в радиальном направлении.

В этом случае можно предположить три варианта характера движения частичек.

1. Если центробежная сила больше по модулю суммы сил сопротивления среды и гидравлического сопротивления, то частичка движется к стенкам аппарата и через нижнее разгрузочное отверстие удаляется из него.

2. Если сумма сил сопротивления среды и гидравлического сопротивления больше по модулю центробежной силы, то частичка будет двигаться к оси аппарата и далее вместе с восходящим потоком воздуха

к жалюзийному устройству и выпускному патрубку.

3. Если центробежная сила равна по модулю сумме сил сопротивления среды и гидравлического сопротивления, то частичка движется в равновесном состоянии на определенной орбите и ее размер определяет граничный диаметр частиц.

#### **Выводы и направление дальнейших исследований.**

Все испытания предложенного аппарата производились в сравнении с циклоном ЦН11, принятым нами в качестве эталона, и доказали что применение аппарата пылеочистки нового типа позволяет увеличить эффективность улавливания пыли для частиц размером  $(8,16,32,50)10^{-6}$  м на 9-11%, уменьшив при этом гидравлическое сопротивление на 50-100 Па и снизив габаритные размеры аппарата приблизительно в 1,5 раза, что открывает широкие перспективы для внедрения предложенного аппарата в промышленность.

*В данной статье сделана попытка разработки математической модели процесса пылеулавливания в механических полях и исследована кинетика процесса, на основе которого предложены конструкции аппаратов «сухой» пылеочистки, «ноу – хау» которых – наличие второй ступени очистки в виде жалюзийного отделителя.*

*In this article the attempt of development of mathematical model of process of pyleulavlivaniya is done in the mechanical fields and kinetics of process which the constructions of vehicles of «dry» pyleochistki are offered on the basis of is explored, «nou - khau» which is a presence of the second stage of cleaning as a jalousie separator.*

#### **Библиографический список.**

1. Батлук В.А., Проскуріна І. В. Застосування систем мокрого пиловловлювання в коксохімічному виробництві. Науково – технічний збірник//“Наукові записки” Українська академія друкарства, вип.. №2(10). – Львів – 2006. - с. 115 – 119.

2. Батлук В.А., Шелюх Ю.Е. Тривимірна кінцево – елементна модель вихрових пиловловлювачів// Всеукраїнський науково – технічний журнал «Промислова гідравліка і пневматика». №2 (12), Вінниця, 2006 рік.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Ульяницьким В.Н.*

*к. т. н., проф. Луценко В.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **К ВОПРОСУ О ВЫБОРЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ПРОИЗВОДСТВА ДВУХСЛОЙНЫХ ЛИСТОВ**

*Розглянуті різні варіанти технологічних процесів виробництва двошарових листів, доцільність вживання яких визначається вимогами до параметрів готової продукції*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Основными задачами при производстве прокатной продукции, в том числе и биметаллов, является обеспечение высокого качества продукции при минимальных затратах и максимальной производительности.

В связи с тем, что область применения биметаллов непрерывно расширяется, возрастают требования к их свойствам, что требует при разработке технологических процессов новых технологических решений. Это, свою очередь вызывает необходимость проведения теоретических и экспериментальных исследований всего технологического процесса производства биметаллических композиций, что дает возможность разрабатывать технологические процессы, которые обеспечивают получение высококачественной продукции при минимальных затратах.

Многолетний опыт производства и применения биметаллов показал, что они до сих пор не заняли должного места в ряду важнейших конструкционных материалов. Причинами такого положения является, что существующие технологии не всегда дают возможность производить биметалл стоимостью ниже стоимости лакирующего металла [1] и относительно высокая сложность технологических процессов. Поэтому в настоящее время биметаллы нашли применение, в основном, не как заменители дорогостоящих цветных металлов, а как материалы, имеющие новый комплекс эксплуатационных свойств.

**Анализ исследований и публикаций.** Основные теоретические и экспериментальные исследования в области производства биметаллов были выполнены в 60-80 годы. В это время Украина занимала лидирующие позиции по производству двухслойных коррозионностойких листов. Алчевский металлургический комбинат выпускал около 20 тысяч тонн двухслойных листов в год, в то время как металлургические предприятия России (Челябинский металлургический комбинат и Орско-Халиловский металлургический комбинат) производили в сумме не бо-

лее 7 тысяч тонн в год, а в конце 80-х годов на Алчевском металлургическом комбинате началась реконструкция цеха двухслойной стали с целью увеличения объема производства до 60 тысяч тонн в год. В 1992-1994 гг. в странах СНГ произошел резкий спад производства основных видов металлургического производства, в том числе и проката, после чего произошло увеличение объема проката, в основном за счет предприятий России, Украины, Молдавии и Казахстана. В настоящее время в России наблюдается устойчивая тенденция к росту производства двухслойных листов. [2]. Однако развитие отечественной металлургической и машиностроительной промышленности требует возрождения отечественной отрасли по производству крупногабаритных двухслойных листов.

**Постановка задачи.** Задачей данной работы является разработка рекомендаций по развитию производства крупногабаритных двухслойных листов на базе имеющегося опыта и новых технологических решений.

**Изложение материала и его результаты.** В настоящее время представляется перспективным использование системного подхода при решении задач организации производства биметаллических композиций и на основе имеющегося опыта производства, а также современных экспериментальных и теоретических исследований разработка усовершенствованных технологий.

Системный подход при решении задач проектирования новых композиций и определении способа их изготовления представлен в работе [1], где достаточно полно представлены все этапы проектирования и взаимосвязи между ними.

В том случае, если стоит задача разработки комплексной технологии производства биметаллической композиции известного сортамента в условиях действующего производства, то структура действий должна иметь следующий вид (рис. 1). При этом основным параметром, определяющим выбор конструктивных параметров пакета и технологических параметров прокатки являются требования к свойствам слоистой композиции.

Целесообразность такого подхода заключается в том, что при многообразии условий использования биметаллических композиций и соответственно требований к качеству (прочность и сплошность соединения слоев, точность геометрических параметров, плоскостность) должны применяться и различные технологические приемы производства, обеспечивающие требуемый уровень эксплуатационных свойств при наименьших затратах. При этом дифференцированный подход к процессу производства биметаллических композиций за счет создания гибких технологий позволит значительно снизить их себестоимость.

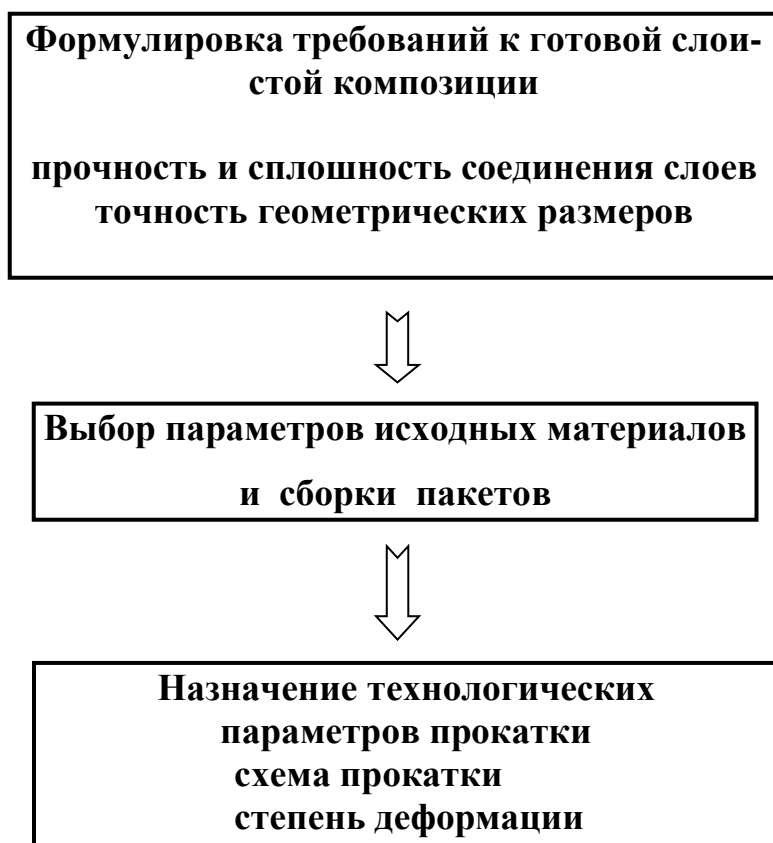


Рисунок 1. Структура действий при разработке технологии производства двухслойных листов заданного сортамента

Поэтому перспективным является создание специализированных производств, способных выпускать малотоннажные партии двухслойных листов с параметрами, ориентированными на конкретного потребителя. При этом потребуются разработка технологических процессов, учитывающих особенности и состав технологического оборудования данного предприятия.

В работе [3] приведены основные принципы построения технологического процесса производства двухслойных листов пакетным способом на всех этапах производства, обеспечивающие получение качественного соединения при снижении расхода металла и энергии. При этом следует выделить минимальный уровень требований к технологическому процессу, который обеспечивает наименьшие затраты для получения двухслойных листов, соответствующих требованиям стандарта. К этим требованиям относятся: применение равнотолщинных слябов основного слоя; состава и способа подготовки разделительной обмазки, наличие зазоров между рамкой и пластинами лакирующего слоя, который определяется сочетанием сталей основного и лакирующего слоев, и их фиксация, соблюдение принципа формирования режима обжарки, обеспечивающего снижение количества раскрытий пакетов при

прокатке, применение многопроходной холодной правки биметаллического раската с дифференцированными перекрытиями, а также использование результатов исследований распределения толщины плакирующего слоя в биметаллических раскатах и прибора контроля границы плакирующего слоя.

Возможность применения различных промежуточных подслоев позволяет выбрать оптимальный по соотношению цена-качество.

Традиционный способ нанесения промежуточного подслоя из никеля гальваническим способом требует наличия в составе цеха гальванического отделения и отличается низкой производительностью. Покрытие при этом имеет значительную пористость и неравномерно распределяется по контактной поверхности, что приводит к нестабильности прочности соединения и наличию несплошностей соединения слоев.

Более высокое качество соединения слоев можно достичь с применением двойного никелирования, которое заключается в том, что в ванне декапирования наносится тонкий слой никеля, а затем в ванне никелирования наносится основной слой. При этом поры перекрываются и при нагреве не происходит окисление поверхности пластин плакирующего слоя. Преимуществом процесс является то, что он может быть осуществлен на оборудовании травильного отделения. Повышение качества соединения слоев достигается за счет некоторого повышения трудоемкости процесса.

Применение никелевой фольги взамен гальванического никелевого покрытия значительно упрощает технологический процесс и позволяет стабилизировать показатели прочности соединения слоев за счет одинаковой толщины подслоя по всей контактной поверхности, однако для получения высококачественного соединения слоев требует изменения конструкции пакета с целью уменьшения количества воздуха в пакете или применения пиррофорной разделительной обмазки. Прочность соединения слоев в этом случае не превышает в среднем прочность соединения слоев при использовании никелевого покрытия, однако позволяет повысить производительность процесса. Себестоимость продукции в этом случае зависит от стоимости никелевой фольги.

Высокое качество соединения слоев может быть достигнуто применением комбинированных подслоев, сочетающих преимущества гальванического покрытия и никелевой фольги. Этот способ предполагает предварительное нанесение гальваническим способом никелевого слоя, более тонкого, чем при традиционной технологии, а затем укладку никелевой фольги толщиной, обеспечивающей высокое качество переходного слоя. При этом повышаются трудозатраты на изготовление пакета и себестоимость двухслойных листов, однако способ может быть

признан целесообразным для изготовления листов, которые применяются для изделий ответственного назначения [4].

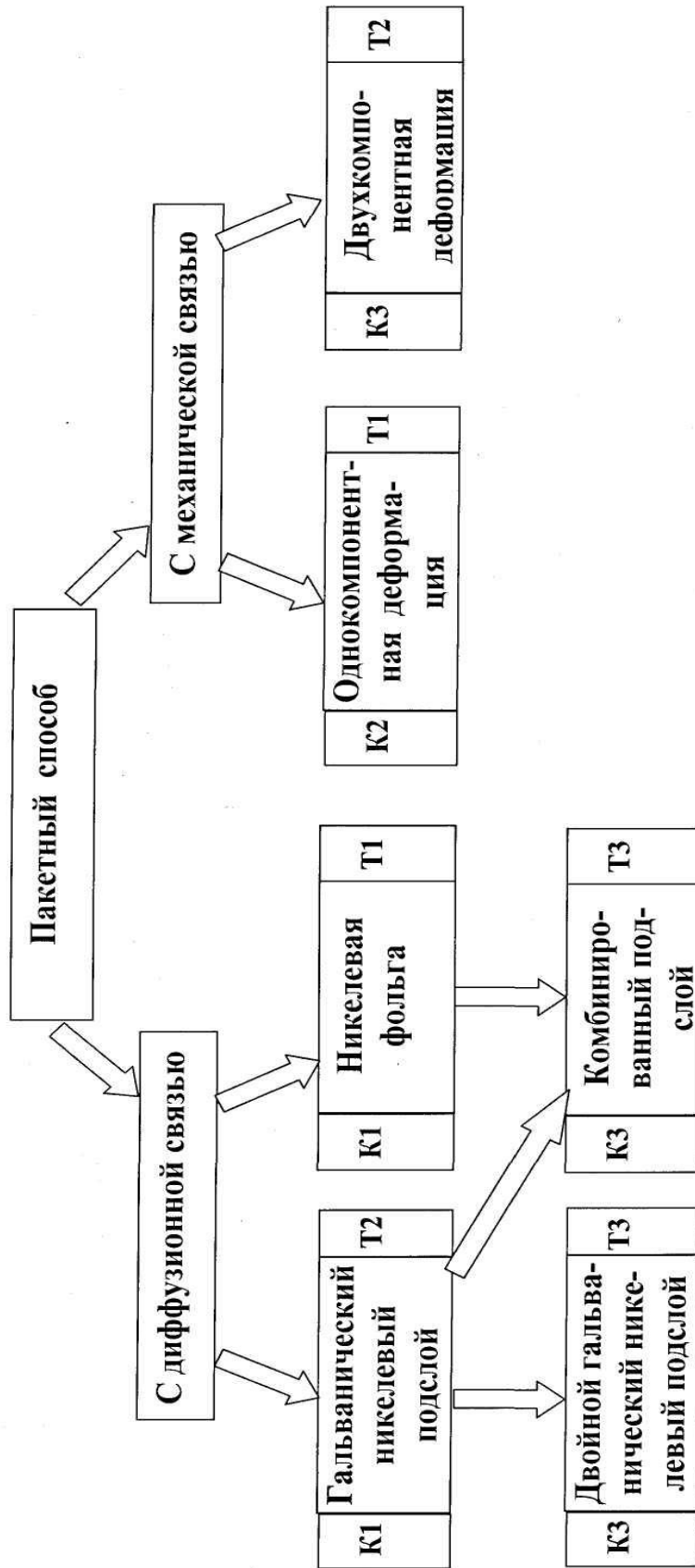
Для производства трудносоединяемых металлов, имеющих различное сопротивление деформации, а также толстых листов, получение которых затруднено в связи с тем, что для получения прочной связи требуется заготовка большой высоты, обеспечивающая необходимую кратность обжата, целесообразным является применение механического зацепления. Вид механического зацепления определяется уровнем требований к готовому изделию: в случае, если полученная заготовка в дальнейшем не подвергается пластической деформации, то композиция может быть получена с применением пазов прямоугольной формы на более прочной пластине без ее пластической деформации в процессе обработки давлением [5]. Если же предполагается дальнейшая обработка давлением, то надежное соединение может быть достигнуто путем нарезки на более прочной составляющей композиции пазов более сложной формы, обеспечивающей образование соединения, характерного для соединений, полученных сваркой взрывом [6].

Производство двухслойных листов сочетания сталь-титан, широко распространенного за рубежом, в отечественной практике сдерживается тем, что традиционные технологические процессы производства биметалла этого сочетания связаны с необходимостью применения достаточно сложных технологических приемов (вакуумирование, заполнение пакета инертными газами) и дорогостоящих подслоев. В связи с этим актуальной является разработка новых технологических процессов, которые позволяют получить биметаллические листы с достаточно высокими технологическими свойствами. Для производства малотоннажных партий указанного биметалла целесообразным является использование способа производства с применением силицирования поверхности титановых пластин, который обеспечивает защиту контактной поверхности титана от окисления и предотвращает образование хрупких карбидов в переходной зоне [7].

Рассмотренные способы производства двухслойных листов отличаются качеством соединения слоев и трудозатратами на их производство, что дает возможность в зависимости от требований к качеству готовой продукции выбрать тот способ, который является оптимальным по соотношению показателей цена-качество (рис. 2).

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

На основании анализа способов производства двухслойных листов приведены рекомендации по выбору технологических параметров и развитию производства крупногабаритных двухслойных листов пакетным способом.



### КАЧЕСТВО СОЕДИНЕНИЯ

K1 – удовлетворительное;

K2 – хорошее;

K3 – отличное

### ТРУДОЕМКОСТЬ

T1 – низкая;

T2 – средняя;

T3 – высокая

Рисунок 2. Классификация разработанных способов производства двухслойных листов



*Рассмотрены различные варианты технологических процессов производства двухслойных листов, целесообразность применения которых определяется требованиями к параметрам готовой продукции.*

*Different variants of technological processes of production of two-layer sheets, expedience of application of which is determined by the requirements to the parameters of the prepared products, are considered.*

### **Библиографический список.**

1. Кузнецов Е.В. Основные тенденции в развитии процессов слоистых металлических композиций // Труды III Конгресса прокатчиков. – М.: Черметинформация. – 2000. – С. 235-237.
2. Радюкевич А.В. Состояние и основные направления развития прокатного производства // Труды II Конгресса прокатчиков. – М.: Черметинформация. – 1998. – С. 5-9.
3. Луценко В.А., Беседин А.И., Луцкий М.Б. Особенности проектирования процесса производства двухслойных листов пакетным способом// Совершенствование технологий и оборудования обработки металлов давлением в металлургии и машиностроении. – Краматорск: ДГМА.- 2003.- С. 38-40.
4. Пат. 17123 Україна, МПК В21В 1/38. Спосіб виробництва багатощарових листів/ Луценко В.О. (Україна).- № u2006 02619; Заявл. 10.03.2006; Опубл. 15.09.06, Бюл. №9.- 2 с.
5. Потапкин В.Ф., Морозов И.А., Анакин А.В. Технология и методы расчета процесса производства биметаллических пластин с механическим соединением. Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії та машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Краматорськ, 2001. – С. 518 – 522.
6. Луценко В.А. Применение механического зацепления при производстве биметаллов. Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії та машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Краматорськ, 2003. – С. 56-61.
7. Луценко В.А. Исследование процесса получения биметалла сталь-титан. Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії та машинобудуванні: Зб. наук. пр.- Краматорськ.-2002, С. 292-297.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Ульяницким В.Н.*

*к. т. н., проф. Луценко В.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)  
к. т. н., ст. преп. Сатонин А.А.,  
студент Кулик Н.А.  
(ДГМА, г. Краматорск, Украина)*

## **МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ЛИСТОВ**

*Розроблено математичну модель напружено-деформованого стану, а також основних показників якості готової металопродукції при реалізації процесу прокатки двошарових біметалевих листів.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Дальнейшее повышение эффективности продукции металлургического и машиностроительного комплексов делает необходимым расширение сортамента выпускаемой металлопродукции, как по типоразмеру, так и по сочетаниям используемых в каждом конкретном случае материалов. В настоящее время все большее распространение получает продукция, изготовленная из материалов, обладающих неоднородными по толщине физико-механическими свойствами, чаще всего многослойных полиметаллических лент, листов и полос [1-3]. Использование данного вида металлопродукции позволяет значительно повысить эксплуатационные свойства готовой продукции при одновременной экономии остродефицитных и дорогостоящих металлов и сплавов [1-3]. Однако, дальнейшее расширение сферы применения связано с широкомасштабным освоением процессов обработки давлением многослойных полиметаллических материалов, что, зачастую, является сложной задачей как с точки зрения технологических режимов, так и с точки зрения конструктивных параметров используемого оборудования. Следует отметить также, что использование традиционных подходов к формированию технологических процессов обработки давлением многослойных полиметаллических материалов приводит к снижению коэффициента выхода годного, а в ряде случаев к нецелесообразности реализации разработанной технологии на том или ином этапе. Таким образом, решение вопросов разработки требований к составу и компоновке заготовки, выбору технологических режимов, а также конструктивных параметров используемого оборудования должно быть осуществлено на основе научно

обоснованного подхода к формированию, как напряженно-деформированного состояния, так и основных показателей качества готовой металлопродукции в результате реализации всей технологической цепи процесса производства от получения композиции до непосредственно изделия.

**Постановка задачи.** Необходимо разработать математическую модель, позволяющую прогнозировать не только напряженно-деформированное состояние заготовки и энергосиловые параметры при реализации процесса прокатки, но и форму, а также дефекты готового металлопроката. В качестве метода математического моделирования был принят метод конечных элементов в его программной интерпретации в пакете Abaqus [4].

**Изложение материала и его результаты.** Постановка и решение задачи моделирования разбивались на два шага. Первым шагом в данном случае является зажатие листа рабочими валками прокатного стана. Следующий шаг заключается во вращении рабочих валков и реализации непосредственно процесса прокатки. При анализе рабочие валки моделировались как абсолютно жесткие аналитические поверхности, лист моделировался твердотельными четырехузловыми элементами с плоской деформацией и редуцированной схемой интегрирования. Именно возникающая продольная кривизна в рассматриваемом случае является одним из основных показателей качества получаемой металлопродукции, так как ее значение определяет возможность реализации дальнейшей обработки давлением полученной биметаллической композиции, а также вероятность разрушения композиции непосредственно при реализации процесса прокатки. В некоторых случаях, при прокатке двухслойных биметаллических композиций, в состав которых входят материалы, очень сильно различающиеся по своим механическим свойствам, происходит изгиб заготовки, в результате которого становится невозможной последующая задача металла в рабочие валки прокатного стана, правка таких заготовок также затруднена. Отмеченное свидетельствует о целесообразности всестороннего анализа процессов прокатки многослойных полиметаллических композиций, как с точки зрения энергосиловых параметров, так и с точки зрения механизмов дефектообразования и методов их устранения.

На рисунке 1 представлены расчетные распределения напряженно-деформированного состояния и энергосиловых параметров при горячей прокатке композиции 08X13–12XM, предел текучести материала твердой составляющей для первого прохода составляет  $\sigma_{T1} = 150 \text{ МПа}$ , мягкой  $\sigma_{T2} = 57 \text{ МПа}$  (см. рис.1а). Для пятого прохода соответственно  $\sigma_{T1} = 156 \text{ МПа}$  и  $\sigma_{T2} = 60 \text{ МПа}$  (см. рис.1б).

В качестве локальных характеристик представлены распределение эквивалентных напряжений по Мизесу, а также информация о форме переднего конца. В качестве интегральных характеристик представлены распределения приведенных к единице ширины значений силы и момента прокатки.

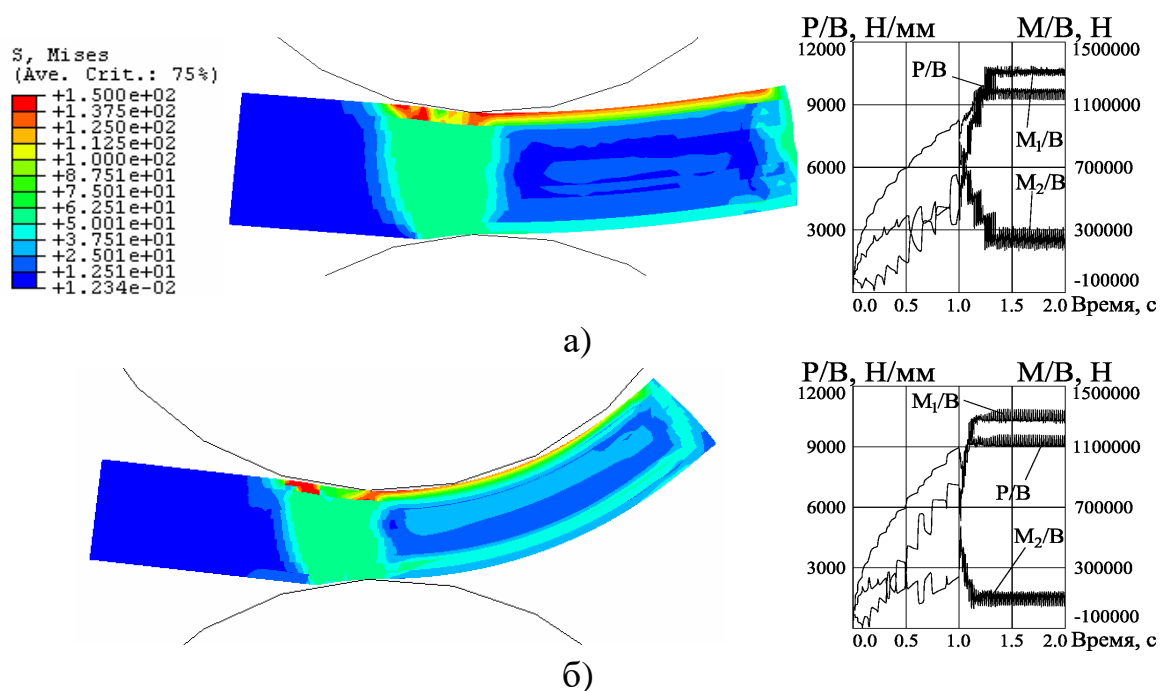


Рисунок 1- Расчетные распределение локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке биметаллических листов 08X13 –12XM

Из анализа представленных распределений видно, что кривизна листа по проходам увеличивается и в определенный момент может достигнуть величины, при которой дальнейшая обработка невозможна. При этом можно отметить существенную разницу между моментом прокатки на верхнем и нижнем рабочих валках прокатного стана.

Отмеченные недостатки связаны с несимметричностью пакета, что может быть устранено за счет использования четырехслойных симметричных пакетов с последующим разделением готового проката.

На рисунке 2 представлены распределения напряженно-деформированного состояния и энергосиловых параметров при горячей прокатке композиции 08X13–12XM, предел текучести материала наружной составляющей для первого прохода составляет  $\sigma_{T1} = \sigma_{T3} = 57$  МПа, внутренней  $\sigma_{T2} = 150$  МПа. Для пятого прохода соответственно  $\sigma_{T1} = 60$  МПа и  $\sigma_{T2} = 156$  МПа (см. рис.2б).

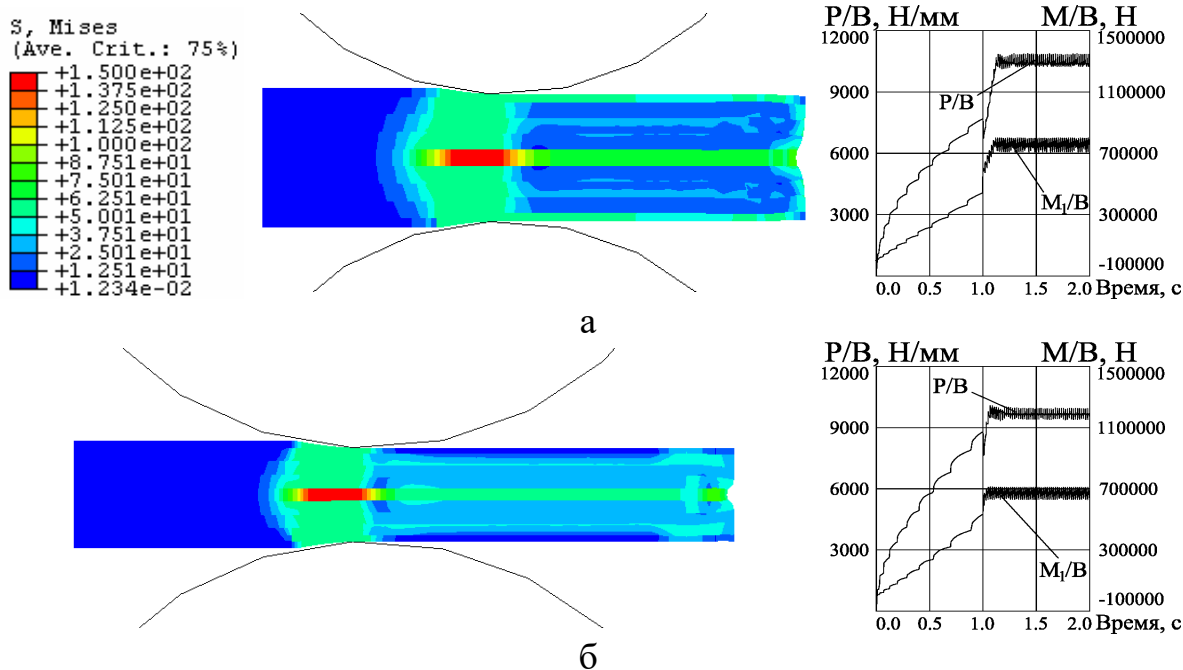


Рисунок 2 - Расчетные распределение локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке биметаллических листов 08X13–12XM

Однако, даже при реализации процесса прокатки четырехслойных симметричных пакетов возникает несимметричность механических свойств по толщине пакета, связанная с неравномерностью нагрева.

Актуальной задачей является оценка напряженно-деформированного состояния и основных показателей качества готовой металлопродукции при реализации процесса прокатки четырехслойных симметричных биметаллических пакетов с учетом возможной несимметричности механических свойств.

На рисунке 3 представлены расчетные распределения напряженно-деформированного состояния и энергосиловых параметров при горячей прокатке композиции 08X13–12XM, предел текучести материала наружной составляющей для первого прохода составляет  $\sigma_{T1} = 62\text{МПа}$  и  $\sigma_{T3} = 52\text{МПа}$ , внутренней  $\sigma_{T2} = 150\text{МПа}$ . Для пятого прохода соответственно  $\sigma_{T1} = 65\text{МПа}$ ,  $\sigma_{T3} = 55\text{МПа}$  и  $\sigma_{T2} = 156\text{МПа}$ .

На рисунке 4 представлены расчетные распределения напряженно-деформированного состояния и энергосиловых параметров при горячей прокатке композиции 08X13–12XM, предел текучести материала наружной составляющей для первого прохода составляет  $\sigma_{T1} = 72\text{МПа}$  и  $\sigma_{T3} = 42\text{МПа}$ , внутренней  $\sigma_{T2} = 150\text{МПа}$ . Для пятого прохода соответственно  $\sigma_{T1} = 75\text{МПа}$ ,  $\sigma_{T3} = 45\text{МПа}$  и  $\sigma_{T2} = 156\text{МПа}$ .

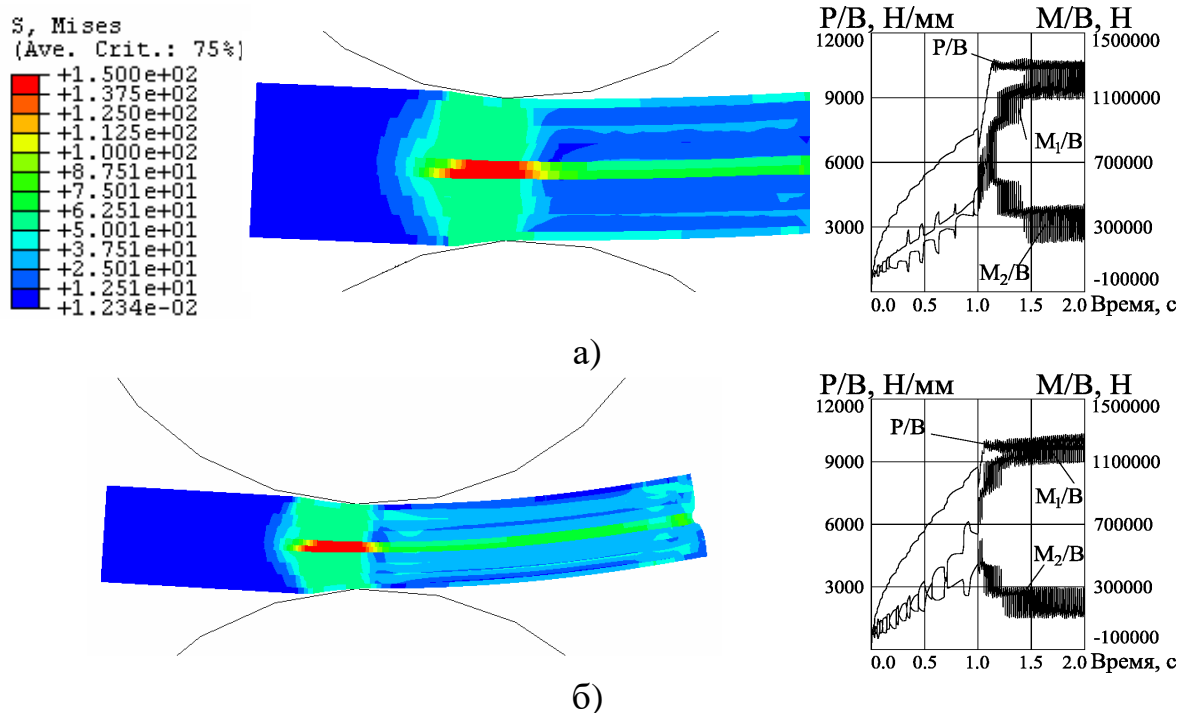


Рисунок 3 - Расчетные распределение локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке биметаллических листов 08X13 –12XM

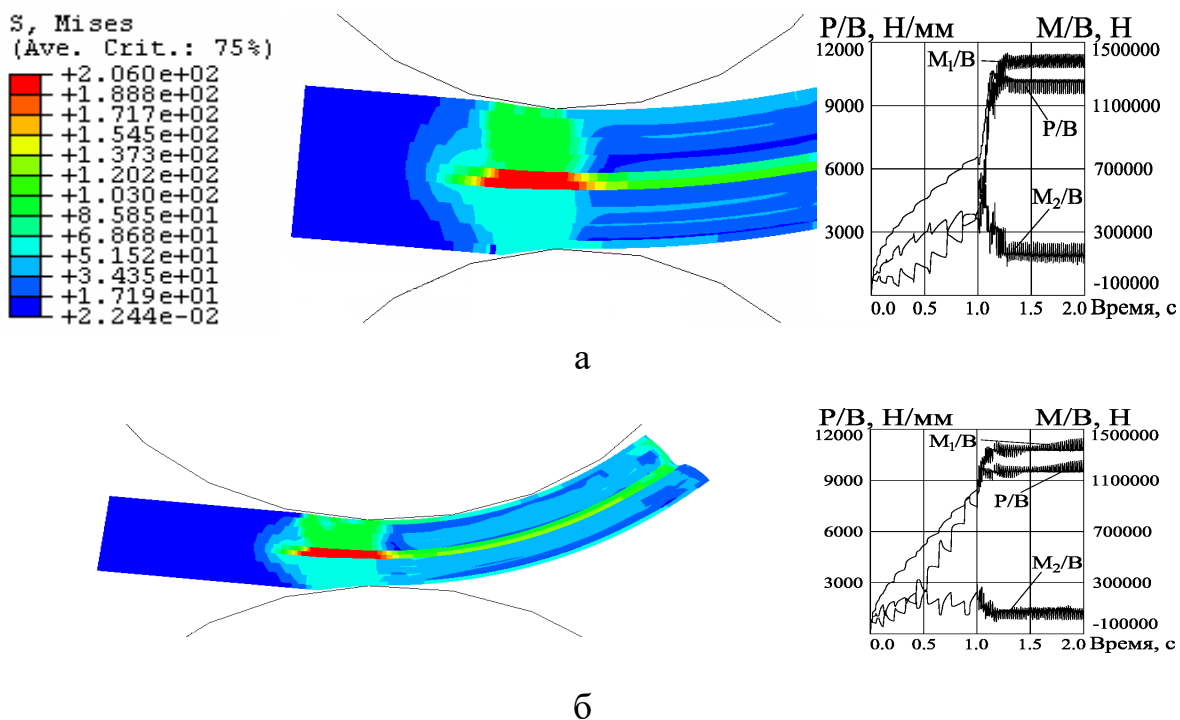


Рисунок 4 - Расчетные распределение локальных и интегральных характеристик напряженно-деформированного состояния металла при горячей прокатке биметаллических листов 08X13 –12XM

**Выводы и направление дальнейших исследований.** В рамках исследования процессов горячей прокатки многослойных полиметаллических листовых композиций была разработана математическая модель напряженно-деформированного состояния металла и основных показателей качества выпускаемой металлопродукции, основанная на использовании метода конечных элементов в его программной интерпретации в пакете конечно-элементного анализа Abaqus [4] Численная реализация полученной математической модели подтвердила возможность прогнозирования не только локальных и интегральных показателей напряженно-деформированного состояния, но и таких показателей качества, как продольная кривизна получаемой листовой композиции. Анализ полученных результатов свидетельствует о сложном неоднородном характере напряженно-деформированного состояния, что подтверждает необходимость проведение наиболее полного и корректного анализа всех факторов, определяющих особенности технологических режимов процессов обработки давлением многослойных полиметаллических композиционных материалов на стадии разработки требований к составу и соотношению толщин слоев составляющих.

*Разработана конечно-элементная модель напряженно-деформированного состояния, а также основных показателей качества готовой металлопродукции при реализации процесса прокатки двухслойных биметаллических листов.*

*The finite element model of the stressed-strained state, and also **basic** characteristics of quality of prepared metal production during realization of process rolling of two-layer sheet is developed.*

#### **Библиографический список.**

1. Голованенко С.А., Меандров Л.В. Производство биметаллов. – М.: Металлургия, 1966. – 304 с.
2. Кобелев А.Г., Потапов И.Н., Кузнецов Е.В. Технология слоистых материалов. – М.: Металлургия, 1991. – 248 с.
3. Кузнецов Е.В. Методология создания слоистых металлических композиций // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2002. - № 8-9. – С. 42-46.
4. Liu G.R., Quek S.S. *The Finite Element Method: A Practical Course* – 2003.- 348 с.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Ульяницким В.Н.*

*к. т. н., проф. Зелинский А.Н.,  
ассистент Пипкин Ю.В.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

## **РАСЧЕТ КОЭФФИЦИЕНТОВ КОНТАКТНОЙ ЖЕСТКОСТИ ЗАЖИМНЫХ УСТРОЙСТВ СТАНОЧНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ**

*У статті надано результати теоретичних досліджень з визначення коефіцієнтів контактної жорсткості у верстатних пристосуваннях і оснащенні, які також можуть використані при проектуванні інших затискних пристроїв виробничих механізмів.*

### **Проблема и ее связь с практическими и научными задачами.**

Обеспечение технологической надежности зажимных устройств и станочных приспособлений является важной задачей при их проектировании и эксплуатации. Эта задача требует анализа работы в зависимости от действующих производственных нагрузок с учетом предъявляемых требований по надежности и точности. Снизить затраты на проведение производственных экспериментов, а также исследовать поведение устройств на предельных, критических и запредельных режимах работы можно применив метод имитационного моделирования.

Знание коэффициентов жесткости является необходимым условием организации имитационного моделирования [1] производственных механизмов, в частности зажимных устройств и станочных приспособлений (СП).

### **Анализ исследований и публикаций.**

В работе [2] при изложении методики силового расчета станочных приспособлений отмечается необходимость учета жесткости установочных и зажимных элементов, приведены для частных случаев формулы, в которые входят коэффициенты жесткости. Однако отсутствуют рекомендации по расчету этих коэффициентов.

Известные оценки контактных взаимодействий [3, 4, 5] в основном связаны с определением контактных деформаций. Коэффициенты контактной жесткости для анализа контактного взаимодействия не используются.

Таким образом, актуальным является разработка зависимостей и рекомендаций к расчету коэффициентов контактной жесткости.



Контактную жесткость разделяют на нормальную и тангенциальную [1, 2, 3, 4]. Нормальная и тангенциальная жесткости связаны между собой, так как процесс касательного к контакту (тангенциального) смещения зависит от величины нормальной деформации контакта. Следовательно, нормальная жесткость контакта является определяющей.

### **Постановка задачи по оценке контактной жесткости в силовом замыкании станочных приспособлений**

Различают два подхода к оценке контактной жесткости: теоретический [5] и экспериментальный [3, 4, 5].

Для определения коэффициента жесткости  $j_{kN}$ , как известно, необходимо знать величину нормальной нагрузки на контакт  $P_N$  и величину нормальной деформации под действием заданной нагрузки  $\xi_N$ . Тогда формула для определения коэффициента жесткости имеет вид [1, 6]

$$j_{kN} = \frac{P_N}{\xi_N}. \quad (1)$$

Теоретический и экспериментальный подходы к определению коэффициента жесткости различаются по способу определения необходимых составляющих.

*Задачей данной работы является определение коэффициента контактной жесткости на основе теоретических зависимостей.*

### **Определение коэффициента контактной жесткости теоретическим методом**

В основу метода полагаем сочетание контактируемых поверхностей, сопрягающихся при установке заготовки или детали с помощью технологической оснастки.

Для станочных приспособлений можно вести следующую классификацию контактов устанавливаемой заготовки с опорными и зажимными элементами (табл. 1). При этом удобно воспользоваться известной классификацией контактов в теории упругости [6] для анализа схем установки заготовок в различных конструкциях СП [7, 8].

Из представленной таблицы видно, что основными контактами являются контакты вида "плоскость – плоскость", "плоскость – цилиндр", "цилиндр – цилиндр (внутренне)", "плоскость – полусфера", "цилиндр – полусфера".

Для теоретической оценки нормального коэффициента жесткости в контакте можно воспользоваться формулами теории упругости для определения контактных деформаций [6].

Таблица 1 – Виды контактов заготовки и опорных установочных элементов

Тип установочного элемента	Тип детали				
	Вал	Корпус	Рычаг	Диск	Втулка
Опора точечная с плоской головкой	плоскость – плоскость	плоскость – плоскость	плоскость – плоскость	плоскость – плоскость	плоскость – плоскость
Опора точечная со скругленной головкой	цилиндр – цилиндр	плоскость – полусфера	плоскость – полусфера	плоскость полусфера или цилиндр – полусфера	цилиндр – цилиндр
Опора точечная с насеченной головкой	-	плоскость – насечка на плоскости	плоскость – насечка на плоскости	плоскость – насечка на плоскости	-
Пластины устано-вочные	плоскость – цилиндр	плоскость – плоскость	плоскость – плоскость	плоскость – плоскость	плоскость – цилиндр
Призмы	плоскость – цилиндр	плоскость – цилиндр	плоскость – цилиндр	плоскость – цилиндр	плоскость – цилиндр
Оправки	цилиндр – цилиндр (внутренне)	цилиндр – цилиндр (внутренне)	цилиндр – цилиндр (внутренне)	цилиндр – цилиндр (внутренне)	цилиндр – цилиндр (внутренне)
Пальцы	цилиндр – цилиндр (внутренне)	цилиндр – цилиндр (внутренне)	цилиндр – цилиндр (внутренне)	цилиндр – цилиндр (внутренне)	цилиндр – цилиндр (внутренне)

Выведем уравнение коэффициента жесткости для случая контакта "плоскость – сферическое тело".

Уравнение сближения соприкасающихся тел  $\Delta$ , одно из которых контактирует плоскостью, а другое сферической поверхностью радиусом  $R$ , под действием нагрузки  $P$  имеет вид [6]

$$\Delta = 0,8255 \cdot \sqrt[3]{\frac{P^2}{R} \cdot \left( \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right)^2}, \quad (2)$$

где  $E_1, E_2$  – соответственно модули упругости материалов соприкасающихся тел, для углеродистой стали составляют  $(1,96 \div 2,06) \cdot 10^5$  МПа,

$\mu_1, \mu_2$  – соответственно коэффициенты Пуассона для материалов соприкасающихся тел, для углеродистой стали составляют  $0,24 \div 0,28$ .

Возможны два способа получения выражения для жесткости контакта. Первый способ заключается в подстановке значения деформации (2) в формулу определения коэффициента жесткости (1). Второй способ – в выделении выражения (1) из формулы (2).

По первому способу – задавая величину усилия  $P$ , определяем коэффициент контактной жесткости по формуле

$$j = \frac{P}{\Delta(P)} = \frac{P}{0,8255 \cdot \sqrt[3]{\frac{P^2}{R} \cdot \left( \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right)^2}}.$$

Вводя прикладываемое усилие  $P$  под знак корня и принимая

$$k_1 = \left( \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right), \text{ получаем}$$

$$\begin{aligned} j &= \frac{P}{\Delta(P)} = \frac{1}{0,8255 \cdot \sqrt[3]{\frac{P^2}{R} \cdot k_1^2}} \times \frac{1}{P^{-1}} = \frac{1}{0,8255 \cdot \sqrt[3]{\left( \frac{P^2}{R} \cdot k_1^2 \right) \times P^{-3}}} = \\ &= \frac{1}{0,8255 \cdot \sqrt[3]{\frac{P^2}{P^3 R} \cdot k_1^2}} = \frac{1}{0,8255 \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{PR} \cdot k_1^2}} = 1,21 \cdot \frac{1}{P^{-1/3} \cdot R^{-1/3} k_1^{2/3}} = \\ &= 1,21 \cdot P^{1/3} \cdot R^{1/3} k_1^{-2/3}. \end{aligned}$$

Выведенное выражение для коэффициента контактной жесткости соответствует выражению  $j = c' \cdot r^{1/3} P^{1/3}$ , приведенному в работе Э.В.Рыжова [3].

Полученное выражение показывает, что коэффициент жесткости зависит от прикладываемой нагрузки. Однако определение величины нагрузки в упруго-пластических системах, к которым относятся контактные взаимодействия, при нормальной работе деталей связано с

определением деформаций и смещений. Оценим коэффициент жесткости в зависимости от деформации в контакте.

Рассмотрим второй способ определения коэффициента жесткости.

Возведем обе части выражения в третью степень, избавившись от знака корня,

$$\Delta^3 = 0,8255^3 \cdot \frac{P^2}{R} \cdot \left( \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right)^2.$$

Учитывая  $k_1 = \left( \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right)$ , составим пропорцию

$$\frac{\Delta^3}{1} = \frac{0,8255^3 \cdot P^2 \cdot k_1^2}{R}.$$

Преобразуем пропорцию, группируя в одной дроби величины  $\Delta$  и  $P$ ,

$$\frac{R}{0,8255^3 \cdot k_1^2} = \frac{P^2}{\Delta^3}, \text{ или } \frac{P^2}{\Delta^3} = \frac{R}{0,8255^3 \cdot k_1^2}.$$

Откуда извлекаем квадратный корень и получаем

$$\sqrt{\frac{P^2}{\Delta^3}} = \sqrt{\frac{R}{0,8255^3 \cdot k_1^2}}, \quad \frac{P}{\Delta} \sqrt{\frac{1}{\Delta}} = \sqrt{\frac{R}{0,8255^3 \cdot k_1^2}},$$

$$\frac{P}{\Delta} = \frac{\sqrt{\frac{R}{0,8255^3 \cdot k_1^2}}}{\sqrt{\frac{1}{\Delta}}} = \frac{1,33 \cdot R^{1/2} \cdot k_1^{-1}}{\Delta^{-1/2}} = 1,33 \cdot \frac{R^{1/2} \cdot \Delta^{1/2}}{k_1} = j$$

Полученное выражение коэффициента контактной жесткости зависит от деформации в контакте. Это выражение удобно для применения в экспериментальных исследованиях, когда деформации в контактах определяются непосредственными измерениями, а усилие – косвенными через измерение деформации.

Для контакта двух сферических тел и шара со сферическим углублением расчет коэффициента контактной жесткости отличается

тем, что вместо радиуса  $R$  следует подставлять приведенный радиус кривизны  $R_{np1} = \frac{R_1 \cdot R_2}{R_1 + R_2}$  для первого и  $R_{np2} = \frac{R_1 \cdot R_2}{R_2 - R_1}$  для второго случая, где  $R_1$  и  $R_2$  – радиусы кривизны соответственно сфер шара и углубления.

Рассмотрим случай контакта цилиндра с цилиндрической впадиной с параллельными осями, встречающийся при установке заготовки на оправку и пальцы базовым отверстием.

Сближение соприкасающихся тел определяется по формуле [6]

$$\Delta = 1,82 \cdot \frac{P}{l \cdot E} (1 - \ln b),$$

где  $l$  – длина площадки контакта цилиндра,  $b$  – полуширина полоски контакта,

$$b = 1,128 \cdot \sqrt{\frac{P}{l} \cdot \frac{R_1 \cdot R_2}{R_2 - R_1} \left( \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \right)}.$$

Рассмотрим первый способ вывода коэффициента контактной жесткости.

В соответствии с определением коэффициента жесткости имеем

$$j = \frac{P}{\Delta} = \frac{P}{1,82 \cdot \frac{P}{l \cdot E} (1 - \ln b)} = 0,55 \frac{l \cdot E}{(1 - \ln b)}.$$

Таким образом, коэффициент жесткости зависит от нормального усилия в контакте.

Так как выше при анализе контакта "плоскость – сферическое тело" вторым способом была получена зависимость коэффициента жесткости от деформации в контакте, можно ожидать аналогичного результата и для рассматриваемого случая.

Для реализации второго способа определения коэффициента жесткости необходимо составить пропорцию следующего вида

$$\frac{\Delta}{1} = \frac{1,82 \cdot (1 - \ln b) P}{l \cdot E}.$$

Тогда, преобразуя пропорцию, получаем

$$\frac{l \cdot E}{1,82 \cdot (1 - \ln b)} = \frac{P}{\Delta} = j \text{ или } j = \frac{P}{\Delta} = 0,55 \frac{l \cdot E}{(1 - \ln b)}.$$

Полученное выражение коэффициента жесткости показывает его зависимость от нормального усилия. Более того, оно полностью совпадает с полученным первым способом. Таким образом, при линейном контакте зависимость коэффициента контактной жесткости от деформации в контакте не подтверждается.

Для плоских стыков теория упругости не дает однозначной формулы расчета, что связано в первую очередь с множественностью и неопределенностью точек контакта вследствие неидеальности реальных плоских поверхностей, т.е. наличия на них шероховатости, волнистости. Поэтому для исследования контактного взаимодействия плоских поверхностей используются экспериментальные методы определения коэффициентов эмпирических зависимостей [3,4].

Для стыков "плоскость – плоскость" упругие перемещения получают, используя степенную зависимость [2, 3, 4, 5]

$$\delta = c \sigma^m,$$

где  $\sigma$  – средние давления в контакте,  $\sigma = \frac{P}{A}$ , где  $A$  – контурная площадь контакта поверхностей;

$c$  – коэффициент, зависящий от геометрии поверхностей и свойств материалов;

$m$  – показатель степени.

После подстановки выражения для средних давлений имеем

$$\delta = c \left( \frac{P}{A} \right)^m = c \cdot A^{-m} \cdot P^m.$$

Показатель  $m$  может быть больше и меньше 1. Выразим показатель  $m$ , как частное, в виде выражения  $m = \frac{m_1}{m_2}$ . Тогда, если

$m_1 > m_2$   $m > 1$ , если  $m_1 < m_2$   $m < 1$ . Перепишем выражение

$$\delta = c \left( \frac{P}{A} \right)^{m_1/m_2} = c \cdot \sqrt[m_2]{A^{-m_1}} \cdot \sqrt[m_2]{P^{m_1}}.$$

Возведем обе части выражения в степень  $m_2$ , для того, чтобы избавиться от корня, получим

$$\delta^{m_2} = c^{m_2} \cdot A^{-m_1} \cdot P^{m_1}.$$

Полученное выражение перестроим в соответствии с определением коэффициента жесткости

$$\frac{P^{m_1}}{\delta^{m_2}} = \frac{1}{c^{m_2} \cdot A^{-m_1}}.$$

Далее, для перехода к коэффициенту жесткости необходимо извлечь корень из выражения  $\frac{P^{m_1}}{\delta^{m_2}}$ . Извлекать корень естественно по меньшему показателю. Следовательно, если  $m_1 > m_2$  ( $m > 1$ ), извлекаем корень по показателю  $m_2$ , получаем

$$\sqrt[m_2]{\frac{P^{m_1}}{\delta^{m_2}}} = \sqrt[m_2]{\frac{1}{c^{m_2} \cdot A^{-m_1}}} \text{ и далее } \frac{P}{\delta} \frac{\sqrt[m_2]{P^{m_1-m_2}}}{1} = c^{-1} \cdot A^{\frac{m_1}{m_2}},$$

$$j = \frac{P}{\delta} = c^{-1} \cdot A^{\frac{m_1}{m_2}} \cdot \frac{1}{\sqrt[m_2]{P^{m_1-m_2}}}.$$

Таким образом, если  $m > 1$ , коэффициент контактной жесткости представляется зависимостью только от нормального усилия.

Если  $m_1 < m_2$  ( $m < 1$ ), извлекаем корень по показателю  $m_1$ , получаем

$$\sqrt[m_1]{\frac{P^{m_1}}{\delta^{m_2}}} = \sqrt[m_1]{\frac{1}{c^{m_2} \cdot A^{-m_1}}}, \text{ далее } \frac{P}{\delta} \cdot \frac{1}{\sqrt[m_1]{\delta^{m_2-m_1}}} = c^{\frac{-m_2}{m_1}} \cdot A$$

$$j = \frac{P}{\delta} = c^{\frac{-m_2}{m_1}} \cdot A \cdot \sqrt[m_1]{\delta^{m_2-m_1}}.$$

Таким образом, если  $m < 1$ , коэффициент контактной жесткости представляется зависимостью от нормальной деформации.

Так, например, для металлов  $m = 0,5 = \frac{1}{2}$  имеем зависимость от деформации после следующих преобразований

$$\delta = c \left( \frac{P}{A} \right)^{1/2} = c \cdot A^{-1/2} \cdot P^{1/2}, \quad \delta^2 = c^2 \cdot A^{-1} \cdot P^1, \quad j = \frac{P}{\delta} = \frac{\delta}{c^2 \cdot A^{-1}} = c^{-2} \cdot A \cdot \delta,$$

которая соответствует выведенному общему уравнению.

В работе В.С.Корсакова [2] приводятся эмпирические зависимости по определению перемещений на опорах для контактов "сфера – плоскость" и "плоскость – плоскость".

Для контакта "сфера – плоскость" зависимости имеют вид

$$y = \left( 0,67 - 0,003HB + \frac{6,23}{R} \right) \cdot Q^{0,8} \quad \text{для заготовки из стали} \quad \text{и}$$

$$y = \left( 2,7 - 0,008HB + \frac{9,23}{R} \right) \cdot Q^{0,6} \quad \text{для заготовки из чугуна,}$$

где  $HB$  – твердость материала по Бриннелю,

$R$  – радиус сферы (опоры),

$Q$  – усилие зажима заготовки, нормальное к плоскости контакта.

Для контакта "плоскость – плоскость" (плоская опора ограниченной площади) зависимости имеют вид

$$y = (0,4 + 0,012F + 0,004R_z - 0,0016HB) \cdot q^{0,7} \quad \text{для заготовки из стали} \quad \text{и}$$

$$y = (0,776 + 0,053F + 0,016R_z - 0,0045HB) \cdot q^{0,6} \quad \text{для заготовки из чугуна}$$

где  $F$  – контурная площадь опоры в  $\text{см}^2$ ,

$R_z$  – характеристика шероховатости заготовки в  $\mu\text{м}$ ,

$q$  – удельное давление на поверхность контакта,  $\text{кГ/см}^2$ .

Структура приведенных эмпирических зависимостей соответствует структуре общей зависимости, показатель степени  $m$  меньше 1, следовательно, из выражений можно получить зависимость коэффициента контактной жесткости от деформации в контакте.

### **Выводы.**

Проведенные в работе исследования оценки коэффициента контактной жесткости показали, что он может быть определен в зависимости как от нормального давления на контакт, так и в



зависимости от деформации контакта. Причем для линейных контактов зависимость коэффициента жесткости от деформаций не может быть определена по известным теоретическим зависимостям. Впервые получены выражения для определения коэффициента контактной жесткости в зависимости от деформации в контакте. Сформулировано условие, позволяющее оценить возможность получения зависимости коэффициента жесткости от деформации в контакте.

*В статье представлены результаты теоретических исследований по определению коэффициентов контактной жесткости в станочных приспособлениях и оснастке, которые также могут быть использованы при проектировании других зажимных устройств производственных механизмов.*

*In the article there are the represented results of theoretical researches on determination of coefficients of contact inflexibility in machine-tool fixture and rigging, which also can be used for design of other clamping devices of production mechanisms.*

#### **Библиографический список.**

1. Пипкин Ю.В. Выбор места приложения усилия зажима с помощью имитационной модели / Ю.В. Пипкин // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Спецвыпуск: Информационные технологии в научных исследованиях и учебном процессе: Материалы II Международ. научн.-практ. конференции (14-16 ноября 2006 г., г. Луганск). – Алчевск: ДонГТУ; Луганск: ЛНПУ, 2006. – С.161-171.
2. Корсаков В.С. Основы конструирования приспособлений.: Учебник для вузов / В.С.Корсаков. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1983. – 277 с.
3. Рыжов Э.В. Контактная жесткость деталей машин / Э.В.Рыжов. – М.: Машиностроение, 1966. – 195 с.
4. Левина З.М. Контактная жесткость машин / З.М.Левина, Д.Н. Решетов. – М.: Машиностроение, 1971. – 264 с.
5. Крагельский И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В.Крагельский, М.Н.Добычин, В.С.Комбалов – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.

6. Писаренко Г.С. Справочник по сопротивлению материалов / Г.С.Писаренко, А.П.Яковлев, В.В.Матвеев; Отв. ред. Писаренко Г.С. – 2-е изд., перераб. и доп. – К.: Наук. Думка, 1988. – 736 с.

7. Альбом по проектированию приспособлений / Б.М. Базров и др. – М.: Машиностроение, 1991. – 119 с.

8. Станочные приспособления: Справочник в 2-х т. / Под ред. Б.Н. Вардашкина. – М.: Машиностроение, 1984.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Ульяницким В.Н.*

*к. т. н., проф. Зелинский А.Н.,  
ассистент Пипкин Ю.В.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

## **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ КОНТАКТНОЙ ЖЕСТКОСТИ В ЗАЖИМНЫХ УСТРОЙСТВАХ СТАНОЧНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ**

*У статті надано результати експериментального визначення коефіцієнтів контактної жорсткості для затискних пристроїв верстатних пристосувань, виконано їх порівняння з результатами теоретичних розрахунків.*

### **Проблема и ее связь с практическими и научными задачами.**

Анализ методики определения коэффициентов жесткости является важным условием организации имитационного моделирования [1] зажимных устройств станочных приспособлений (СП), а также позволяет определить пути повышения надежности работы конструкции [2].

### **Анализ исследований и публикаций.**

Исследования контактных взаимодействий в работах [3, 4, 5] в основном связаны с определением контактных деформаций. Коэффициенты контактной жесткости для анализа контактного взаимодействия не используются. Методика силового расчета зажимных устройств станочных приспособлений [6] предусматривает применение коэффициентов жесткости, однако отсутствуют рекомендации по теоретическому или экспериментальному их определению. Отсутствуют такие рекомендации и в работах [7, 8], посвященных подробному исследованию контактных взаимодействий при установке заготовок на пальцы и призмы.

### **Постановка задачи по определению коэффициентов контактной жесткости в силовом замыкании станочных приспособлений.**

Задачей данной работы является определение коэффициентов контактной жесткости для анализа силового замыкания в СП. При расчете коэффициентов применим теоретические зависимости и экспериментальные данные. Выполним сравнение результатов расчета,

полученных различными способами (теоретическим и экспериментальным).

### **Экспериментальное определение коэффициентов контактной жесткости и их сравнение с теоретическим расчетом.**

Для анализа силового замыкания (закрепления) заготовки при механической обработке была исследована схема установки заготовки плоской поверхностью на три точечные опоры со сферической поверхностью, т.е. исследовался контакт вида "плоскость – сферическая поверхность".

Эксперимент заключался в определении деформаций в трех опорах (рис. 1), установленных на столе горизонтального консольно-фрезерного станка.

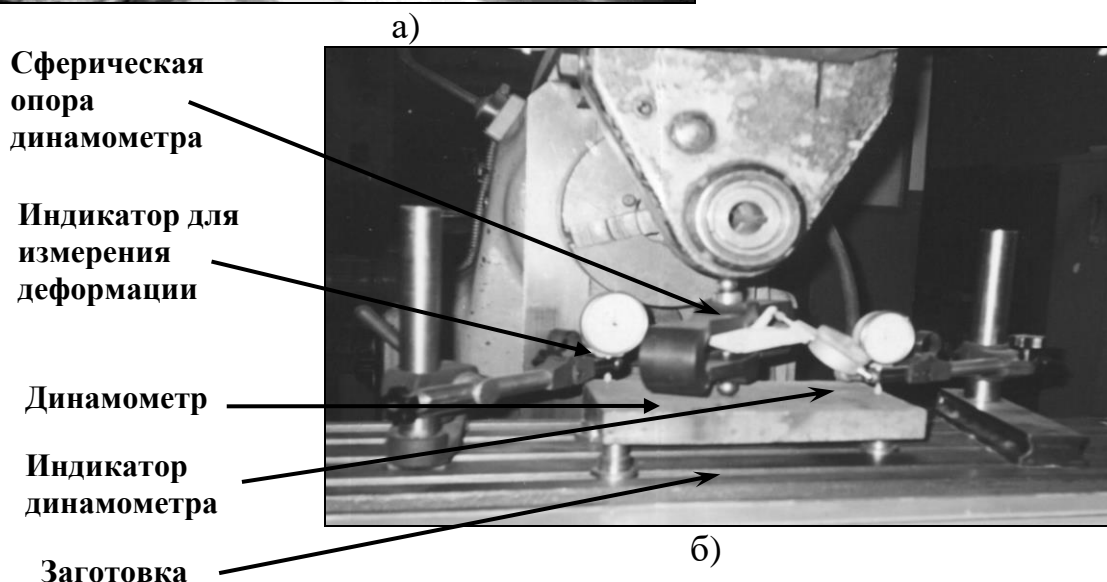
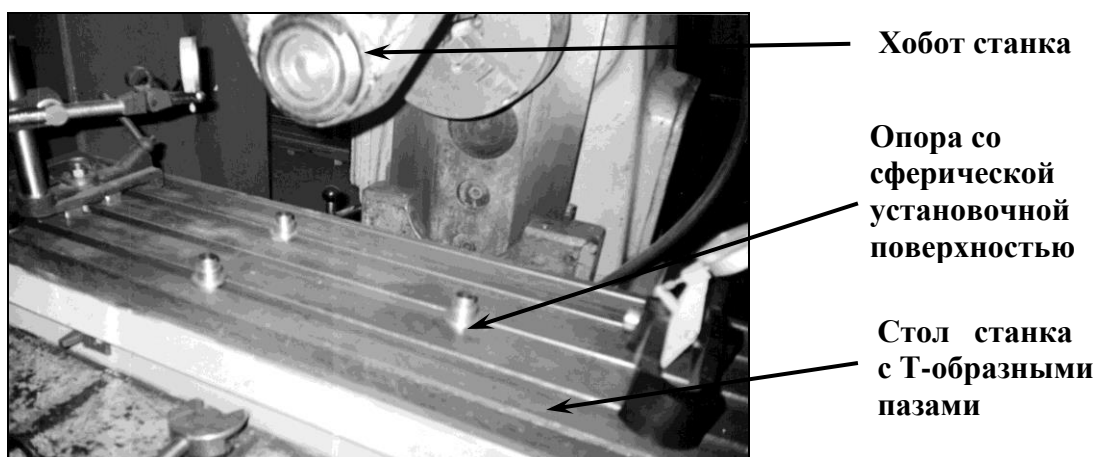


Рисунок 1 – Экспериментальный стенд по измерению силового замыкания в станочном приспособлении:  
а) расположение опор, б) нагружение и измерение деформаций в опорах

Форма опорной поверхности – сферическая. Заготовка типа "пластина" устанавливалась на три опоры плоской базовой поверхностью. Нагружение заготовки зажимной силой производится через динамометр с индикатором часового типа. Цена деления индикатора динамометра составляет 50 Н. Нагружение производилось в заданной точке внутри треугольника опор. Усилие на каждой из опор определялось расчетным путем с применением принципа виртуальных перемещений. Деформации в каждой опоре определялись индикаторами часового типа с ценой деления 0,002 мм. Нагрузка прикладывалась постепенно с шагом 100 Н. Максимальная нагрузка составила 3000 Н. Измерение деформаций проводилось как на этапе постепенного нагружения, так и на этапе постепенного разгружения.

Графики взаимозависимости между нагрузкой и деформацией в опорах представлен на рисунке 2.

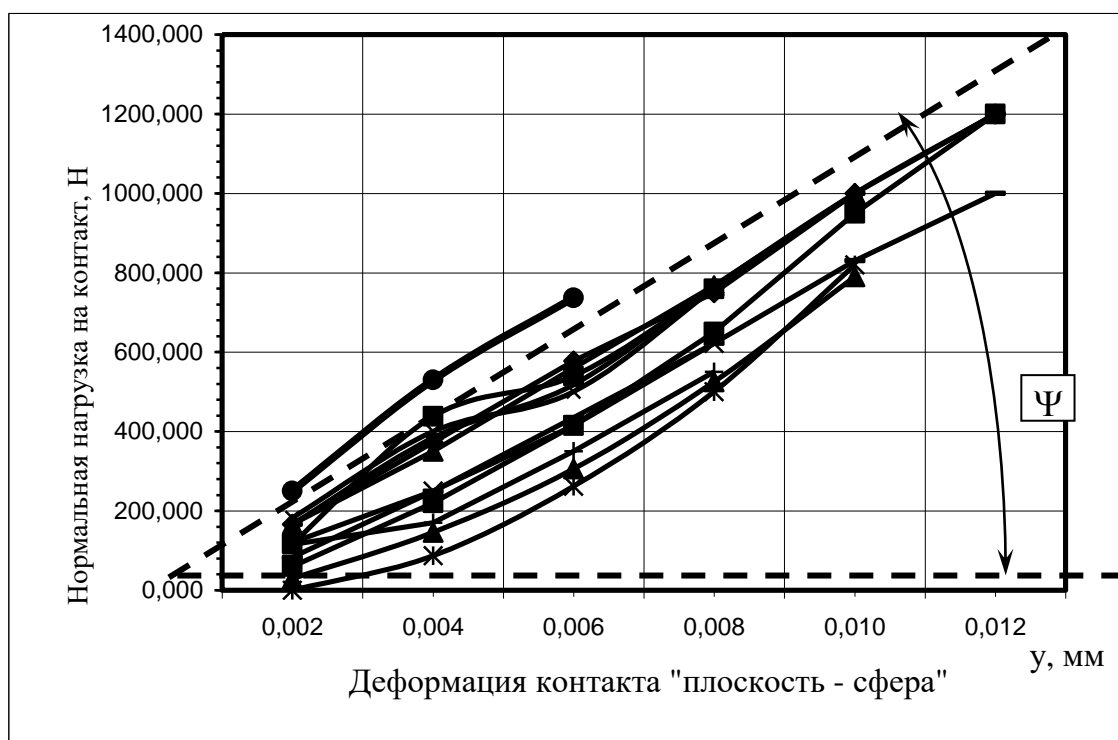


Рисунок 2 – Графики взаимозависимости нагрузки и деформации в контакте плоской поверхности заготовки со сферической поверхностью опоры

При исследовании силового замыкания выполнялись измерения деформаций в контактах заготовки с опорами. Для каждой опоры серия замеров проводилась не менее чем четыре раза. Таким образом, были получены значения для каждой опоры и для определенного уровня нагрузки как при нагружении, так и при разгрузке контакта. Так как

условия контактирования для каждой опоры сохраняются (опоры изготовлены одинаковыми), то можно предполагать, что процессы деформации протекают одинаково. Графики, представленные на рисунке 2, построены следующим образом. Для единичного нагружения опоры выбраны деформации, кратные цене деления средства измерения, и нагрузки, которые вызвали эти деформации. В соответствии с этим принципом построены графики для разных нагружаемых одновременно опор, как на этапах нагружения, так и на этапе разгрузки.

По графикам на рисунке 2 видно, что они близки к линейной форме, причем угол наклона графиков к оси деформации практически одинаков. По определению коэффициента жесткости в виде  $j_{kN} = \frac{P_N}{\xi_N}$ ,

можно его определять как тангенс угла  $\Psi$  наклона графиков  $tg\Psi = j = \frac{P_N}{\xi_N}$ .

Таким образом, экспериментальный коэффициент контактной жесткости можно определить равным

$$j_{kN1} = \frac{P_{\max 1}}{\xi_{\max 1}} = \frac{1200}{0,012} = 100000 \frac{H}{мм}.$$

Выполним оценку по полученным выше зависимостям теоретического и экспериментального вида.

Теоретическая оценка коэффициента контактной жесткости выполняется на основе зависимостей теории упругости для определения деформации в контакте "плоскость – сфера" [9]

$$\Delta = 0,8255 \cdot \sqrt[3]{\frac{P^2}{R} \cdot \left( \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right)^2},$$

из которой на основе преобразований можно вывести выражение для коэффициента контактной жесткости, причем зависящего от усилия или от деформации в контакте.

Диаметр сферы опоры составлял 20 мм для всех трех опор. Материал опор – сталь 45, материал устанавливаемой заготовки – 60Г. Модули упругости и коэффициенты Пуассона для указанных материалов составляют соответственно  $E_2 = 2,04 \times 10^5$  МПа,  $\mu_2 = 0,28$  и  $E_1 = 2,109 \times 10^5$  МПа,  $\mu_1 = 0,28$ .

Коэффициент жесткости для теоретической оценки равен:

при зависимости от усилия  $P$

$$j = 1,21 \cdot P^{1/3} \cdot R^{1/3} \left( \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \right)^{-2/3} =$$

$$= 1,21 \cdot 1200^{1/3} \cdot 20^{1/3} \cdot \left( \frac{1 - 0,28^2}{2,109 \times 10^5} + \frac{1 - 0,28^2}{2,04 \times 10^5} \right)^{-2/3} = 81350 \text{ Н/мм},$$

при зависимости от деформации  $\Delta$

$$j = \frac{P}{\Delta} = 1,33 \cdot \frac{R^{1/2} \cdot \Delta^{1/2}}{\left( \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2} \right)} =$$

$$= 1,33 \cdot \frac{20^{1/2} \cdot 0,012^{1/2}}{\left( \frac{1 - 0,28^2}{2,109 \times 10^5} + \frac{1 - 0,28^2}{2,04 \times 10^5} \right)} = 73310 \text{ Н/мм}$$

Аналогично теоретической оценке возможно определение коэффициента контактной жесткости и на основе полученных в работе [6] эмпирических зависимостей:

$$y = \left( 0,67 - 0,003HB + \frac{6,23}{R} \right) \cdot Q^{0,8} \text{ для заготовки из стали и}$$

$$y = \left( 2,7 - 0,008HB + \frac{9,23}{R} \right) \cdot Q^{0,6} \text{ для заготовки из чугуна,}$$

где  $HB$  – твердость материала по Бриннелю,

$R$  – радиус сферы (опоры),

$Q$  – усилие зажима заготовки, нормальное к плоскости контакта.

Коэффициент контактной жесткости для условий проведения эксперимента по эмпирической зависимости равен (для стали)

- для зависимости от нагрузки

$$j = \frac{Q}{\left(0,67 - 0,003HB + \frac{6,23}{R}\right) \cdot Q^{0,8}} = \frac{1200^{0,2}}{\left(0,67 - 0,003 \cdot 230 + \frac{6,23}{20}\right)} =$$

$$= 22,450 \text{ Н/мкм} = 22450 \text{ Н/мм}$$

для зависимости от деформации

$$j = \left(0,67 - 0,003HB + \frac{6,23}{R}\right)^{\frac{-10}{8}} \cdot \sqrt[8]{\delta^2} =$$

$$= \left(0,67 - 0,003 \cdot 230 + \frac{6,23}{20}\right)^{\frac{-10}{8}} \cdot \sqrt[8]{0,012^2} =$$

$$= 15,452 \text{ Н/мкм} = 15452 \text{ Н/мм.}$$

Сравнение результатов оценки коэффициентов контактной жесткости выполним в таблице 1.

Таблица 1 – Значения коэффициентов контактной жесткости для разных оценок, Н/мм

Вид контакта	Характеристика по определению коэффициента жесткости	
	Зависимость от нагрузки	Зависимость от деформации
Плоскость – сфера	Экспериментальная оценка	
	100000	
	Оценка по эмпирической формуле	
	22450	15452
	Оценка по теоретической зависимости	
	81350	73310

Анализ результатов, приведенных в таблице 1, позволяет отметить следующее.



Коэффициент жесткости, полученный по экспериментальным данным является наибольшим по сравнению с другими. Экспериментальный коэффициент превышает коэффициент полученный на основе теоретических зависимостей на величину около 20% (на границе допустимой погрешности инженерных расчетов). Отклонение экспериментального коэффициента жесткости от теоретического можно объяснить влиянием процессов, неучтенных при выводе теоретических зависимостей. Для рассмотренного здесь эксперимента таким процессом является совместность деформации в трех опорах, причем процессы, протекающие в опоре связаны между собой через достаточно жесткую заготовку и зажимной элемент.

Коэффициент жесткости, полученный расчетом по известным эмпирическим зависимостям получился самым низким, причем в несколько раз меньшим других коэффициентов. Это можно также объяснить действием процессов, присутствующих в расчетной схеме для эмпирической зависимости и в проведенном эксперименте. В частности отличием является то, что в эксперименте опора не запрессовывается (как это имеет место при установке опор такого типа в приспособление), а устанавливается в Т-образный паз с зазором и стык между опорой и поверхностью установочной плиты затягивается дополнительно. Таким образом, на результат измерений не оказывает влияние контактные деформации в этом стыке, что существенно повышает точность измерения деформаций. Кроме этого, можно предположить, что совместность деформаций опор, охарактеризованная выше также не учтена в известных эмпирических зависимостях.

Коэффициент жесткости, определяемый в зависимости от усилия на контакт, всегда больше, коэффициента, определяемого в зависимости от деформации. Изменение коэффициента жесткости в одном процессе в один момент времени может являться показателем, характеризующим внутренний источник колебаний переменных процесса в силовом замыкании СП.

### **Выводы.**

Сравнение результатов определения коэффициентов трения со значениями, полученными на основе теоретических зависимостей показывает близость порядка получаемых величин коэффициентов контактной жесткости. Следовательно, проведенный эксперимент может быть использован для исследования и оценки контактных деформаций в зажимных механизмах станочных приспособлений. Анализ результатов экспериментов по эмпирическим зависимостям

других авторов показывает на необходимость учета совместности деформаций опор в системе зажимного механизма.

*В статье представлены результаты экспериментального расчета коэффициентов контактной жесткости для зажимных устройств станочных приспособлений, выполнено их сравнение с результатами теоретических расчетов.*

*The results of experimental calculation of coefficients of contact inflexibility for the clamping devices of machine-tool fixture are represented in the article, their comparison with the results of theoretical calculations is executed.*

### **Библиографический список.**

1. Пипкин Ю.В. Выбор места приложения усилия зажима с помощью имитационной модели / Ю.В. Пипкин // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Спецвыпуск: Информационные технологии в научных исследованиях и учебном процессе: Материалы II Международ. научн.-практ. конференции (14-16 ноября 2006 г., г. Луганск). – Алчевск: ДонГТУ; Луганск: ЛНПУ, 2006. – С.161-171.

2. Силаев Л.А. Повышение надежности базирующих элементов станочных приспособлений / Силаев Л.А. // Проблемы трибології. – Хмельницький: ХДТУ. – 1999. – № 1. – С. 105-112.

3. Рыжов Э.В. Контактная жесткость деталей машин / Э.В.Рыжов. – М.: Машиностроение, 1966. – 195 с.

4. Левина З.М. Контактная жесткость машин / З.М.Левина, Д.Н.Решетов. – М.: Машиностроение, 1971. – 264 с.

5. Крагельский И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.

6. Корсаков В.С. Основы конструирования приспособлений: Учебник для вузов / Корсаков В.С. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1983. – 277 с.

7. Ильицкий В.Б. Станочные приспособления. Конструкторско-технологическое обеспечение эксплуатационных свойств / В.Б. Ильицкий, В.В. Микитянский, Л.М. Сердюк. – М.: Машиностроение, 1989. – 208 с

8. Микитянский В.В. Точность приспособлений в машиностроении / В.В. Микитянский. – М.: Машиностроение, 1984. – 128 с.

9. Писаренко Г.С. Справочник по сопротивлению материалов / Г.С. Писаренко, А.П. Яковлев, В.В. Матвеев; Отв. ред. Г.С. Писаренко – 2-е изд., перераб. и доп. – К.: Наук. Думка, 1988. – 736 с.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Ульяницким В.Н.*

## ДИНАМИКА НАРАСТАНИЯ И ОПОЛЗАНИЯ ГАРНИССАЖА НА СТЕНКАХ ФУТЕРОВКИ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ

*Приведені результати практичних досліджень динаміки розгару футеровки, утворювання та оповзання гарніссажу.*

### **Проблема и её связь с научными и практическими задачами.**

В процессе работы доменных печей наблюдаются случаи периодического ухудшения показателей работы из-за загромождения горна [1]. Одной из основных причин загромождения является нарушение распределения газового потока по сечению печи, что приводит к усилению образования гарниссажа на стенах и к периодическому оползанию его в горн [2].

В зависимости от условий и режима работы доменной печи кладка шахты, распара и заплечиков изнашивается в большей или меньшей степени, претерпевая многообразные воздействия: температурные напряжения, давление газов, шихты и жидких продуктов плавки, химическое воздействие, абразивное воздействие опускающихся шихтовых материалов и восходящего потока газа, несущего большое количество пыли и т. д. Тепловые воздействия, давление газов, шихты и жидких продуктов плавки увеличиваются от верхних зон к нижним. При повышении температуры также усиливается насыщение огнеупорного материала примесями, понижающими его огнеупорность, что способствует разрушению кладки печи. Фактический профиль доменной печи постоянно меняется в процессе плавки вследствие разгара стен, а также по причине образования гарниссажа.

Гарниссаж представляет собой сплавленную с огнеупорной кладкой печи массу, состоящую из железорудных материалов, флюсов и кокса. В процессе работы доменной печи происходит более или менее интенсивное нарастание гарниссажа, причём нарастание это идёт неравномерно как по высоте, так и по окружности профиля футеровки.

### **Анализ результатов теоретических и практических исследований образования и оползания гарниссажа на стенах футеровки доменной печи.**

При повышении общего нагрева печи зона плавления и размягчения шихтовых материалов смещается вверх и при последующем снижении нагрева печи до нормального происходит охлаждение и налипание разжиженного шихтового материала на стенки шахты печи. Это приводит к росту гарниссажа на всей площади поверхности внутреннего профиля шахты, распара и

запечников. Кроме того, может быть местное нарастание гарниссажа, когда вследствие газораспределения происходит локальное (в каком-либо узком участке возле стенки доменной печи) повышение температуры шихтовых материалов.

Как уже отмечалось ранее, гарниссаж может быть устойчивым и неустойчивым. Поэтому в процессе работы доменной печи происходит не только нарастание, но и периодическое оползание гарниссажа в горн.

Оползание гарниссажа представляет собой скользящее местное смещение со стен шахты, распара и запечников и опускание вниз печи застывшей оплавленной массы из железорудных материалов, кокса и флюса. Оползания гарниссажа могут быть односторонние – в каком либо отдельном секторе печи, или кольцевые – по всей площади внутренней поверхности. Кольцевые оползания приводят к более тяжёлым последствиям и расстройствам хода, так как в горн приходит большое количество неподготовленного материала, загромождается большой объём горна доменной печи и значительно понижается тепловое состояние, поскольку при движении слоя гарниссажа сверху вниз вместе с шихтой он не успевает прогреться и подвергнуться достаточному физико-химическому воздействию газового потока, направленного снизу вверх, т.к. в отличие от разрыхлённой шихты представляет собой плотный конгломерат.

Кроме того, при оползании гарниссажа стены шахты, распара, запечников теряют защитный слой в виде гарниссажа и тепловые потери через кладку печи увеличиваются, что приводит в свою очередь также к похолоданию печи.

Так как оползание гарниссажа непосредственно влияет на увеличение тепловых потерь в доменной печи, то характерные признаки оползания можно определить по расходу воды, идущей на подпитку испарительной системы охлаждения. При скачкообразном увеличении расхода воды на одном или нескольких баках-сепараторах испарительной системы охлаждения печи фиксируется очередное оползание гарниссажа, так как при этом резко уменьшается толщина кладки, и, соответственно, увеличиваются тепловые потери, что вызывает увеличение расхода воды на подпитку системы испарительного охлаждения.

**Постановка задачи.** Изучить динамику разгара футеровки, формирования и оползания гарниссажа, влияние оползания гарниссажа на ход доменной плавки.

На доменной печи объёмом 3000 м<sup>3</sup> динамику разгара шахты определяли по изменению расхода воды, идущей на подпитку испарительной системы охлаждения [3].

Результаты исследований за два последних года предыдущей компании и два первых года новой компании представлены на рисунках 1 и 2 соответственно.

Разгар шахты доменной печи происходит в течение 4-5 лет. На протяжении первых двух лет расход воды, идущей на подпитку баков-сепараторов не превышает  $4 \times 10^3$  кг/ч. Затем происходит интенсивный разгар кладки шахты и распара. В течение последующих 2-3 лет расход воды на баке-сепараторе увеличивается в 8-10 раз, при этом шахта разгорается до такой степени, что становится непригодной для дальнейшей эксплуатации.

На рисунке 3 показан рост среднеквадратичного отклонения расхода воды, идущей на подпитку бака-сепаратора испарительной системы охлаждения в зависимости от длительности кампании шахты печи. Так, в начале, среднеквадратичное отклонение колебания расхода воды составляло 200-300 кг/ч. Колебание расхода воды, идущей на подпитку системы охлаждения, происходит в результате изменения величины теплового состояния печи, характера движения газов (периферийного или осевого), а, кроме того, образования и оползания гарниссажа. Поскольку кладка шахты и распара в начале кампании имеет проектную толщину, количество образующегося гарниссажа на их поверхности незначительно, оползание гарниссажа не оказывает существенного влияния на ход доменной печи.

По мере разгара кладки низа доменной печи среднеквадратичное отклонение расхода воды, идущей на подпитку испарительной системы охлаждения увеличиваются, к концу кампании печи достигает 1600-2000 т/ч. Прямо пропорционально увеличению разгара кладки низа печи увеличивается толщина гарниссажа в результате понижения температур на стенах футеровки из-за эффективного охлаждения.

Количество случаев оползания гарниссажа в течение года эксплуатации составило 61. А к концу кампании, по сравнению с предыдущей, частота оползания увеличилась в 2-3 раза.

С увеличением частоты оползаний гарниссажа увеличивается и количество приходящего в горн неподготовленного материала, что с каждым разом приводит к всё более тяжёлым последствиям расстройств хода доменной печи.

Оползание гарниссажа происходило обычно при тихом ходе, когда работа печи с низким расходом дутья приводит к резкому перераспределению газового потока и температурных зон. Основной поток газов при этом концентрируется у периферии, повышая температуру на более высоких горизонтах шахты печи. Такой режим приводит к оползанию гарниссажа и перерасходу кокса. Периферийный ход, осадка шихты – основные причины оползания гарниссажа, хотя оползание может произойти и при обрыве шихты вследствие тугого хода печи.

Оползший гарниссаж движется вместе с шихтовыми материалами и, в зависимости от места его оползания, время его движения до попадания в горн может существенно различаться. Среднее время пребывания оползшего

гарниссажа в печи до воздействия его на химический состав продуктов плавки определяли по формуле

$$t = 0,5 \times \frac{24 \times V_{пол.}}{V_0 \times П} + \tau ,$$

где 0,5 – коэффициент среднего расположения оползшего гарниссажа по высоте печи;  $V_{пол.}$  – полезный объём доменной печи, м<sup>3</sup>;  $V_0$  – расход сырых материалов на 1 тонну чугуна, м<sup>3</sup>; П – производство чугуна в сутки, тонн;  $\tau$  – время запаздывания влияния гарниссажа на тепловое состояние горна печи.

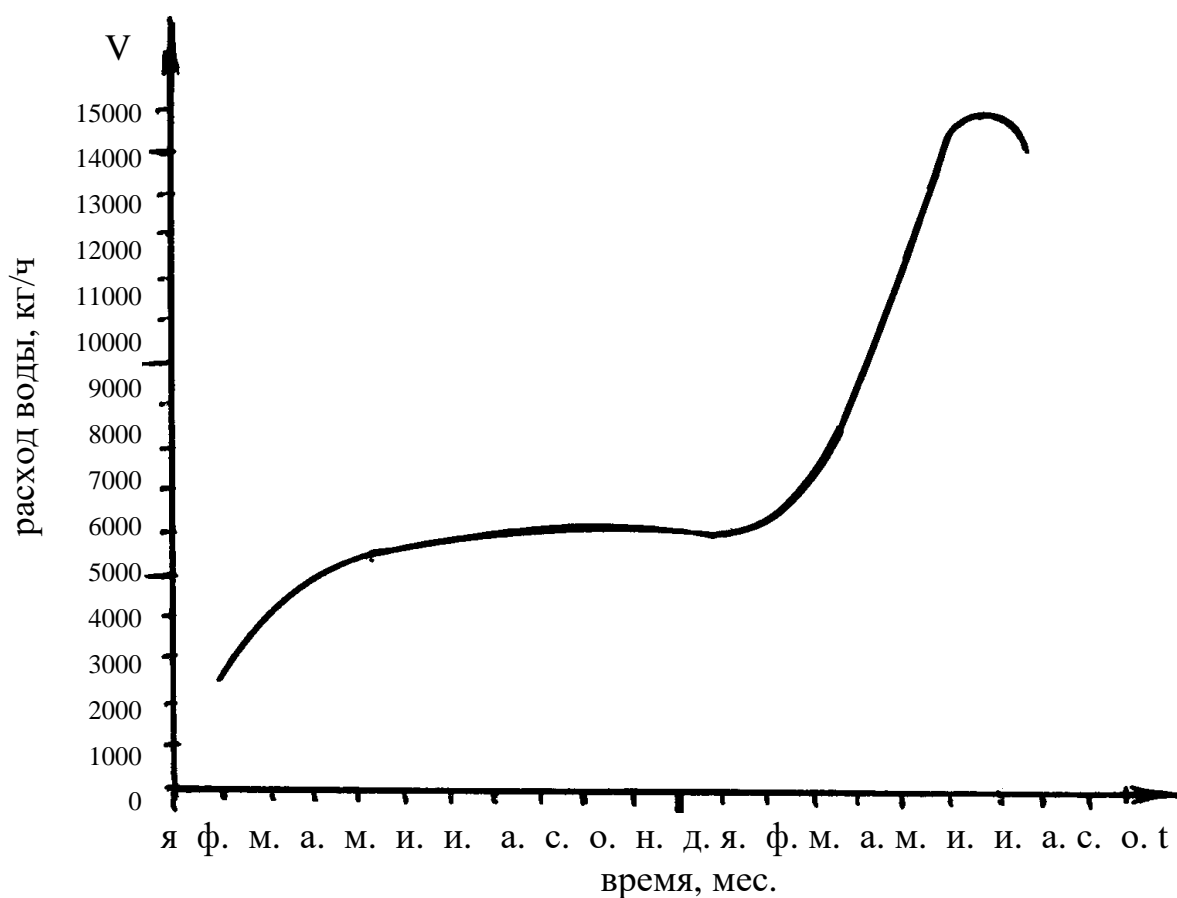


Рисунок 1 – Изменение расхода воды, идущей на подпитку баков-сепараторов испарительной системы охлаждения

Это время составило для доменной печи объёмом 3000 м<sup>3</sup> 5-6 часов. Из них 3-4 часа приходится на время оползания гарниссажа в горн и 2 часа на расплавление и начало воздействия на химический состав чугуна. Поэтому для

нахождения зависимости между содержанием кремния в чугуне и расходом воды на испарительное охлаждение печи при оползании гарниссажа отбирались значения кремния последнего выпуска смены, в которой был снят паросъём или первого выпуска следующей смены. Корреляционный анализ производился со смещением, т.к. влияние оползания гарниссажа на кремний сказывалось через 5-6 часов. Коэффициент корреляции между расходом воды, идущей на подпитку испарительной системы охлаждения и кремнием в чугуне составил минус 0,616.

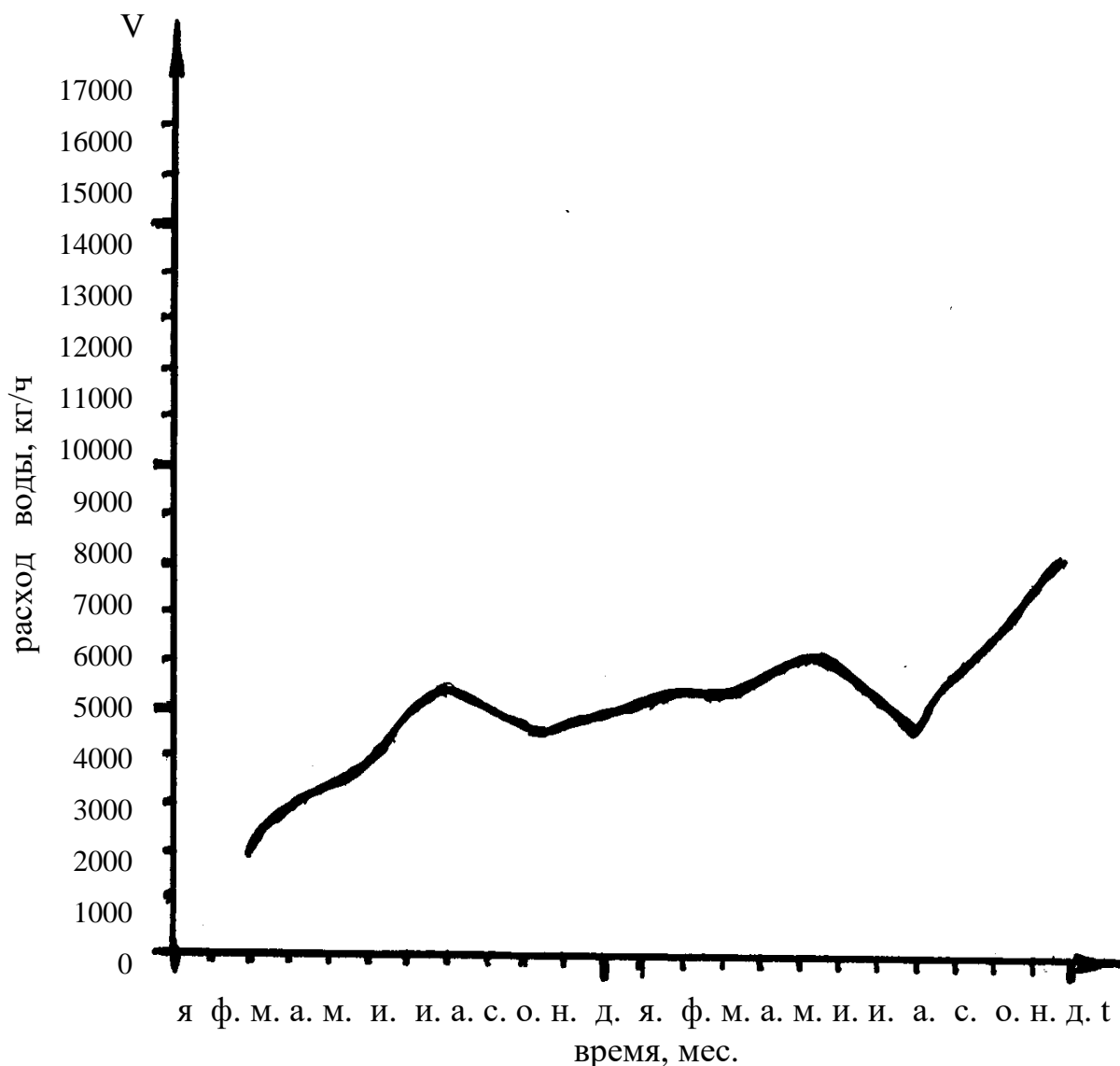


Рисунок 2 – Изменение расхода воды, идущей на подпитку баков-сепараторов испарительной системы охлаждения



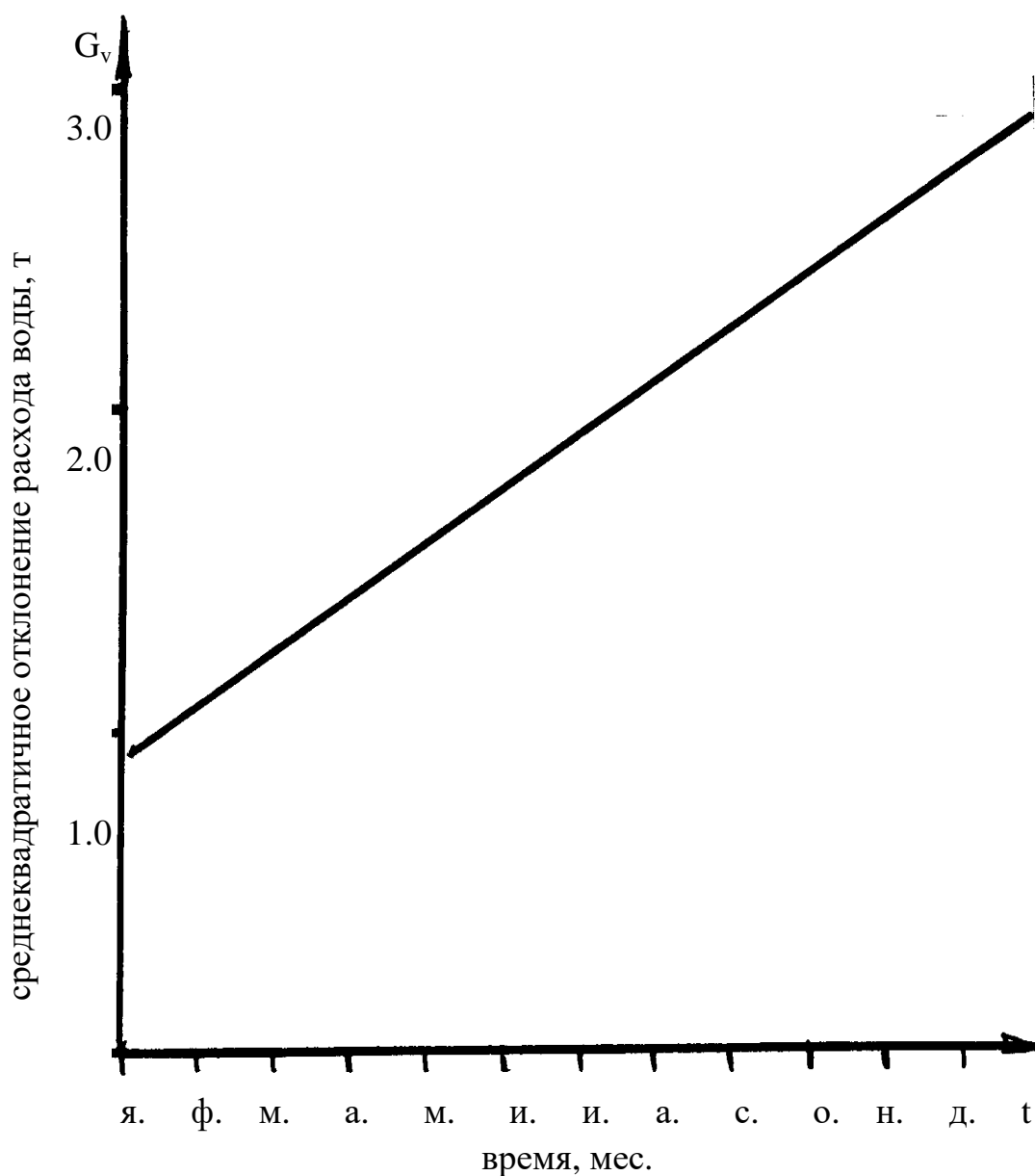


Рисунок 3 – Изменение среднеквадратичного отклонения расхода воды, идущей на подпитку баков-сепараторов

Для поля точек, изображённого на рисунке 4, которое представляет зависимость содержания кремния в чугунах от расхода охлаждающей воды, было получено следующее уравнение регрессии

$$y = 1,27 - 0,67 \times 10^{-4}x$$

где  $y$  – содержание кремния в чугунах, %;  $x$  – расход воды, идущей на подпитку испарительной системы охлаждения, кг/ч.

Между увеличением расхода воды, идущей на подпитку баков-сепараторов испарительной системы охлаждения шахты, распара и заплечиков печи, вследствие оползания гарниссажа, и изменением содержания кремния в чугуна через 5-6 часов после оползания существует очень тесная связь.

С оползанием гарниссажа и приходом его в горн происходит похолодание печи, в результате того, что гарниссаж не успевает прогреться и расплавиться.

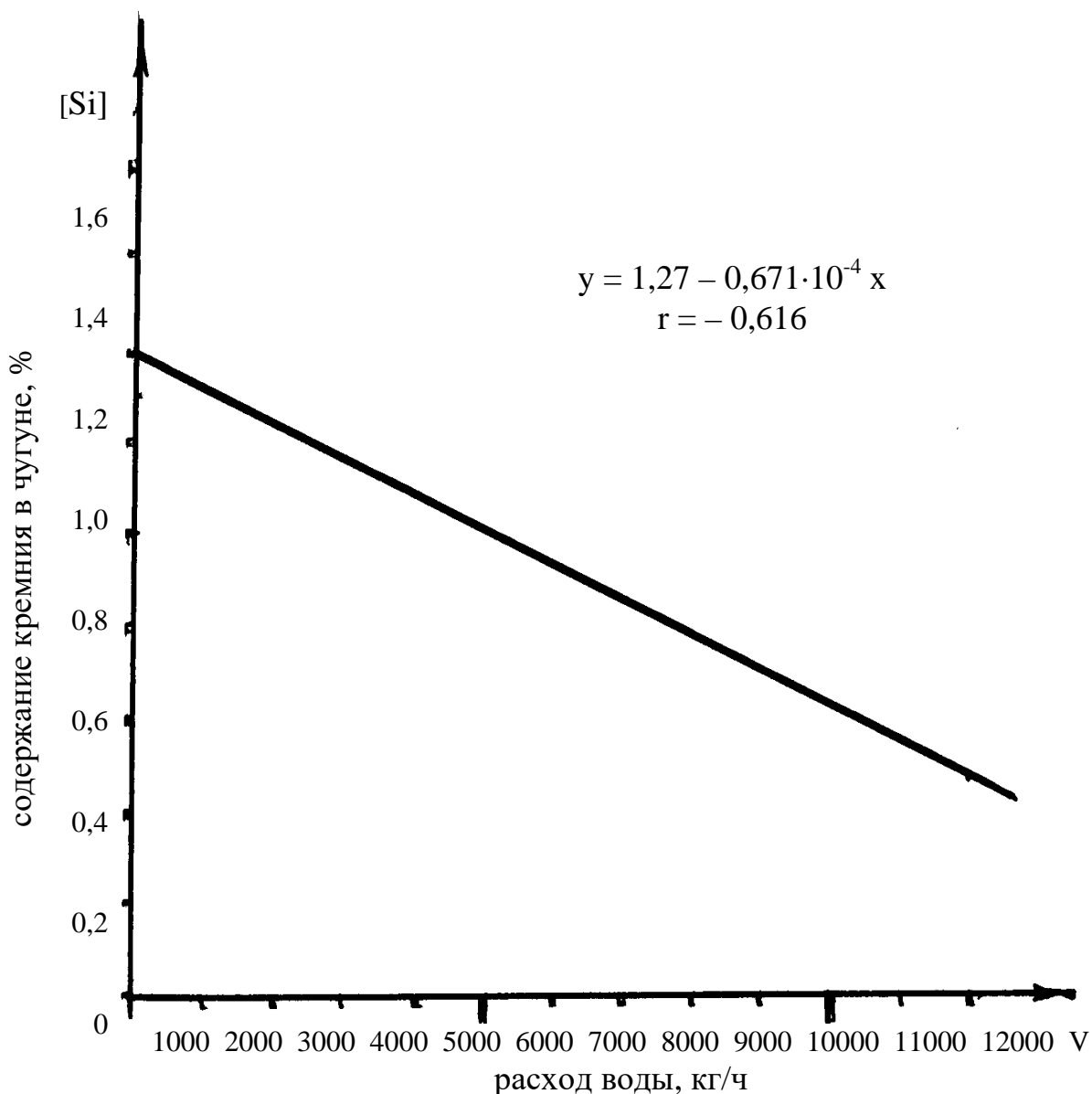


Рисунок 4 – Изменение содержания кремния в чугуна в зависимости от расхода воды, идущей на подпитку баков-сепараторов при оползаниях гарниссажа

При небольшом скачкообразном увеличении расхода воды, идущей на подпитку баков-сепараторов испарительной системы охлаждения соответственно оползает небольшое количество гарниссажа, который незначительно изменяет тепловой уровень печи.

По существующей технологии, при оползаниях гарниссажа регулирующие воздействия производят по величине изменения содержания кремния в чугуна, анализ которого выдаётся с опозданием на 1,0-1,5 ч., и поэтому похолодание печи обычно протекает в течение одной смены. Обычно для повышения динамики разогрева горна загружают большее количество кокса, чем это необходимо, и, как правило, разогревают печь выше установленного уровня; содержание кремния в чугуна повышается до 1,0-1,2%.

Существующая технология ведения доменной печи нерациональна, поскольку приводит к чрезмерному перерасходу кокса и, кроме того, имеет большое запаздывание при регулировании, которое приводит к ряду нежелательных последствий.

При резком похолодании печи ухудшаются дренажные условия в горне, выпуска идут в течение длительного времени. Горн загромождается густыми массами. В результате этого частота горения воздушных фурм увеличивается в 2-3 раза. Увеличиваются простои печи для смены горелых фурм.

Снижение уровня теплового состояния ухудшает движение газов и материалов, что способствует уменьшению интенсивности доменной плавки.

Оползания гарниссажа развивают окружающую неравномерность работы горна, на что красноречиво указывает колебание содержания кремния в чугуна, при выпуске его на различные лётки. Разность содержания кремния в чугуна может достигать 0,2-0,3%

Похолодание печи, уменьшение десульфуризирующей способности шлака влечёт за собой увеличение содержания серы в чугуна, которое приводит к получению брака.

Если не наблюдается скачкообразный рост расхода воды, идущей на подпитку баков-сепараторов испарительной системы охлаждения, а имеет место плавный характер изменений, то это может указывать на повышение нагрева печи или развитие периферийного хода газов. Коэффициент корреляции между содержанием кремния в чугуна и расходом воды, идущей на подпитку системы охлаждения составил 0,235.

Уравнение регрессии для этой зависимости (рис. 5) имеет вид

$$y = 1,167 + 0,189 \times 10^{-4}x,$$

где  $y$  – содержание кремния в чугуна, %;  $x$  – расход воды, идущей на подпитку испарительной системы охлаждения, кг/ч.

Связь между двумя рассматриваемыми переменными небольшая, поскольку расход воды зависит от двух составляющих разогрева печи и

характера движения газов в шахте. Однако эта зависимость позволяет увидеть, что при большом разогреве печи происходит одновременное увеличение кремния в чугуне и расхода воды, идущей на подпитку баков-сепараторов испарительной системы охлаждения.

В итоге можно констатировать, что оползание гарнессажа в горн приводит к ряду отклонений хода печи от нормального. Увеличивается теплоотдача через утончённые стенки шахты, распара и заплечиков, что влечёт за собой незначительное уменьшение теплового уровня печи. Вследствие прихода неподготовленного материала в горн, происходит резкое похолодание печи, ухудшаются дренажные условия, повышается частота горения воздушных фурм, увеличиваются простои печи, снижается интенсивность доменной плавки, ухудшается качество чугуна.

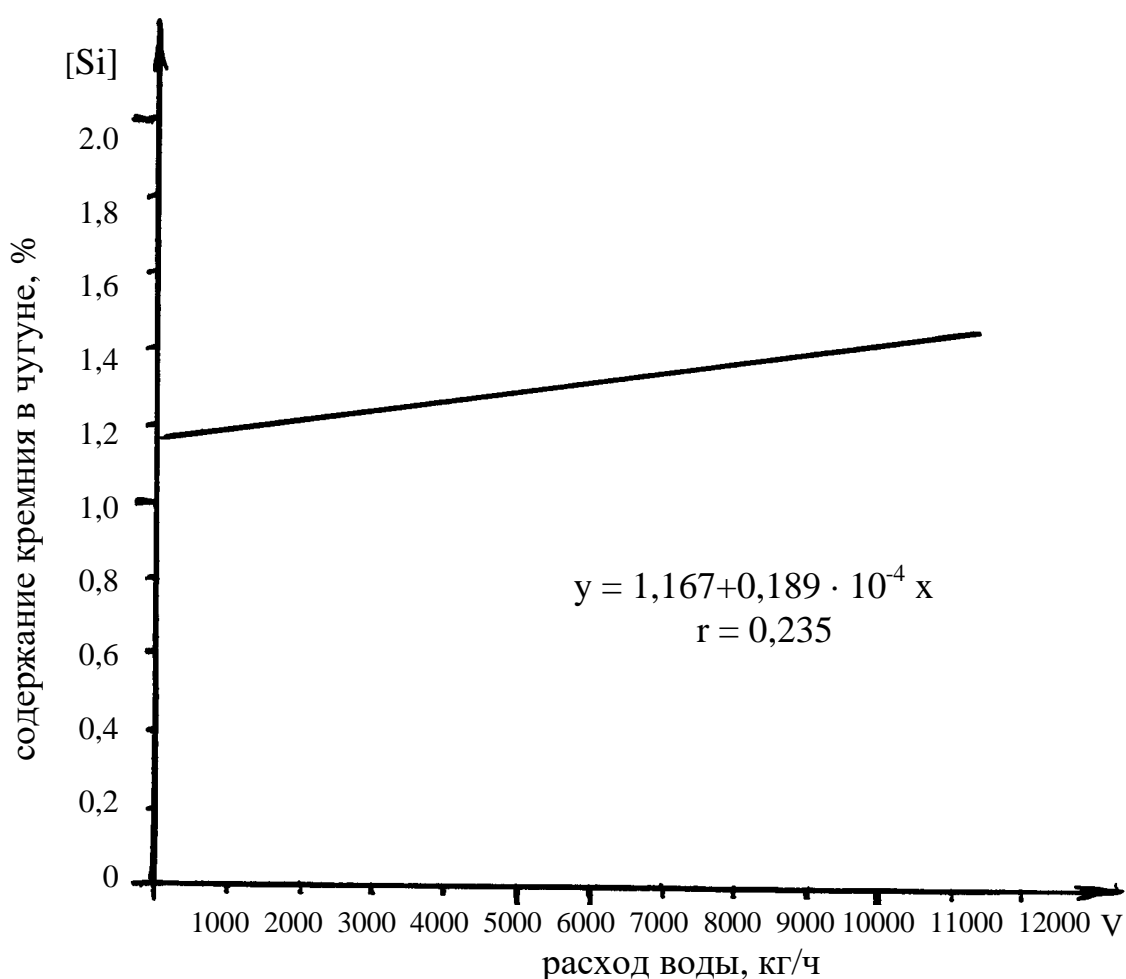


Рисунок 5 – Изменение содержания кремния в чугуне в зависимости от расхода воды, идущей на подпитку баков-сепараторов, при увеличении теплового состояния доменной печи

Нерациональный режим управления доменной печью при оползаниях гарниссажа имеет большое запаздывание регулирующего воздействия, приводящее к перерасходу кокса.

**Выводы и направления дальнейших исследований.** Изучена динамика разгара футеровки стен шахты, распара и заплечиков за период кампании печи. В течение пяти лет футеровка печи разрушается, заменяясь гарниссажем.

С каждым годом увеличивается слой гарниссажа, и обрывы его вызывают похолодание горна печи. Необходима разработка способа стабилизации температуры горна в период попадания в него непроплавленных масс.

*Приведены результаты практических исследований динамики разгара футеровки, образования гарниссажа на стенах доменной печи и оползания его в горн.*

*The result of practical investigations of dynamics for lining deterioration, formation and slipping of scull on the blast-furnace walls are given.*

#### **Библиографический список.**

1. Лана А.М., Котов А.И. и др. К вопросу о механизме загромождения горна доменных печей // *Металлургия и коксохимия.* – 1972, №29. – С. 57-62.
2. Борис И.И. О причинах массового горения фурм. // *Металлург.* – 1968, №12. – С. 15-17.
3. Новохатский А.М., Михайлюк Г.Д. Система контроля потерь тепла в нижней части шахты распара и заплечиков // *Сб. науч. тр. ДонГТУ.* – Алчевск. 2007. – Вып. 23. – С. 153-158.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Луценко В.А.*

*к. т. н., доц. Ершов В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ТЕРМИЧЕСКОЕ РАСШИРЕНИЕ КРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ РЕШЕТКИ ЦЕМЕНТИТНОЙ ФАЗЫ**

*Методом високотемпературної рентгенівської дифрактометрії досліджене термічне розширення кристалічних ґрат цементитної фази високовуглецевої сталі й білого чавунця. Установлено факт анізотропії термічного розширення цементиту при температурах нижче крапки Кюрі карбїду заліза*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Известно, что термоциклическая прочность металлических материалов в значительной степени зависит от соотношения термических коэффициентов расширения фаз, входящих в состав его структуры [1]. Большая разница в коэффициентах термического расширения (далее – КТР) фаз может привести к возникновению значительных межфазовых напряжений в изделиях при нагреве и охлаждении. Эти напряжения способны вызвать пластическую деформацию фаз или привести к хрупкому разрушению материала.

Исходя из особой важности цементитной фазы в механических свойствах железо-углеродистых сплавов, необходимо знать характеристики термического расширения цементита и соотношение КТР основных фаз металлического материала.

### **Анализ исследований и публикаций.**

Анализу термического расширения посвящен ряд исследований автора и других исследователей [2,3,4]. Так, в работе [3] автор методом высокотемпературной рентгенографии исследовал термическое расширение цементитной фазы железо-углеродистых сплавов. Здесь было установлено, что в области низких температур (до 200<sup>0</sup>С) КТР цементита в два раза меньше, чем у феррита. При нагреве выше точки Кюри (для цементита - 210<sup>0</sup>С) КТР резко возрастает и достигает значений, свойственных ферритной фазе. Причем, все расчеты КТР в вышеназванных работах производились на основе анализа температурной зависимости межплоскостных расстояний кристаллической решетки цемен-

тита. Данных по температурной зависимости параметров решетки цементита в литературе нет.

#### **Постановка задачи.**

Целью настоящей работы является анализ термического расширения кристаллической решетки цементита с расчетом параметров решетки и КТР для различных кристаллографических направлений.

#### **Изложение материала и его результаты**

Для настоящего исследования были выбраны железоуглеродистые сплавы: сталь У13А (1.28%С) и белый чугун (5.25%С). Из отожженных прутков исследуемых сплавов изготовили тонкие пластинки (20x10x1 мм) для проведения высокотемпературных рентгеновских исследований. Перед рентгеновской съемкой все образцы шлифовали и подвергали электрополировке.

Образцы-пластинки устанавливали в нагревающее устройство вакуумной высокотемпературной приставки УВД-2000 рентгеновского дифрактометра ДРОН-1.5 и при нагреве с температурными остановками через 25-50<sup>0</sup>С, вели запись дифрактограмм. Во время температурных остановок поддержание температуры в нагревающем устройстве осуществлялось с помощью высокоточного регулятора ВРТ-2 .

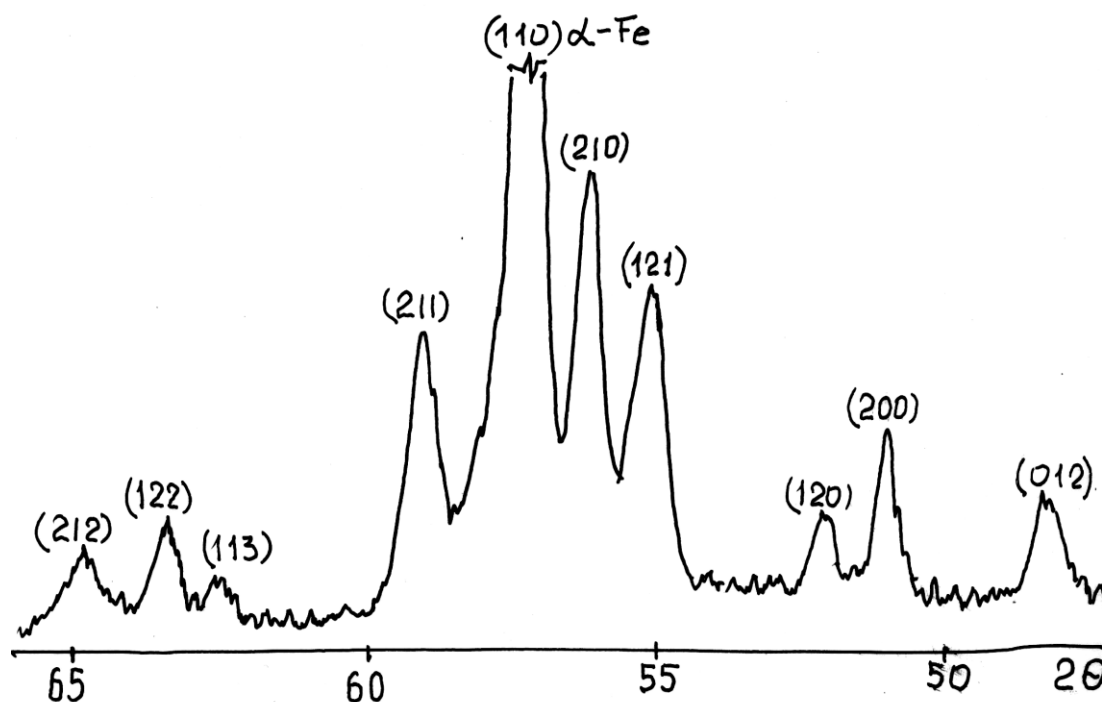


Рисунок 1.- Участок дифрактограммы исходного состояния образца из стали У13А. Фильтрованное железное излучение. Указаны индексы плоскостей цементитной и ферритной фаз.

Рентгенографирование образцов вели в железном фильтрованном излучении трубки БСВ-28. На ленте потенциометра регистрировали несколько дифракционных линий цементитной фазы: (121), (210), (211), (113) и (122), а также линию (110) ферритной фазы. Пример дифрактограммы стали У13А приведен на рис.1.

Как и в работе автора [3], расчет КТР проводили по результатам измерения межплоскостных расстояний в кристаллической решетке. Отличие состояло только в том, что данные по межплоскостным расстояниям были использованы для расчета параметров сложной ромбической решетки цементита:  $a, b, c$ . Расчет параметров кристаллической решетки производили на ЭВМ, решая системы из 3-х уравнений по методу Гаусса-Крамера.

Предварительный анализ точности измерения периодов решетки по дифракционным линиям с малыми индексами показал, что при уровне значимости в 0.05, погрешность измерения не превосходила величину в 0.001Кх. Учитывая то обстоятельство, что интенсивность дифракционных линий цементита весьма мала, не представлялось возможным произвести регистрацию дифракционных линий под большими углами. Кроме того, специфика высокотемпературных съемок такова, что в ходе исследования нет возможности многократного повторения съемок при постоянной температуре, а это приводит к необходимости использовать расчетную погрешность на весь температурный интервал исследования каждого образца.

Дифрактограммы белого чугуна имели существенно большую интенсивность дифракционных линий, чем у стали, что связано с большей объемной долей цементитной фазы (70-75%).

На рис.2 приведены данные по температурной зависимости параметров решетки цементитной фазы стали У13А и белого модельного чугуна.

Здесь видно, что температурная зависимость периодов решетки цементита стали и чугуна заметно различаются. Так, параметр решетки  $a$  цементита стали при нагреве до 200-250<sup>0</sup>С уменьшается, в то время как параметры  $b, c$  возрастают. Это говорит о том, что при низких температурах цементит ведет себя как анизотропный кристалл. Подобного эффекта у цементита белого чугуна не наблюдается. Здесь параметр решетки постоянно возрастает при нагреве.

Вторая аномалия параметра решетки цементита связана с началом процесса аустенитизации сплавов. Выше 730<sup>0</sup>С все три параметра решетки цементита у стали начинают уменьшаться и эта тенденция сохраняется при нагреве вплоть до полного исчезновения линий этой фазы. То-



лько параметр  $c$  при нагреве проходит минимальные значения, после чего вновь начинает расти до исчезновения дифракционных линий.

Аналогичная закономерность проявляется и у цементита белого чугуна. Здесь только часть цементита растворяется в аустените, поэтому основная доля первичного и ледебуритного карбида продолжает интенсивно расширяться до высоких температур ( $1020^{\circ}\text{C}$ ). Только параметр  $a$  цементитной фазы с завершением процесса аустенизации продолжает скачкообразно изменяться. Этому явлению пока нет объяснения, но можно предположить, что снижение параметров решетки в процессе аустенизации связано с частичным обезуглероживанием цементитных пластин как в стали, так и в белом чугуне. Здесь требуются специальные исследования.

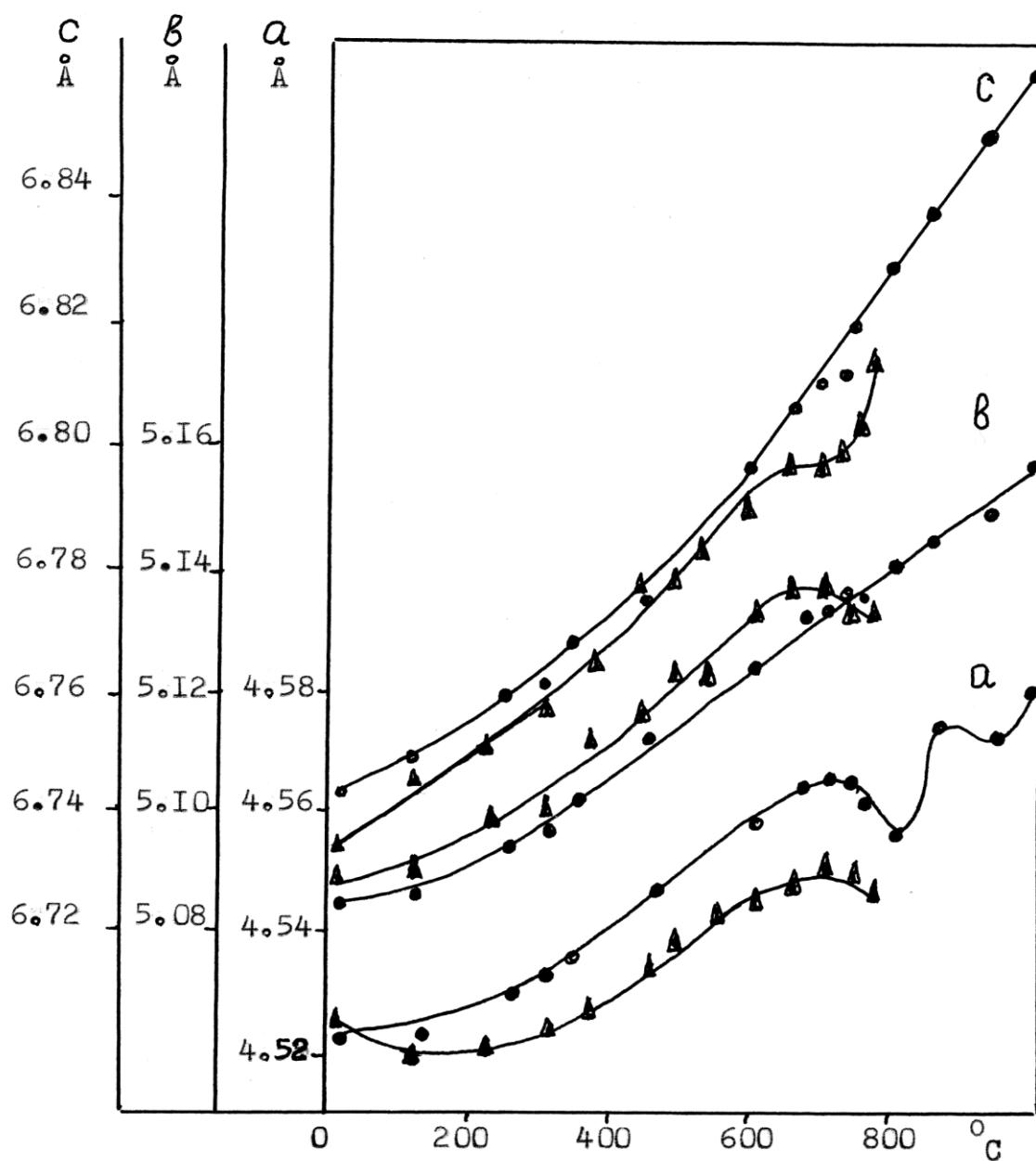


Рисунок 2. - Температурная зависимость параметров решетки цементитной фазы стали У13А (▲) и белого чугуна (●).

Полученные значения параметров решетки цементита были использованы для расчета КТР по формуле [3]:

$$\alpha_t = \Delta\alpha/\alpha_0 \Delta t,$$

где  $\alpha_t$  – КТР фазы;

$\Delta\alpha$  – изменение параметра решетки фазы в интервале изменения температуры  $\Delta t$ ;  $\alpha_0$  – исходное значение параметра решетки.

Температурная зависимость параметра кристаллической решетки  $\alpha$  определяет КТР по направлению в решетке - [100], -  $b$  – [010] ,  $c$  – [001] .

Расчетные значения коэффициента термического расширения цементитной фазы углеродистой стали и белого чугуна приведены в таблице. Здесь представлены значения КТР для трех основных направлений в кристаллической решетке цементита и трех температурных интервалов.

Температурный интервал для расчета КТР	КТР цементита стали $\alpha_t, 10^{-6} \times 1/\text{град}$			КТР цементита белого чугуна $\alpha_t, 10^{-6} \times 1/\text{град}$		
	[100]	[010]	[001]	[100]	[010]	[001]
20-200	-14,7	+6,8	+15,6	+7,3	+7,9	+10,4
200-600	+12,9	+15,9	+16,0	+17,0	+17,2	+16,8
800-1000	-	-	-	+17,9	+15,2	+26,7

Таблица. Расчетные значения коэффициента термического расширения кристаллической решетки цементитной фазы -  $\alpha_c$  для стали и белого чугуна. ( $\alpha_t \pm 1 \times 10^{-6} \times 1/\text{град}$ )

Из данных таблицы следует, что у цементитной фазы стали, при температурах ниже точки Кюри проявляется ярко выраженная анизотропия термического расширения. В то время как КТР по направлениям [010] и [001] имеет положительные значения, по направлению [100] обнаруживается отрицательная величина, т.е. по двум направлениям идет расширение решетки, а по третьему – сжатие. За точкой Кюри (210<sup>0</sup>С) цементит стали теряет анизотропию и его термическое расширение идет изотропно. Причина данного явления, вероятнее всего, связана с ферромагнитными свойствами цементита. Когда обменное взаи-

модействие атомов железа в смежных призматических цепочках структуры цементита стягивает решетку в одном направлении, то в двух других – растягивает.

Потеря цементитом ферромагнитных свойств при температурах выше точки Кюри делает эту фазу подобной нормальным твердым растворам, у которых КТР изотропен.

Термическое расширение цементита белого чугуна заметно отличается от цементита стали. Это касается низкотемпературной области нагрева, т.е. ниже  $200^{\circ}\text{C}$ , где наблюдается весьма слабовыраженная анизотропии КТР, а термическое расширение характеризуется положительными значениями коэффициента КТР.

Причина существенных различий в КТР стали и белого чугуна пока не понятна.

Возможно данное различие связано с объемной долей цементитной фазы. Действительно, в стали У13А доля цементитной фазы составляет 19-20%, а в белом чугуне – 70-75%. Сильный ферромагнетизм ферритной составляющей структуры стали может вызывать магнито-стрикционный эффект термического расширения цементита, а слабая намагниченность феррита белого чугуна уже не способна оказать заметное воздействие на цементитную фазу.

Термическое расширение кристаллической решетки цементита белого чугуна вновь становится анизотропным при нагреве выше  $800^{\circ}\text{C}$ , когда КТР по направлению [001] достигает значений, свойственных аустениту.

#### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

В результате исследования был подтвержден факт анизотропии термического расширения цементитной фазы стали при температурах ниже ее точки Кюри. Выше этой точки, термическое расширение цементитной фазы становится изотропным.

Дальнейшие исследования должны быть направлены на поиск причин заметного различия в термическом расширении цементита стали и чугуна.

*Методом высокотемпературной рентгеновской дифрактометрии исследовано термическое расширение кристаллической решетки цементитной фазы высокоуглеродистой стали и белого чугуна. Установлен факт анизотропии термического расширения цементита при температурах ниже точки Кюри карбида железа.*

*Using the method of high-temperature X-ray diffractometry it was studied the the thermal expansion of lattice of cementite phase of high-*

*carbon steel and white iron. The case of anisotropy of cementite thermal expansion at the temperatures less Curie peak of ferric carbide was established.*

**Библиографический список.**

1. Фридман Я.Б. *Механические свойства металлов.* – М.: Машиностроение. 1974. С. 209.

2. Беликов А.М., Савинская А.А. *Анизотропия тепловых колебаний атомов в кристаллах цементита.* // *Физика металлов и металловедение.* 1962. т. 14, вып. 2. С. 299.

3. Ершов В.М. *Высокотемпературное рентгеновское исследование термического расширения решетки цементита.*//*Физика металлов и металловедение.* 1981, т.52. вып. 5. С. 1005.

4. Ершов В.М. *Высокотемпературное рентгеновское исследование термического расширения карбидных фаз.* // *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия.* 1984. № 8. С. 101.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Луценко В.А.*

*к. т. н., доц. Ершов В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **КАРБИДООБРАЗОВАНИЕ МЕТАЛЛОВ ПРИ ЭЛЕКТРОИСКРОВОМ НАУГЛЕРОЖИВАНИИ**

*Викладено результати фазового аналізу поверхневих шарів металів після науглецьовування електроіскровим методом. Показано вплив спорідненості до вуглецю на утворення карбідної фази металу.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Электроискровое легирование металлических деталей (ЭИЛ) получает все более широкое распространение в технологии машиностроения. Практикой показано, что легирование поверхности металлических изделий с помощью искрового разряда, повышает твердость и износостойкость деталей машин и механизмов [1].

Одним из методов электроискрового упрочнения поверхности стало ее науглероживание графитным электродом. При этом металл поверхности детали активно взаимодействует с углеродом, образуя твердые растворы, карбидные и нитридные фазы [2]. Природа этих фаз, формирующихся в условиях чрезвычайно высоких температур и давлений искрового разряда, изучена крайне слабо.

Здесь проблемным вопросом является оценка фазового состава поверхностного слоя, идентификация фаз и их связь с природой металлического материала детали.

### **Анализ исследований и публикаций.**

Если массопереносу при искровом легировании посвящено наибольшее количество работ и монографий, то проблеме карбидообразования при ЭИЛ – считанные единицы.

Известно [3], что большинство практически важных легирующих элементов в сталях способны образовывать карбиды и нитриды. Однако сказать, какие именно карбиды будут образовываться при локальных экстремальных параметрах ЭИЛ, нельзя.

Можно ожидать появление необычных твердых растворов и дефектных карбидных фаз [4].

### **Постановка задачи.**

Целью настоящей работы является изучение фазового состава поверхностных слоев ряда металлов после ЭИЛ графитовым электродом.

### Изложение материала и его результаты.

Для исследования были выбраны образцы из следующих металлов: Al, Ti, Cr, Fe, Co, Ni, Mo, Ta, W. Пластинки металлов (20x20x5 мм) подвергали отжигу в вакууме, а затем шлифовали и производили ЭИЛ графитовым электродом на экспериментальной установке с ручным вибратором. Для всех образцов был использован один режим ЭИЛ: напряжение – 50 В, ток – 7-9 А, мощность разряда – 1 Дж, продолжительность нанесения покрытия – 5 мин/см<sup>2</sup>.

После ЭИЛ, образцы рентгенографировали на дифрактометре ДРОН-1.5 в фильтрованном железном излучении трубки БСВ-8. На ленте потенциометра записывали дифрактограммы в области углов, где располагаются основные наиболее интенсивные аналитические линии фаз (30-60°2θ). Для идентификации фаз использовали справочную литературу [5,6].

Среди вышеназванных металлов, титан обладает наибольшим сродством к углероду, поэтому на дифрактограмме рис. 1а видно, что интенсивность линий α-Ti очень мала, а линии карбида TiC явно доминируют. Кроме того, в структуре обнаруживается и линия высокотемпературной модификации титана.

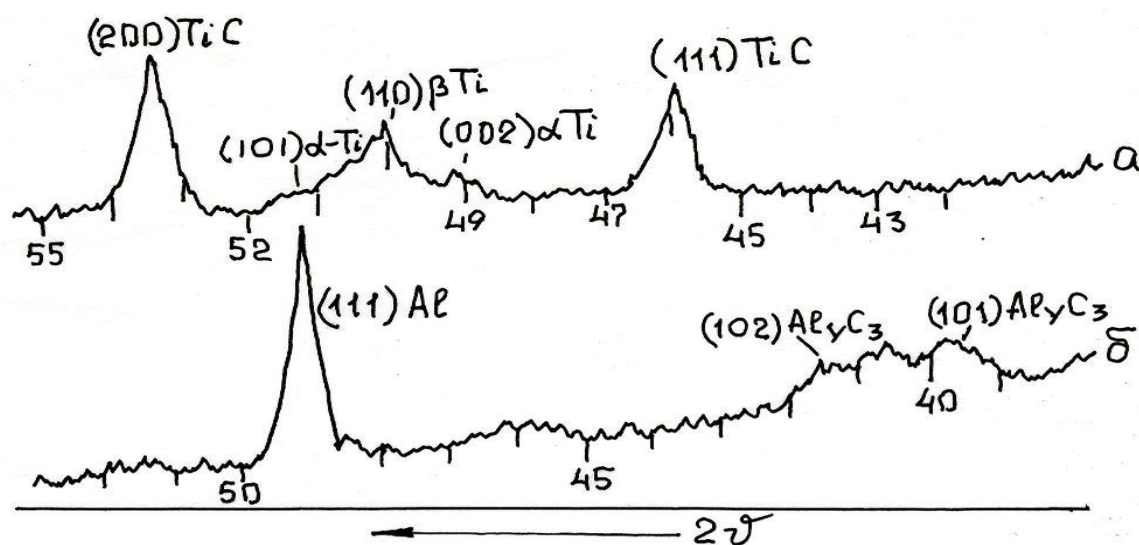


Рисунок 1.- Участок дифрактограммы титана (а) и алюминия (б) после ЭИЛ графитом.

Искровое науглероживание алюминиевого образца привело к образованию смеси кристаллов алюминия и карбида Al<sub>4</sub>C<sub>3</sub> (рис.1б). Причем, на дифрактограмме видно, что линии карбидной фазы сильно раз-

мыты, а это однозначно свидетельствует о высокой дисперсности фаз слоя.

Дифрактограммы образцов армко-железа, подвергнутых искровому науглероживанию, содержат аналитические линии феррита, цементита и очень слабые линии остаточного аустенита. По-видимому ЭИЛ углеродом привел и частичной закалке науглероженной  $\gamma$ -фазы.

Динамическое науглероживание кобальта привело к полиморфному превращению  $\alpha$ - $\beta$  части слоя и получению при комнатной температуре смеси фаз (рис. 2а,б). Карбидной фазы на дифрактограммах науглероженного кобальта не обнаружено, но вблизи линии (111)  $\beta$ -фазы располагается весьма интенсивная линия неизвестной природы, требующая дальнейших исследований (рис.2б). Поиск дополнительных линий этой фазы на дифрактограмме не увенчался успехом.

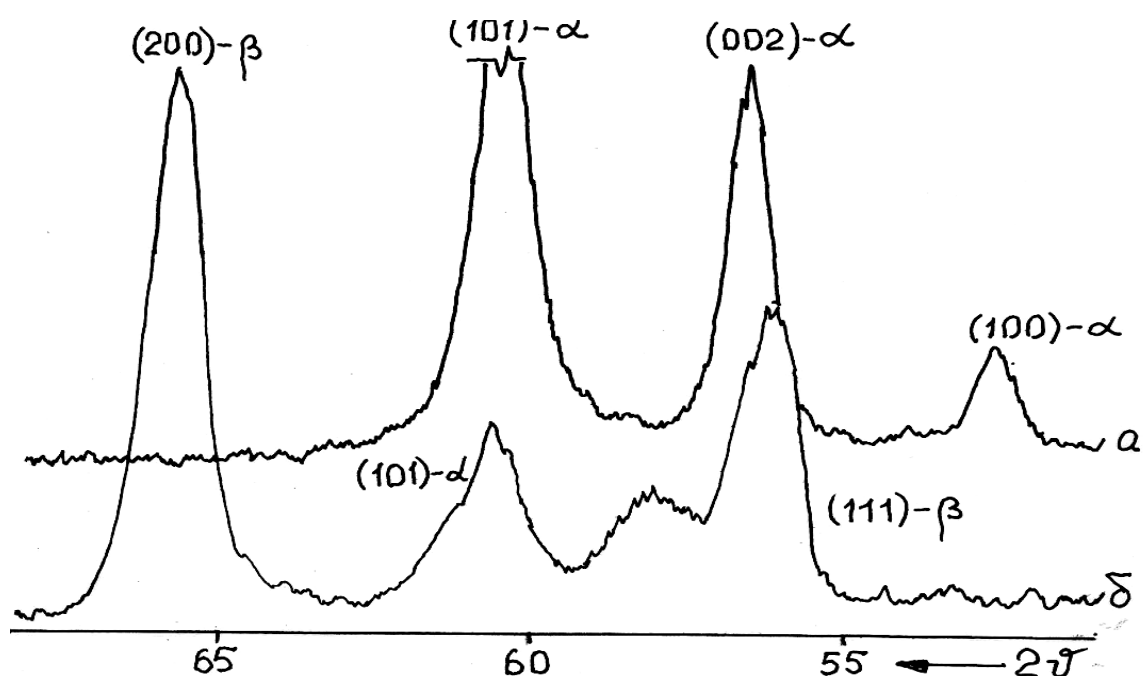


Рисунок 2. - Участок дифрактограмм кобальтового образца до науглероживания ( а ) и после ЭИЛ ( б ).

Динамическое науглероживание никелевого образца показало, что в поверхностном слое фиксируется смесь зерен чистого никеля и твердого раствора углерода на основе никеля. Как видно из данных рис. 3, непосредственно перед линиями (200) (рис.3а) и (311) (рис.3б) располагается широкая область дифракционной картины твердого раствора.

Присутствия дифракционных линий карбидных фаз в науглероженном никелевом образце не отмечено.

Рентгеновский анализ образца из хрома, прошедший ЭИЛ графитом, показал наличие только линий  $\alpha$ -Cr и высокоуглеродистого карбида  $\text{Cr}_3\text{C}_2$ . ЭИЛ углеродом тантала привело к получению в поверхностном слое смеси зерен чистого металла с карбидами  $\text{Ta}_2\text{C}$  и  $\text{TaC}$ , причем карбида  $\text{TaC}$  существенно больше, чем полукарбида  $\text{Ta}_2\text{C}$  (рис.4а).

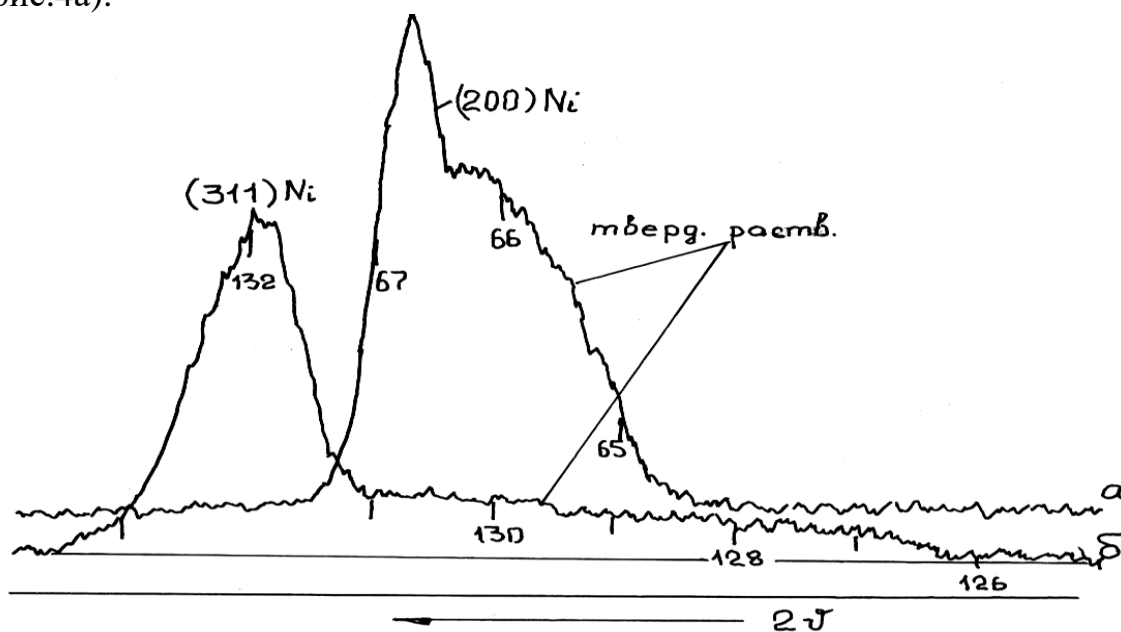


Рисунок 3.- Участок дифрактограмм линий (200) (311) никелевого образца после динамического науглероживания.

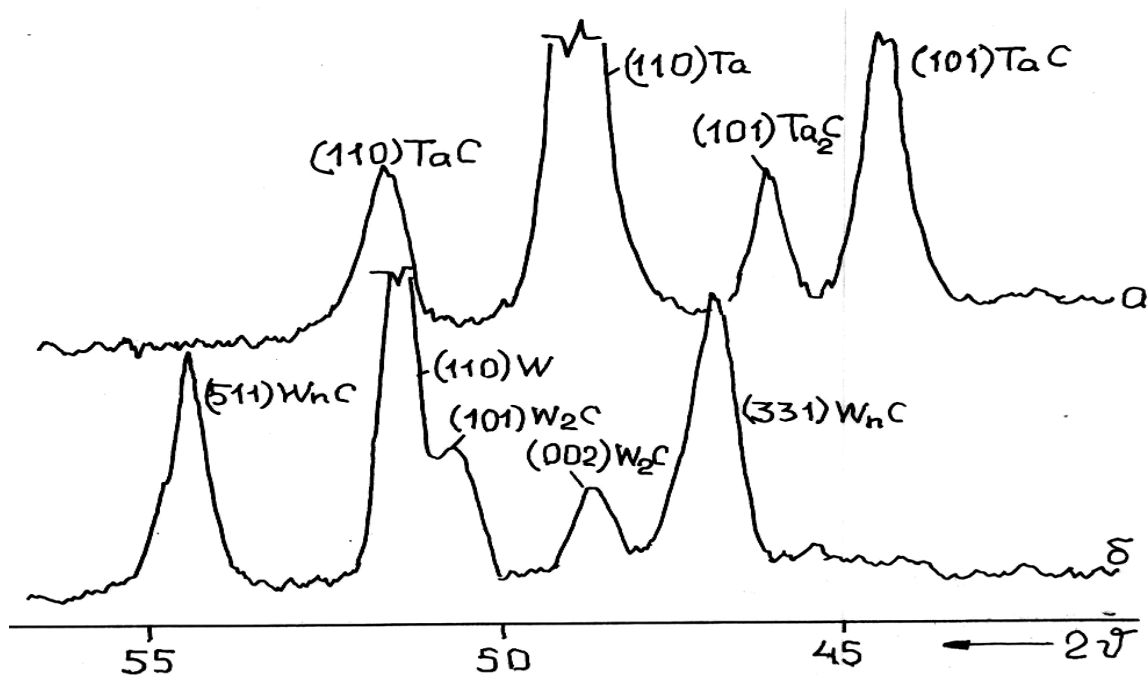




Рисунок 4.- Участок дифрактограмм образцов из тантала (а) и вольфрама (б) после ЭИЛ углеродом.

Динамическое науглероживание поверхностного слоя образца из вольфрама показало наличие в нем в кристаллов чистого вольфрама, карбида  $W_2C$  и неизвестной фазы, дифракционные линии которой очень интенсивны (рис. 4б). Учитывая большое сродство атомов вольфрама к углероду и крайне малую растворимость последнего в вольфраме, можно предположить, что линии неизвестной фазы принадлежат карбиду типа  $M_6C$  или  $M_{12}C$ . Возможно, из-за сравнительно малой концентрации ионов углерода в зоне искрового разряда и чрезвычайно малого времени вспышки, образоваться высокоуглеродистой карбидной фазе не представляется возможной, а малоуглеродистые карбиды вполне могут создаваться в этих условиях. Данное предположение требует дополнительных исследований.

Неизвестная фаза была обнаружена нами и в науглероженной поверхности образца из молибдена, причем дифракционная картина рассеяния рентгеновских лучей в точности повторяет участок рис.4б. Разница только в том, что все линии здесь смещены в сторону больших улов, а это несомненно связано с различием в параметрах решетки вольфрама и молибдена.

#### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

Проведенное исследование показало, что наиболее активнее металлы, имеющие большое сродство к углероду (титан), при ЭИЛ образуют устойчивые высокоуглеродистые карбидные фазы ( $TiC$ ,  $TaC$ ). Снижение сродства к углероду приводит к образованию малоуглеродистых карбидов типа  $W_2C$ ,  $Mo_2C$  и других.

В том случае, если металл не имеет заметного сродства к углероду, но обладает определенной растворимостью последнего ( $Co, Ni$ ), образуются твердые растворы переменной концентрации.

Дальнейшие исследования в данном направлении должны раскрыть природу неизвестных фаз, обнаруженных в данной работе.

*Изложены результаты фазового анализа поверхностных слоев металлов после науглероживания электроискровым методом. Показано влияние сродства к углероду на образование карбидной фазы металла.*

*The results of phase analysis of surface metal layers after carbonization by electric-shark method were presented. The influence of affinity with carbon to formation of carbide phase of metal was shown.*

**Библиографический список.**

1.Верхотуров А.Д. , Муха И.М. *Технология электроискрового легирования металлических поверхностей.* – К.: Тэхника. 1982. С. 181.

2.Самсонов Г.В., Верхотуров А.Д., Бовкун Г.А. *Электроискровое легирование металлических поверхностей.* – К.: Наукова думка, 1976. С. 219.

3.Григорович В.К. *Электронное строение и термодинамика сплавов железа.* – М.: Наука, 1970. - С. 202.

4.Иванов Г.П. *Технология электроискрового упрочнения инструментов и деталей машин.* – М.: Машигиз, 1961. - С. 303.

5.Миркин Л.И. *Справочник по рентгеноструктурному анализу поликристаллов.* – М.: Физматгиз, 1961. - С.863.

6.Миркин Л.И. *Рентгеноструктурный контроль машиностроительных материалов. Справочник.* – М.: Машиностроение, 1979. - С. 134.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Луценко В.А.*

*к. т. н., доц. Алексеев В.П.,  
ассистент Алексеева М.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **АНАЛИЗ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ СИСТЕМ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ТЕПЛА КОНВЕРТЕРНЫХ ГАЗОВ ЗА КИСЛОРОДНЫМИ КОНВЕРТЕРАМИ**

*Наведені результати аналізу енергетичної ефективності систем використання тепла конвертерних газів (СВТКГ), які реалізовані за кисневими конвертерами, а також нових технічних рішень по ефективному використуванню тепла конвертерних газів, що розташовується, забезпечуючи високі енергоекономічні показники.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Черная металлургия является одной из наиболее энергоемких отраслей промышленного производства, потребляющая около 17 % топлива и электрической энергии от общего количества. Технологические процессы этой отрасли характеризуются низкими показателями использования топлива основными его потребителями – металлургическими печами. При этом значительная часть энергии топлива, которая не используется в технологическом процессе, может быть использована в виде вторичных энергоресурсов (ВЭР). Их выход эквивалентен 50 млн. т. условного топлива в год [1]. Задача максимального использования ВЭР имеет не только экономическое значение, так как снижение расхода топлива, обеспечиваемое за счет использования ВЭР, уменьшает вредные выбросы и снижает загрязнение окружающей среды. С целью снижения удельных затрат топлива и электроэнергии необходимо наряду с усовершенствованием технологических процессов в теплотехнологических агрегатах всемерно использовать ВЭР.

Технический прогресс в сталеплавильном производстве за последние десятилетия характеризуется развитием кислородно – конвертерного производства стали. Благодаря целому ряду как технологических, так и энергетических преимуществ кислородно – конвертерное производство стали вытесняет традиционный мартеновский процесс. В конвертерном производстве стали (при продувке конвертера кислородом) образуются горючие ВЭР (конвертерные газы). Количество конвертерных газов, выходящих из

горловины конвертера, составляет 60 – 80 м<sup>3</sup> на 1 т садки, температура газов в среднем 1600 °С [2]. Особенности кислородно – конвертерного производства (ККП) стали – цикличность процесса, переменный расход и состав конвертерных газов в течение продувки кислородом, запыленность их мелкодисперсным уносом создают значительные трудности при использовании тепла этих газов. Располагаемое тепло (химическое и физическое) конвертерных газов на выходе из горловины конвертера достигает до 14000 кДж/м<sup>3</sup>, теплота сгорания составляет 10000 – 11500 кДж/м<sup>3</sup>. Конвертерный газ состоит из оксида углерода СО до 90 % и диоксида углерода СО<sub>2</sub> до 10 % и в незначительном количестве (по 1 %), N<sub>2</sub>, Н<sub>2</sub> и О<sub>2</sub>. Газовая смесь, содержащая более 12,5% СО при концентрации кислорода более 5 % становится взрывоопасной. Конвертерный газ – высококачественное технологическое и энергетическое топливо. Его технологическая ценность определяется высоким содержанием СО, что дает возможность использовать его в качестве восстановительного газа, а энергетическая ценность – высокой теплотой сгорания и относительно небольшим количеством продуктов сгорания на единицу получаемой теплоты, что обеспечивает высокий К.И.Т. При выборе способа отвода и использования конвертерных газов необходимо учитывать эти особенности. Разработка эффективных систем использования тепла конвертерных газов (СИТКГ) является актуальной народно-хозяйственной задачей, но специфика ККП стали выдвигает ряд технических проблем, которые необходимо решать.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ отечественных и зарубежных исследований и разработок показывает, что в настоящее время предложены и реализованы различные способы отвода, охлаждения и использования тепла конвертерных газов. За время освоения ККП стали наметилось три основных способа, отвода и использования тепла конвертерных газов для энергетических нужд (использование конвертерного газа для технологических целей в данной работе не рассматриваются): 1) дожигание конвертерных газов, выходящих из горловины конвертера, за счет подсоса воздуха и разбавление продуктов сгорания воздухом до температуры, необходимой перед газоочисткой по условиям нормальной её эксплуатации; 2) дожигание конвертерных газов и охлаждение продуктов сгорания в охладителях конвертерных газов (ОКГ) перед подачей в газоочистку; 3) отвод конвертерных газов из горловины конвертера «без дожигания» и охлаждением в радиационном ОКГ. При этом конвертерный газ после газоочистки можно использовать в качестве топлива в других теплотехнологических установках. Первый способ был применен в Канаде и получил распространение в США. Эти

установки, как правило, работают без утилизации тепла и характеризуются большим расходом электроэнергии на привод дымососов и не характерны для нашей страны, также Европы и Японии. Этот способ частично может быть оправдан при низкой стоимости электроэнергии. С увеличением емкости конвертеров и интенсивности продувки кислородом применение этих установок нерационально, вследствие их неэкономичности (очистка больших объемов продуктов сгорания конвертерного газа). Второй способ был применен в Австрии и получил распространение в странах СНГ и Европе. В установках, работающих по второму способу, продукты сгорания охлаждаются в радиационно – конвективном ОКГ и поступают в газоочистку для очистки от уноса. С точки зрения энергетических затрат и общего баланса энергии эти установки явились шагом вперед по сравнению с первым способом.

ОКГ с утилизацией тепла представляют собой радиационно – конвективные (с охлаждением газов до 300 °С) и радиационные (с охлаждением газов до 1000 – 1100 °С). С увеличением емкости конвертера и интенсификации технологического процесса экономичность радиационно – конвективных ОКГ снижается и рекомендуется применять ОКГ радиационного типа, созданные без конвективной части. Но отказ от конвективной части приводит к увеличению в несколько раз мощности оборотных циклов воды системы газоочистки, что снижает экономичность установки. Системы с радиационно – конвективными ОКГ, работающие с полным дожиганием газов перед газоочисткой, вырабатывают переменное количество насыщенного пара только в период продувки конвертера кислородом. Для непрерывного отпуска пара потребителям используют паровые аккумуляторы. От аккумуляторов насыщенный пар низкого давления используется в системах теплоснабжения и для производственных нужд. С целью выработки пара и в межпродувочный период в некоторых установках осуществляется сжигание топлива в ОКГ, подаваемого от других источников, например, коксодоменную смесь. Тепловая мощность подтопочных горелок при этом выбирается из расчета обеспечения паропроизводительности ОКГ в режиме подтопки равной 30 % от максимальной его паропроизводительности в режиме продувки. При установке автономного пароперегревателя с подводом внешнего топлива установка может вырабатывать перегретый пар, который может быть использован для выработки электроэнергии. Необходимо отметить, что тепловая мощность ОКГ выбирается из условия максимального тепловыделения из конвертера, что определяет низкий коэффициент использования установленного основного и вспомогательного оборудования. На основе анализа работы СИТКГ,

работающих с полным дожиганием конвертерных газов в радиационно – конвективных ОКГ можно заключить, что эти системы имеют ряд серьезных недостатков и имеют низкую энергетическую эффективность. Кроме того высокая степень запыленности конвертерных газов снижает надежность работы конвективных поверхностей нагрева. Применение таких систем оказалось нецелесообразным для конвертеров большой емкости, вследствие усложнения систем газоочистки (как по экономическим, так и техническим причинам).

Для конвертерных цехов конвертерами емкостью 300 т и более применение систем с дожиганием газов перед газоочисткой оказалось неэкономичным. В связи с этим были разработаны и осуществлены системы газоотводящего тракта «без дожигания». В этих системах происходит частичное сжигание конвертерного газа ( $\alpha = 0,1 - 0,15$ ) за счет присоса воздуха через неплотности соединений между горловиной конвертера и газоотводящего тракта и охлаждение газов до 1000 – 1100 °С в радиационном ОКГ, расположенного перед газоочисткой. При этом значительно уменьшается объем очищаемых газов, что упрощает систему газоочистки и уменьшает расход воды в её обратном цикле. Сущность работы этих СИТКГ сводится к тому, что в одних установках конвертерные газы охлаждаются в радиационном ОКГ до температуры 1000 – 1100 °С, при этом часть физического и химического тепла используется для выработки насыщенного пара. Затем после газоочистки конвертерные газы направляются в газгольдер и используются в качестве топлива (например, Япония). В других системах после газоочистки газы сжигаются на «свече» (например, страны СНГ и Европы). Основной проблемой при отводе конвертерных газов «без дожигания» является герметизация горловины конвертера, чтобы исключить подсос воздуха в газоотводящий тракт. Предложены различные способы: горловина конвертера во время продувки закрывается специальным устройством; подсос воздуха исключается поддержанием «нулевого давления» над горловиной конвертера; уплотнения зазора путем подачи пара или азота. Но абсолютной герметизации достичь сложно, поэтому такие установки фактически работают с частичным дожиганием при коэффициенте расхода воздуха  $\alpha = 0,1 \div 0,15$ .

В установке с газгольдером, в которой частично используется физическое и химическое тепло конвертерных газов в радиационном ОКГ, газы после газоочистки направляются в газгольдер с последующим использованием их в качестве топлива. Эта установка имеет ряд существенных недостатков: в газгольдер направляются газы с содержанием CO  $\geq 60$  % и около 30 % газов сжигается на «свече»;

трудности в уплотнении горловины конвертера, герметизации газоотводящего тракта и т.д. Взрывоопасность, необходимость сооружения компрессорной станции и газгольдеров большого объема на территории завода снижает надежность работы СИТКГ, а неиспользование части тепла газов с содержанием  $\text{CO} < 60\%$  – энергоэкономическую эффективность такой системы. Коэффициент энергетической эффективности такой системы не превышает  $50\%$ . Установка, в которой конвертерные газы после газоочистки сжигаются на «свече», имеет низкую энергетическую эффективность, поскольку  $80\%$  располагаемого тепла не используется (только  $20\%$  используется в радиационном ОКГ). Коэффициент энергетической эффективности не превышает  $10\%$ . При этом имеет место значительное загрязнение окружающей среды вредными выбросами  $\text{CO}$ ,  $\text{NO}_x$  и инертными газами высокой температуры.

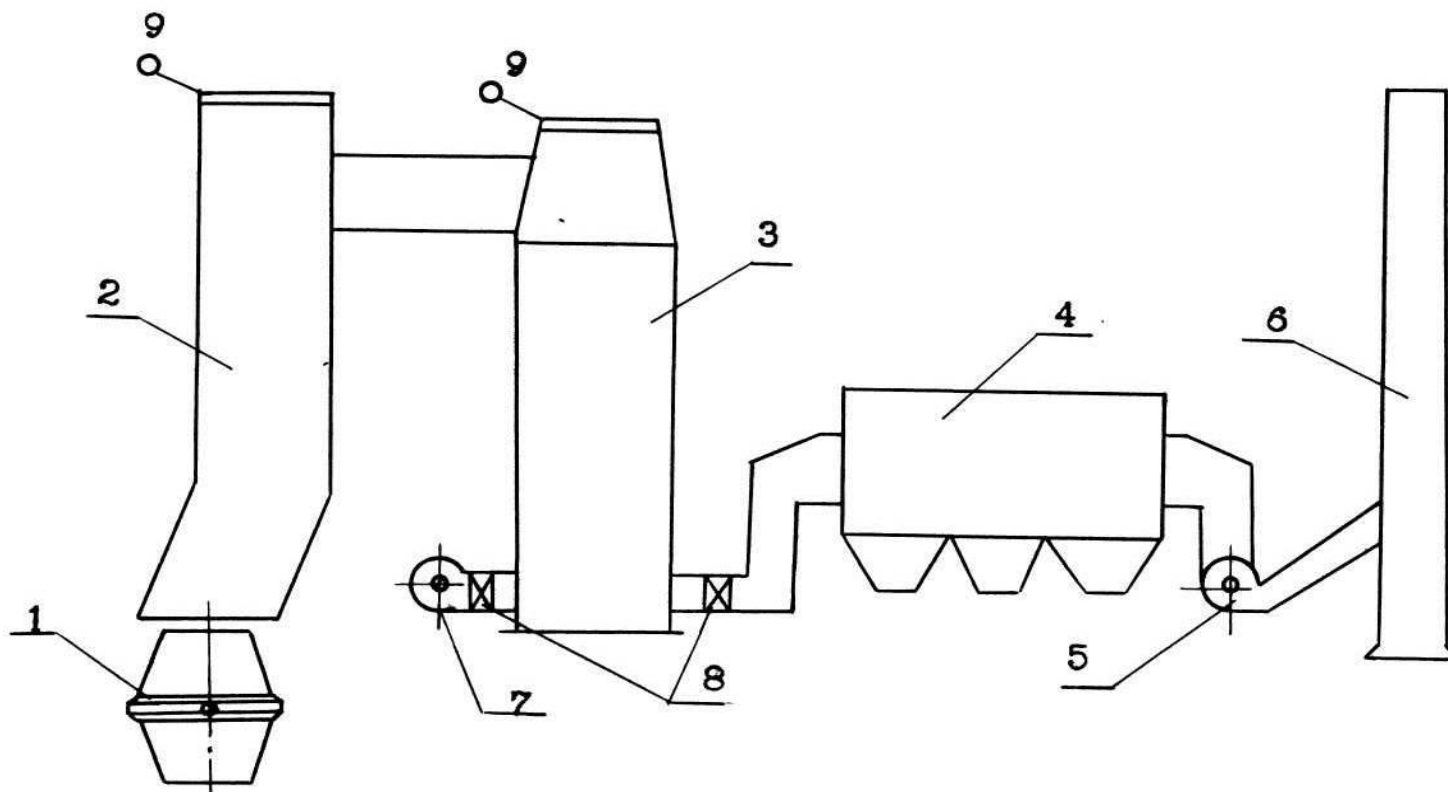
В настоящее время известно несколько схем с применением регенеративных насадок в газоотводящих трактах кислородных конвертеров. В одной из схем ОКГ снимается с основной магистрали отходящих газов и заменяется регенератором с кирпичной насадкой. ОКГ располагается при этом в стороне от магистрали газоотводящего тракта параллельно с регенератором [3]. Сущность работы такой установки состоит в следующем: отходящие газы после охлаждения в радиационном камине поступают в регенератор, охлаждаются до температуры необходимой перед газоочисткой. ОКГ при этом работает на подтопке. В межпродувочный период аккумулированное тепло из регенератора при рециркуляции газа передается ОКГ и за счет этого сокращается расход топлива на подтопку. При остановке ОКГ (выходе его из строя) регенератор охлаждается в межпродувочный период холодным воздухом, который выбрасывается в атмосферу. Эта СИТКГ имеет ряд серьезных недостатков: регенератор установлен перед газоочисткой, следовательно, работает на газах с высокой степенью запыленности имеет низкий срок службы, имеет значительные габариты, так как в зависимости от типа газоочистки температура газов за регенератором должна быть минимальной. Известна установка с применением теплового аккумулятора типа доменного воздухонагревателя, который фактически играет роль охладителя газов и работает без утилизации тепла конвертерных газов [4]. Схема такой установки приведена на рисунке 1. Тепловой аккумулятор в периоды между продувками продувается воздухом и горячий воздух затем выбрасывается в атмосферу. Энергетическая эффективность таких установок низкая, поскольку теплота конвертерных газов не используется, небольшой срок службы. Таким образом анализ энергетической эффективности существующих СИТКГ показывает, что

они имеют низкие энергетические показатели и существенно загрязняют окружающую среду вредными выбросами в виде  $\text{CO}$ ,  $\text{NO}_x$  и инертными газами. Необходима разработка новых технических решений по эффективному использованию располагаемого тепла конвертерных газов, что позволит значительно сократить расход энергоресурсов, прежде всего топлива. В связи с этим большой интерес представляет СИТКГ с тепловым аккумулятором, предложенная и разработанная МЭИ (Москва).

**Постановка задачи.** Исследовать энергетическую эффективность СИТКГ с тепловым аккумулятором, которая обеспечивает непрерывную выработку пара энергетических параметров при циклической работе сталеплавильного конвертера.

**Изложение материала и его результаты.** Принципиальная схема одного из возможных вариантов СИТКГ с тепловым аккумулятором для выработки пара энергетических параметров приведена на рисунке 2 [5]. После охлаждения в радиационном ОКГ до температуры 1000 – 1100 °С и очистки от уносов в газоочистке, конвертерные газы поступают в камеру сгорания 1, в которую подается подогретый воздух из воздухоподогревателя 6, необходимый для сжигания. Далее продукты сгорания конвертерного газа из камеры сгорания направляются в тепловой аккумулятор (ТА), состоящий из двух секций 2 и 4, и выполненный из огнеупорного кирпича. После ТА часть продуктов сгорания (основная часть) направляется в конвективный котел 5, где тепло их используется для выработки пара энергетических параметров, остальная часть направляется в воздухоподогреватель 6, где подогревается воздух, необходимый для сжигания конвертерного газа. Продукты сгорания после котла и воздухоподогревателя с помощью дымососов 7 и 8 выбрасываются через дымовую трубу 9 в атмосферу. В периоды между продувками конвертера в качестве теплоносителя для котла используется воздух. При этом последний подается в тепловой аккумулятор вентилятором 10 в противоточном направлении, где подогревается до необходимой температуры за счет тепла аккумулялированного огнеупорной насадкой ТА в период продувки, и направляется в котел 5. Таким образом обеспечивается непрерывное поступление греющего теплоносителя в





1 – конвертер; 2 – радиационный охладитель; 3 – аккумулятор тепла; 4 – газоочистка (фильтр); 5 – дымосос; 6 – дымовая труба; 7 – вентилятор; 8 – шибер; 9 – сбросной клапан.

Рисунок 1 – Схема газоотводящего тракта с аккумулятором тепла

котел в течение всего цикла работы конвертера и осуществляется непрерывный процесс выработки пара заданных параметров. Котел при этом работает на очищенных продуктах сгорания в период продувки (или на воздухе в межпродувочный период), что исключает загрязнение поверхностей нагрева ТА и котла уносом и повышает эффективность их работы.

В рассмотренной СИТКГ котел работает на разных теплоносителях (продукты сгорания + воздух), что не обеспечивает равномерную нагрузку котла в течение всего цикла работы конвертера при постоянном расходе и температуре теплоносителей, что является одним из недостатков этой установки. Этот недостаток можно избежать, используя замкнутую систему теплоиспользования. Сущность работы установки в период продувки конвертера аналогична с работой установки с разомкнутой системой теплоиспользования (см. рис. 2). В межпродувочный период осуществляется замкнутая циркуляция продуктов сгорания (вместо воздуха) с помощью дымососа 7. Преимуществом установки является возможность обеспечения работы котла на одном виде теплоносителя с минимальными потерями тепла с уходящими газами, что позволяет повысить коэффициент энергетической эффективности до 80 % по сравнению с разомкнутой системой  $\eta_{эн} = 70 \%$ . Замкнутая система может быть осуществлена с воздушным подогревателем и без него. Оптимальной схемой является замкнутая система с воздушным подогревателем. В целях снижения вредных выбросов в окружающую среду в виде оксидов азота  $NO_x$  в рассматриваемой установке предусмотрено двухступенчатое сжигание конвертерных газов. В камере сгорания 1 происходит неполное горение при коэффициенте расхода воздуха  $\alpha < 1$ , затем остаточный оксид углерода CO дожигается в камере дожигания 3. Другая схема СИТКГ с тепловым аккумулятором МЭИ предназначена для использования тепла конвертерных газов для выработки электроэнергии в газотурбинной установке. В этой СИТКГ также предусмотрено использование теплового аккумулятора. В качестве теплоносителя в газовой турбине используется воздух, который нагревается до заданной температуры в насадках ТА. Коэффициент энергетической эффективности такой установки составляет  $\eta_{эн} = 65 \%$ .

При анализе энергетической эффективности различных СИТКГ использован коэффициент энергетической эффективности, который определялся по формуле (кроме установки с газовой турбиной для выработки электроэнергии)



$$\eta_{\text{эн}} = \frac{(1 - \alpha)(1 - \beta)\varphi}{\eta_{\text{к}}(1 + S)}, \quad (1)$$

где  $\alpha$  – коэффициент, учитывающий долю тепла конвертерных газов, теряемых с уходящими газами в окружающую среду;

$\beta = \mathcal{E}_m (q_k - q_m)$  – коэффициент, учитывающий потери, имеющие место за счет вытеснения отбора пара от заводской ТЭЦ;

$\mathcal{E}_m$  – удельная выработка электроэнергии на паре данных параметров при теплофикационном режиме (зависит от начальных параметров пара и величины давления отбора);

$q_k$  – удельный расход тепла на выработку электроэнергии для районной ТЭС;

$q_m$  – удельный расход тепла на выработку электроэнергии при теплофикационном режиме на заводской ТЭЦ;

$\varphi$  – коэффициент, учитывающий степень использования тепла пара, вырабатываемого теплоиспользующей установкой;

$\eta_{\text{к}}$  – КПД замещаемого котлоагрегата;

$S$  – коэффициент, учитывающий расход энергии на собственные нужды СИТКГ.

**Выводы и направление дальнейших исследований.** Анализ работы существующих СИТКГ показывает низкую их энергетическую эффективность. Максимальный коэффициент энергетической эффективности имеет система с отводом конвертерных газов без дожигания с последующим использованием их в качестве топлива  $\eta_{\text{эн}} = 50 \%$ . Но система с газгольдером не нашла широкого применения, так как имеет ряд существенных недостатков. Наиболее перспективным вариантом является СИТКГ с тепловым аккумулятором (МЭИ). Коэффициент энергетической эффективности СИТКГ с газовой турбиной, вырабатывающий электроэнергию, составляет  $\eta_{\text{эн}} \approx 65 \%$ , а СИТКГ с тепловым аккумулятором, вырабатывающий пар энергетических параметров, по разомкнутой схеме  $\eta_{\text{эн}} \approx 70 \%$ . Наиболее предпочтительной схемой при реализации СИТКГ с тепловым аккумулятором является вариант с замкнутой системой теплоиспользования с воздушным подогревателем, которая имеет наилучшие энергоэкономические показатели. Коэффициент энергетической эффективности такой установки достигает до  $\eta_{\text{эн}} \approx 80 \%$ . При реализации такой установки в ККЦ с тремя конвертерами ёмкостью 300 тн, годовая экономия топлива может составить ~ 100 тыс.т.у.т. Таким образом, СИТКГ с тепловым аккумулятором обеспечивает непрерывную выработку пара энергетических параметров (который может быть использован в турбогенераторах) или электроэнергии с использованием газовой турбины при циклическом

режиме работы сталеплавильных конвертеров и защиту окружающей среды от вредных выбросов в виде оксида углерода СО и оксидов азота NO<sub>x</sub>. Необходимо провести дальнейшие исследования с целью определения оптимальной схемы теплоиспользования в СИТКГ с тепловым аккумулятором, оптимальных параметров основных элементов и энергоэкономических показателей установки.

*Приведены результаты анализа энергетической эффективности систем использования тепла конвертерных газов (СИТКГ), которые реализованы за кислородными конвертерами, а также новых технических решений по эффективному использованию располагаемого тепла конвертерных газов, обеспечивающие высокие энергоэкономические показатели.*

*The results of analysis of power efficiency of the systems of the use of heat of converter gases (SITKG), which are realized after oxygen converters, and also new technical decisions on the effective use of the disposed heat of converter gases, are resulted, providing high energoekonomicheskie indicators.*

#### **Библиографический список.**

1. Розенгарт Ю.И., Якобсон Б.И., Мурадова З.А. Вторичные энергетические ресурсы черной металлургии и их использование. – Киев: Вища школа, 1988. – 328 с.

2. Розенгарт Ю.И., Мурадова З.А., Теверовский Б.З. и др. Теплоэнергетика металлургических заводов. – М.: Металлургия, 1985. – 303 с.

3. Очистка газов в металлургии, спец. выпуск № 83 института ЧМ Англии: Пер. с англ. – М.: Металлургия, 1968. – 372 с.

4. Бережинский А.И., Циммерман А.Ф. Охлаждение и очистка газов кислородных конвертеров. – М.: Металлургия, 1975. – 192 с.

5. Алексеев В.П., Алексеева М.В. Установка для использования тепла конвертерных газов с тепловым аккумулятором. Вестник МАНЭБ. – СПб. – 2004. – т. 9, № 7 (79). – С. 82 – 85.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Петрушовым С.Н.*

*к. т. н., доц. Пупков В.С.,  
(ДонДТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **УПРУГИЕ КОНТАКТНЫЕ СИЛЫ, УДЕРЖИВАЮЩИЕ ЧАСТИЦУ ЗАГРЯЗНИТЕЛЯ В ЯЧЕЙКЕ СЕТКИ ФИЛЬТРОЭЛЕМЕНТА**

*Запропоновано розрахункові залежності для визначення величини сил тертя, які утримують частинку забруднювача у клітинці сітки фільтроелемента.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Одной из составляющих процесса водоподготовки является удаление из жидкости механических загрязнений. При водозаборе из открытых водоемов большая часть этих загрязнений имеет плотность соизмеримую с плотностью жидкости, поэтому для их удаления применяется в основном метод фильтрования, так как гравитационные методы в этом случае неэффективны. В основном для фильтрования применяют объемные фильтры с зернистой загрузкой. Однако их огромные размеры (диаметр 2 – 3 м. и высота более 2 м.) и незначительные скорости фильтрования (менее 3 м/ч) заставляют искать им замену. Одним из возможных претендентов на эту роль являются фильтры с противоточной регенерацией сетчатого фильтроэлемента [1]. Их бесперебойная работа возможна лишь при условии 100% удаления задержанных частиц загрязнителя с поверхности сетки в режиме регенерации. Однако опыт эксплуатации показывает, что это происходит в редких случаях [2, 3].

**Анализ исследований и публикаций.** Одним из вопросов который необходимо решить для улучшения эксплуатационных свойств фильтров с противоточной регенерацией является определение усилий, с которыми частица загрязнителя удерживается в ячейке фильтроэлемента. В работе [4] показано, что трудноудаляемые загрязнения формируются при режиме фильтрования с полной закупоркой пор. Выполненные автором исследования [5] полностью подтвердили вышеприведенные данные и показали, что частицы, из которых сформированы эти загрязнения, имеют размеры сопоставимые с размером ячейки сетки (рис 1. а).

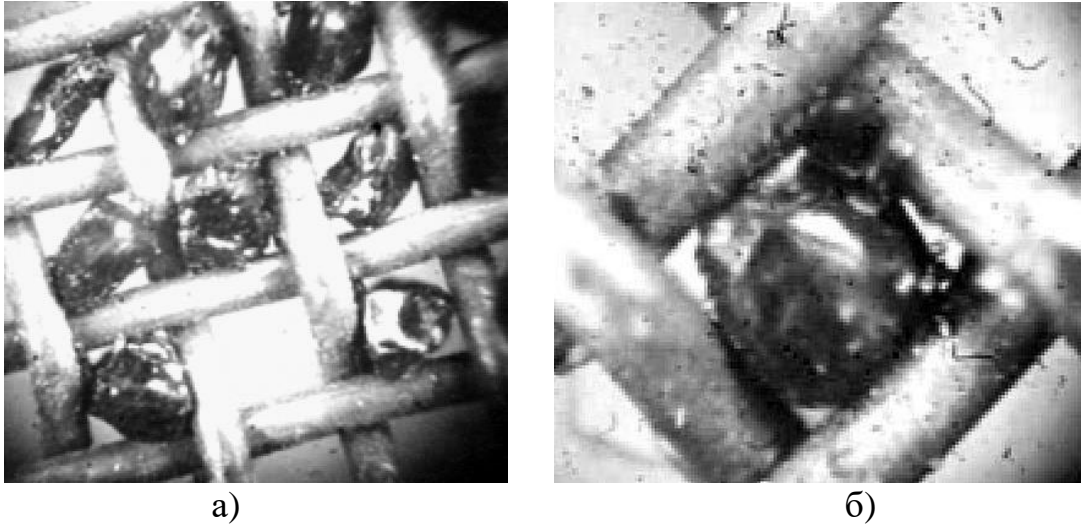


Рисунок 1 – Частицы загрязнителя, застрявшие в ячейках сетки.

Детальное изучение микрофотографий показывает, что частицы имеют выпуклую форму и контактируют с проволочками сетки в ограниченном числе точек (3 – 4 точки) и при этом не возникает видимых деформаций ячейки сетки (рис 1. б). Следовательно, силы трения обусловлены упругими деформациями частицы и проволок сетки в местах контакта.

**Постановка задачи.** Целью настоящего исследования является получение расчетных зависимостей для определения величины сил трения, с которыми частица загрязнителя удерживается в ячейке сетки.

**Изложение материала и его результаты.** Величину сил трения, обусловленных упругими контактными деформациями частицы и проволок сетки (рис. 2) можно определить по следующей зависимости:

$$F_{tr} = n_k \cdot f \cdot N(\delta), \quad (2.17)$$

где  $n_k$  – число точек контакта;  $f$  – коэффициент трения;  $N(\delta)$  – равнодействующая сил, обусловленная контактными упругими деформациями сжатых тел.

Для дальнейшего анализа следует получить связь между суммарной деформацией тел  $\delta$  и равнодействующей упругих сил  $N$ .

Предположение о малости площадки контакта, по сравнению с общей поверхностью соприкасающихся тел, позволяет использовать для определения деформаций уравнения теории упругости [6].

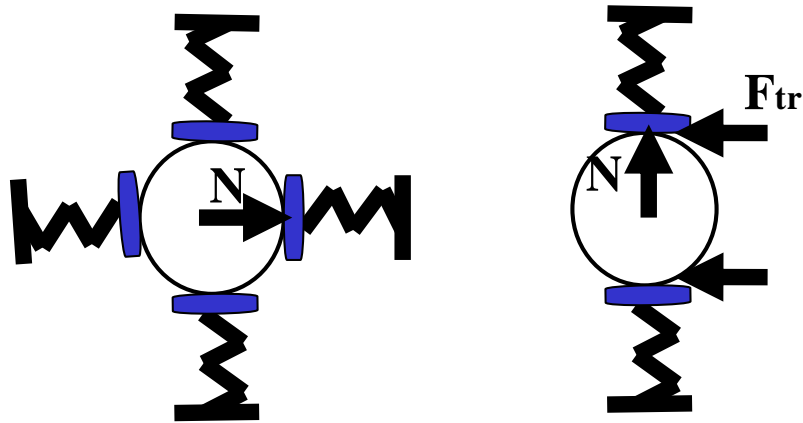


Рисунок 2 – Схема удержания частицы в ячейке сетки.

При наличии статического равновесия и выполнении кинематических условий задачи связь между упругой силой и совместной деформацией имеет следующий вид [7]:

$$N = K_G \delta^{3/2}, \quad (2)$$

где  $K_G$  – коэффициент, зависящий от свойств материалов тел и кривизны их поверхностей в зоне контакта, который в дальнейшем будем называть приведенной жесткостью системы контактирующих тел.

Согласно [6] жесткость системы определяется из следующего выражения:

$$K_G = \left[ \frac{2}{n_\delta \sqrt[3]{\frac{9}{2} \eta^2 (A + B)}} \right]^{1,5}, \quad (3)$$

где  $A$  и  $B$  – константы, характеризующие кривизну поверхности контактирующих тел;  $\eta$  – коэффициент, учитывающий свойства материалов;  $n_\delta$  – коэффициент, определяющий форму площадки контакта.

Для случая контакта сферического тела и цилиндра, кривизна контактирующих тел определяется следующим образом [7]:



$$A = \frac{1}{2R_p}, \quad (4)$$

$$B = \frac{1}{2} \left( \frac{1}{R_p} + \frac{1}{R_s} \right), \quad (5)$$

где  $R_p, R_s$  – радиус частицы и проволоки сетки соответственно.

Коэффициент, учитывающий свойства материалов согласно [7], вычисляется так:

$$\eta = \frac{1 - \nu_p^2}{E_p} + \frac{1 - \nu_s^2}{E_s}, \quad (6)$$

где  $E_p, E_s$  и  $\nu_p, \nu_s$  – модули упругости и коэффициенты Пуассона для материалов частицы и проволоки соответственно.

Так как в нашем случае площадка контакта имеет вид эллипса, то коэффициент  $n_\delta$  определяется по такой зависимости [7]:

$$n_\delta = K(e) \sqrt[3]{\frac{4}{\pi^2} \frac{1}{\left(1 + \frac{B}{A}\right) \frac{1}{D(e)}}}, \quad (7)$$

$$D(e) = \frac{1}{e^2} (K(e) - L(e)), \quad (8)$$

где  $K(e), L(e)$  – эллиптические интегралы первого и второго рода взятые по эксцентриситету контурного эллипса площадки контакта  $e$ , который определяется из уравнения

$$\frac{A}{B} = (1 - e^2) \frac{D(e)}{K(e) - D(e)}. \quad (9)$$

Зависимости (3) – (9) позволяют связать величину  $\delta$  с силами, удерживающими частицу загрязнителя в ячейке сетки.

**Выводы и направления дальнейших исследований.** Таким образом, получены расчетные зависимости для определения величины сил удерживающих частицу в ячейке сетки. Показано, что величина этих сил зависит не только от упругих свойств материалов частицы и проволоки сетки, но и от кривизны этих тел. В дальнейших

исследованиях следует уточнить, как влияет принятое допущение о сферичности частиц загрязнителя на величину итоговых сил трения.

*Предложены расчетные зависимости для определения величины силы трения, которая удерживает частицу загрязнителя в ячейке сетки фильтроэлемента.*

*Calculation dependences are offered for determination of size of force of friction, which retains the particle of in the cell of net of filter.*

#### **Библиографический список.**

1. Бабаев И.С. Безреагентные методы очистки высокоомутных вод. – М.: Стройиздат, 1978 – 80с.
2. Пупков В.С. Пути обеспечения интенсификации процесса самоочистки сетчатого фильтроэлемента // Сб. научн. тр. ДГМИ Вып. 15 – Алчевск: ДГМИ, 2002. – С. 123–130.
3. Кузьминский В.П., Кухарь В.Ю., Кудрявцев Д.В. Разработка и совершенствование автоматизированных фильтров технической воды для условий отечественных горно-металлургических предприятий. // Материалы международной конференции "Форум горняков-2006", НГУ, г. Днепрпетровск, 2006. – С. 37-41.
4. Берестюк Г.И. Регенерация фильтров для разделения суспензий. – М.: Химия, 1978. – 96с.
5. Пупков В.С., Иванова Е.О. Анализ остаточных загрязнений сетчатых фильтров // Сб. научн. тр. ДГМИ (ДонГТУ) Вып. 19 – Алчевск: ДонГТУ, 2005. – С. 302–308.
6. Прочность, устойчивость, колебания. Том 2. – М.: Машиностроение, 1968. – 464с.
7. Кильчевский Н.А. Динамическое контактное сжатие твердых тел, удар. –К.: Наукова думка, 1976. –320 с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Финкельштейном З.Л.*

## ТЕОРЕМЫ КОНТУРОЗВЕННОСТИ КИНЕМАТИЧЕСКИХ ЦЕПЕЙ

*Наведені п'ять видів топологічних множин, з яких може складатися кінематичний ланцюг довільної структури. Доведено п'ять теорем контуроланкової закономірної структури кінематичних ланцюгів. Визначено, що збереження закономірності побудови ланцюгів пов'язано з явищем анігіляції (перетворення) незакономірних поліконтурів у закономірні нуль-, моно-, диконттури.*

Структурное закономерное решение, полученное в работе [1], позволяет установить, что кинематическая цепь общего вида может быть сформирована (или состоит) из трех видов множеств: нуль-контуров, моноконтуров и диконтуров.

Дробление цепеобразующих контуров-звеньев, т.е. нуль-контуров, моноконтуров и диконтуров, приводит к дополнительному образованию моноконтурных линейных одноэлементных неконсервативных цепей примыкания, а также двухэлементных неконсервативных линейных цепей примыкания, основу которых всегда составляет один диконтур, с которым складывается линейная моноконтурная цепь, содержащая один и более моноконтуров.

Топологически строго ограниченный перечень цепеобразующих компонент и множеств позволяет сформулировать несколько теорем контурозвального строения кинематических цепей.

### **Теорема 1**

*Кинематическая цепь произвольной структуры может быть составлена (или состоит) из множеств нуль-контуров, двухэлементных цепей примыкания, одноэлементных цепей примыкания, а также из автомоноконтуров и автодиконтуров.*

Доказательство теоремы

По закону строения кинематическая цепь произвольной структуры состоит из множеств нуль-контуров, моноконтуров и диконтуров.

Каждый отдельно взятый нуль-контур, подвергнутый структурному дроблению, сохраняется и добавляет в цепь одноэлементную цепь примыкания.

Каждый отдельно взятый моноконтур при его структурном дроблении приводит к образованию одноэлементной цепи примыкания.

Каждый отдельно взятый диконтур при его структурном дроблении приводит к образованию двухэлементной цепи примыкания.

Если подвергнуть структурному дроблению намеченные нуль-контур, моноконтур и диконтур, а некоторые моноконтур и диконтур оставить без структурного дробления, то ничего, кроме нуль-контуров, двухэлементных цепей примыкания, одноэлементных цепей примыкания, автомоноконтуров и автодиконтуров, не получится.

Теорема 1 доказана.

Рассмотренная теорема 1 позволяет сделать заключение о том, что отыскание цепей «с полным числом условий» [2], т.е. групп, следует выполнить в пределах видов цепей, подчиняющихся теореме 1.

Нетрудно определить по теореме 1, что группы находятся в множестве двухэлементных линейных цепей примыкания с одноподвижными кинематическими парами. При этом любая из групп всегда содержит один диконтур и некоторое множество моноконтуров. В этом случае должны быть выделены в особый разряд автомоноконтур и автодиконтур, т.е. контуры-звенья, которые не входят в группы.

На основании теоремы 1 приходим также к заключению о том, что моноконтурные одноэлементные цепи примыкания дают начало незамкнутым основным цепям манипуляторов и промышленных роботов, а двухэлементные цепи примыкания – замкнутым кинематическим цепям различных механизмов и ферм.

## **Теорема 2**

*Если из множества  $m$  звеньев структурного кольца выделить множество  $n_0$  нуль-контуров, то структурное кольцо распадается на два равных множества нуль-контуров  $n_0$  и двухэлементных цепей примыкания, характеризуемых равенством  $n_{II} = n_0$ .*

Доказательство теоремы

Пусть множество звеньев структурного кольца равно  $m$ , тогда число кинематических пар кольца равно  $p_{\Sigma} = m$ .

В данном случае по закону строения [1] получим

$$\begin{aligned} n_I &= 2(m - n_0) - p_\Sigma = m - 2n_0, \\ n_{II} &= p_\Sigma - (m - n_0) = n_0. \end{aligned} \quad (1)$$

Главной топологической характеристикой двухэлементной цепи примыкания является наличие в ней диконтур, следовательно, полученное решение отвечает условию теоремы:  $n_{II} = n_0$ , т.е. множество двухэлементных цепей примыкания равно множеству нуль-контуров  $n_0$ .

Деление моноконтуров по полученным двухэлементным цепям примыкания будет равномерным, если  $\left(\frac{m}{n_0} - 2\right)$  - целое число, в противном случае найдется одна двухэлементная цепь примыкания, в которой множество моноконтуров будет на единицу больше или на единицу меньше принятого равномерного деления моноконтуров по двухэлементным цепям примыкания.

При значении  $n_0 = (m - 1) / 2$  все двухэлементные цепи примыкания, за исключением одной, превратятся в диконтур, а одна двухэлементная цепь примыкания сохранит один моноконтур.

Теорема 2 доказана.

### Теорема 3

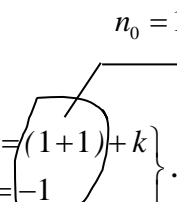
*Поликонтур, вводимый в цепь с помощью нуль-контуров, превращается в нуль-контур или моноконтур.*

Доказательство теоремы

Пусть имеем поликонтур, содержащий множество  $k$  кинематических пар. Чтобы ввести его в кинематическую цепь с помощью нуль-контуров, необходимо соблюдение равенства множества нуль-контуров множеству  $k$  кинематических пар поликонтур.

Тогда общее число звеньев цепи будет равно  $k + 1$ , а число пар  $p_\Sigma = k$ .

По закону строения получим

$$\begin{aligned} n_I &= 2(k + 1) - k = \left. \begin{aligned} &= (1 + 1) + k \\ &= -1 \end{aligned} \right\} \\ n_{II} &= k - (k + 1) = -1 \end{aligned} \quad (2)$$


Множество моноконтуров на единицу превысило число звеньев образуемой цепи, в то же время получили один минус-диконтур.

Налицо необходимые и достаточные признаки существования одного нуль-контура при числе моноконтуров, равном  $k$ .

С учетом возможности применения переместительного закона, поликонтур, введенный в цепь с помощью нуль-контуров, может быть нуль-контуром или моноконтуром.

Теорема 3 доказана.

На рис. 1 представлена графическая иллюстрация теоремы 3.

Процессы аннигиляции, иначе процессы взаимного превращения, отвечающие закону контурозвенности, на рис. 1 отображены с помощью стрелок, указывающих переход кинематических пар от одного контура-звена к другому.

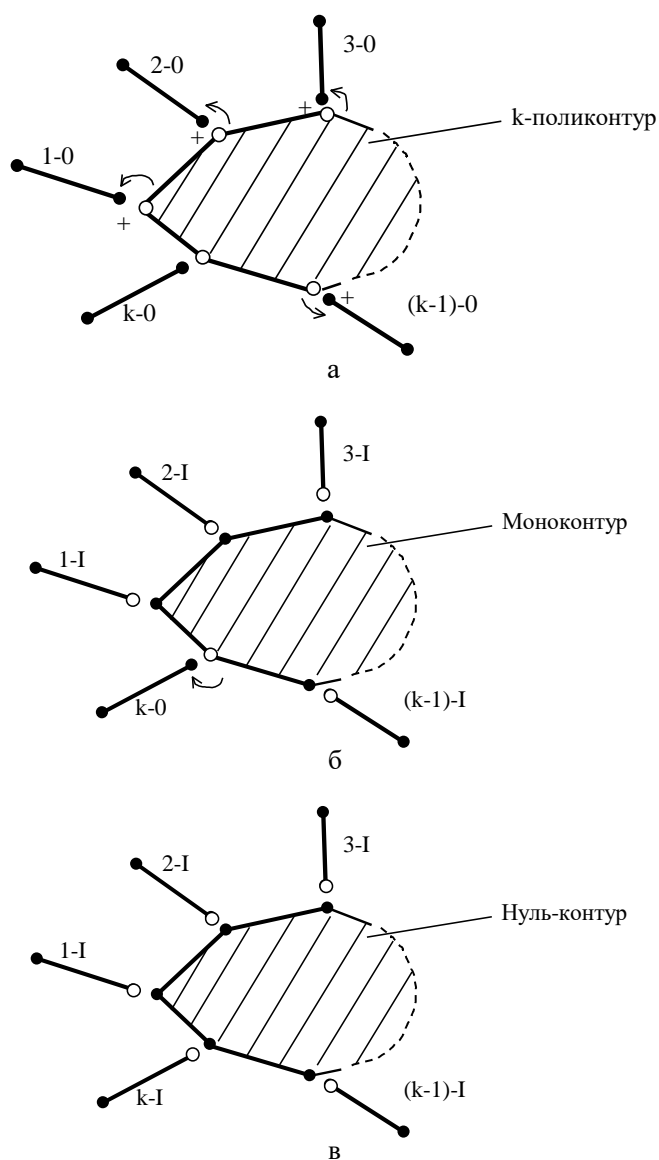


Рисунок 1. К теореме 3

Рисунок 1а отражает структурно-топологическое сложение поликонтура с нуль-контуром. При этом нуль-контур  $k-0$  сохраняем.

Рисунок 1б показывает аннигиляцию множества нуль-контуров и образование множества моноконтуров в соответствии с решением (2), из которого вытекает, что  $k$  - поликонтур превратился в моноконтур.

Рисунок 1в отражает вариант превращения  $k$  -поликонтура в нуль-контур.

#### **Теорема 4**

*Поликонтур, вводимый в кинематическую цепь с помощью моноконтуров, преобразуется в моно- или диконтур.*

Доказательство теоремы

Для введения  $k$  -поликонтура в кинематическую цепь с помощью моноконтуров необходимо и достаточно, чтобы множество моноконтуров было равно множеству  $k$  кинематических пар поликонтура.

Тогда общее множество звеньев синтезируемой цепи будет равно  $(k+1)$ , а множество кинематических пар  $p_{\Sigma} = 2k$ .

Моноконтурно-диконтурное деление такой цепи, отвечающее закону строения, будет равно

$$\left. \begin{aligned} n_I &= 2(k+1) - 2k = 2 \\ n_{II} &= 2k - (k+1) = k-1 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Итак, при введении в кинематическую цепь  $k$  -поликонтура с помощью моноконтуров получается, что множество  $k$  моноконтуров уменьшается до значения, равного двум, а множество образованных диконтуров лишь на единицу меньше множества  $k$  пар поликонтура.

Одним из двух остаточных моноконтуров может быть определен превращенный поликонтур, а с использованием переместительного закона поликонтур, вошедший в кинематическую цепь, может быть и диконтуром.

Теорема 4 доказана.

На рис. 2 последовательно рассматривается графическая иллюстрация к теореме 4.

Структурно-топологическое сложение исходного  $k$  -поликонтура с множеством моноконтуров, равном  $k$ , показано на рис. 2 а.

На рис. 2 б показан результат аннигиляции поликонтура до уровня моноконтуров, а рис. 2 в отражает возможность назначения исходного  $k$  -поликонтура диконтуром.

Все процедуры контурозвенных преобразований, показанных на рис.2, отвечают аналитическому решению (3), соответствующему требованиям закона контурозвенного строения кинематических цепей.

В работе [3] показано, что диконтур с их избыточной связностью в наибольшей мере способны влиять на такие важные характеристики кинематических цепей механизмов и машин, как их прочность, износостойкость, надежность и долговечность. Следовательно, определение множества диконтуров, иначе степени диконтурности кинематической цепи, является актуальной задачей. Важно также определять местоположение диконтуров в кинематической цепи, что становится возможным при выполнении структурного контурозвенного анализа.

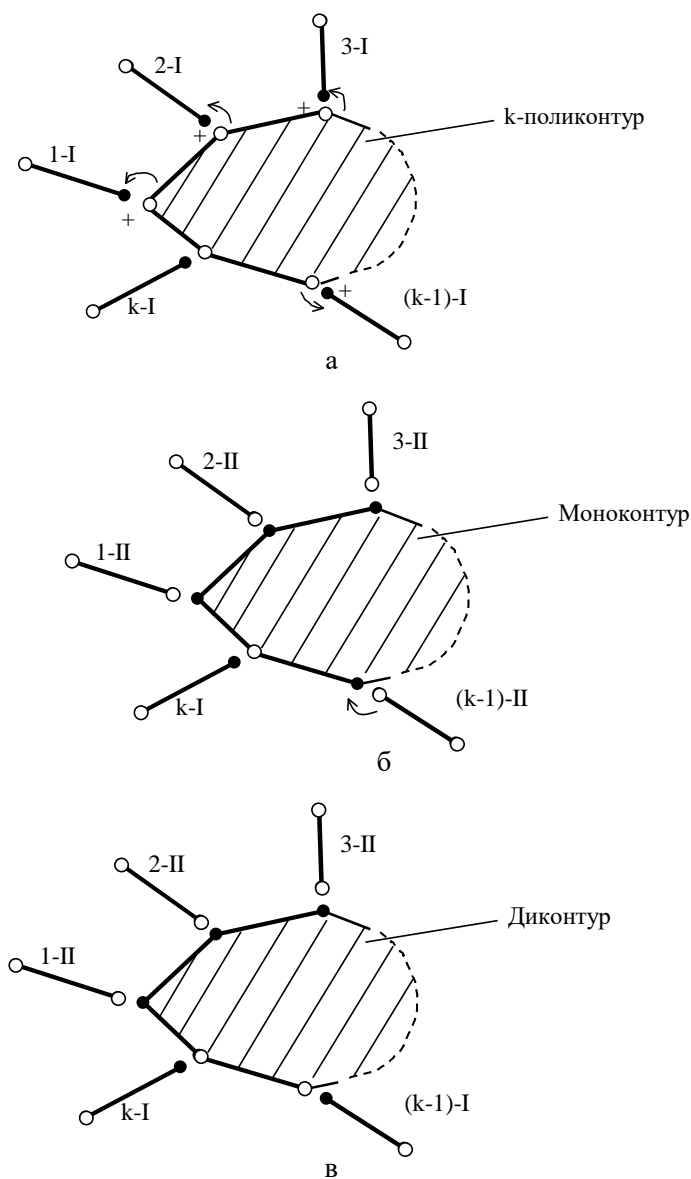


Рисунок 2. К теореме 4



Степень диконтурности цепи также зависит от множества нуль-контуров, которое определяется или назначается в общем случае произвольно.

Отметим также, что малейшее изменение в структуре цепи, например, введение или удаление хотя бы одной кинематической пары, равно как и введение или удаление звена, сразу может привести не только к изменению степени диконтурности цепи, но в целом к изменению моноконтурно-диконтурного деления цепи.

Всегда неизменно влияние структурного кольца, в целом понижающего степень диконтурности цепи с замкнутыми контурами на единицу. В связи с последним утверждением докажем теорему.

### **Теорема 5**

*Кинематическая цепь, содержащая  $k$  замкнутых контуров и не содержащая ни одного нуль-контура ( $n_0 = 0$ ), имеет степень диконтурности, равную  $(k-1)$ .*

Доказательство теоремы.

За начало кинематической цепи с замкнутыми контурами может быть принято структурное кольцо. Такое кольцо, будучи замкнутым контуром, моноконтурно. Второй, третий и т. д. замкнутые контуры образуются путем примыкания двухэлементных цепей к структурному кольцу и далее друг к другу, в результате возможно развитие цепи с примыканием двухэлементных цепей до бесконечности.

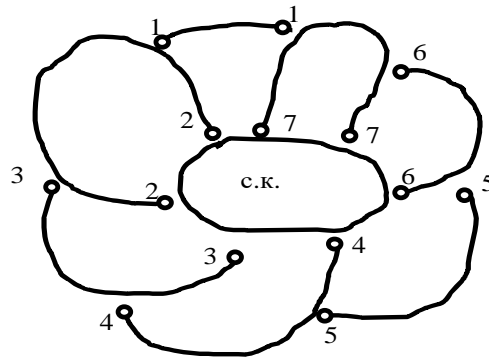
Но множество  $k$  замкнутых контуров всегда будет превышать на единицу множество двухэлементных цепей примыкания, каждая из которых содержит по одному диконтур. Следовательно, множество диконтуров в такой цепи будет равно  $n_{II} = (k-1)$ .

Теорема 5 доказана.

Из теоремы 5 вытекает заключение о том, что любой контур из множества  $k$  замкнутых контуров кинематической цепи может быть выбран (назначен) структурным кольцом. В истинности данного утверждения читатель может убедиться самостоятельно.

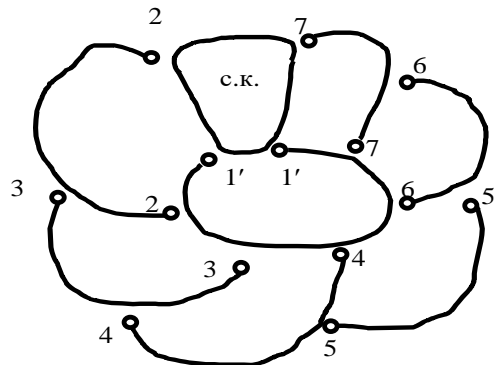
Весьма интересной является возможность «поглощения» структурного кольца одной из двухэлементных цепей примыкания, но при этом условие теоремы 5 не нарушается.

На рис. 3 приведены иллюстрации к теореме 5



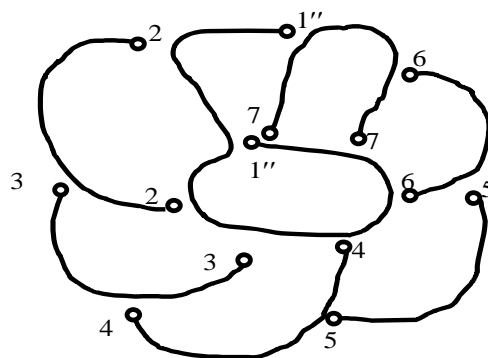
$k = 8,$   
 $n_{II} = 7.$

а



$k = 8,$   
 $n_{II} = 7.$

б



$k = 8,$   
 $n_{II} = 7.$

в

Рисунок 3. К теореме 5

В центральной части рис. 3а изображено структурное кольцо (с.к.). Двухэлементные цепи примыкания 2-2 и 7-7 имеют двустороннее примыкание к структурному кольцу (с.к.).

Цепи 3-3, 4-4 и 6-6 одной стороной выходят на структурное кольцо, а другой соответственно на цепи 2-2, 3-3 и 7-7.

Цепь 1-1 замыкается на цепи 2-2 и 7-7, а цепь 5-5 на цепи 4-4 и 6-6.

Из рис. 3а видно, что для рассматриваемой цепи  $k = 8$ , а  $n_{II} = 7$ .

На рис. 3б в той же самой цепи в качестве структурного кольца принят периферийный замкнутый контур. Цепь 1-1 вошла в состав нового структурного кольца, укоротились цепи 2-2 и 7-7, а на месте первоначального структурного кольца образовалась новая двухэлементная цепь примыкания 1'-1'.

Несмотря на выполненные структурно-топологические преобразования условия  $k = 8$ ,  $n_{II} = 7$  сохранились.

На рис. 3в показано, что структурные кольца первого и второго случаев (рис. 3а и б) «поглощены» новой двухэлементной цепью примыкания 1''-1''.

Выполненный анализ по рис. 3 подтвердил теорему 5.

### **Выводы.**

1 Произвольная кинематическая цепь может содержать следующие виды топологических множеств:

- нуль-контуров;
- одноэлементных цепей примыкания;
- двухэлементных цепей примыкания;
- автомоноконтуров;
- автодиконтуров.

2 Структурное кольцо моноконтурно, но может распадаться на два равновеликих множества нуль-контуров и двухэлементных цепей примыкания.

3 Незакономерный поликонтур при вхождении в кинематическую цепь превращается в закономерный нуль-контур, или моноконтур, или диконтур.

4 Степень диконтурности цепи, состоящей из замкнутых контуров и не содержащей нуль-контуров, всегда на единицу меньше множества замкнутых контуров, т.к. в этой цепи всегда присутствует единственное моноконтурное структурное кольцо.

*Приведены пять видов топологических множеств, из которых может состоять кинематическая цепь произвольной структуры. Доказано пять теорем контурозвеного закономерного строения кинематических цепей. Определено, что сохранение закономерности строения цепей связано с явлением аннигиляции (превращения) незаконномерных поликонтуров в закономерные нуль-, моно-, диконтур.*

*Five types of topological varieties, from which kinematics of random structure may consist, are given. Five theorems of kinematics' contour-link regular structure are proved. It is determined that conservation of*

*kinematics' structure regularity relates to annihilation (transformation) effect of irregular polycontours into regular zero-, mono- and dualcontours.*

**Библиографический список .**

1. Дрягин Д.П. Закон строения механизмов // *Вісник Сумського державного університету*, 1999. №2(13). С. 79-80.

2. Ассур Л.В. *Исследование плоских стержневых механизмов с низшими парами с точки зрения их структуры и классификации.* – М.: Изд-во АН СССР, 1952. – 529 с.

3. Дрягин Д.П. *Строение механизмов. Новые методы структурного анализа и синтеза.* – Сумы: Изд-во СумГУ, 2000. – 67 с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Финкельштейном З.Л.*

*к. т. н., доц. Данько В.М.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

## **ВАРИАЦИОННЫЕ ПРИНЦИПЫ И РЕОЛОГИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ В РАСЧЕТАХ ПРОЦЕССОВ ОМД**

*Показано, що при визначенні поля напруг коректне застосування реологічної моделі жорстко-пластичного середовища і теорії пластичного плину можливе тільки при умові Мізеса, ідеальній пластичності або ізотропному зміцненні.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Распространение персональных компьютеров и доступность пакетов прикладных программ для решения систем дифференциальных уравнений численными методами создают предпосылки для повышения точности теоретического анализа различных процессов ОМД. В этих условиях для получения результатов, близких к действительным, необходимо повышать адекватность математических моделей, которыми заменяются реальные объекты исследований. Те идеализации и упрощения, которые раньше были оправданы низкой точностью решения уравнений, ныне могут приводить к погрешностям, которые никаким повышением точности расчетов устранить нельзя. Одна из таких погрешностей в определенных случаях появляется из-за несоответствия предпосылок теории пластического течения и применяемых совместно с нею реологических моделей жестко-пластической среды.

### **Анализ исследований и публикаций.**

Исследований данной проблемы в доступной нам литературе не обнаружено, за исключением важного для данного вопроса указания в работе [1] на то, что в случае жестко-пластической среды вектор девиатора напряжений исходит непосредственно из начала системы координат пространства напряжений.

### **Постановка задачи.**

Выяснить, всегда ли согласуется модель жестко-пластической среды с основными предпосылками теории пластического течения и как это может сказаться на точности методов расчета процессов ОМД, использующих вариационные принципы механики сплошных сред.

### **Изложение материала и результаты.**

Рассматриваются две реологические модели: идеально жестко-пластической среды (рис.1а) и жестко-пластической среды с

упрочнением (рис.1б).

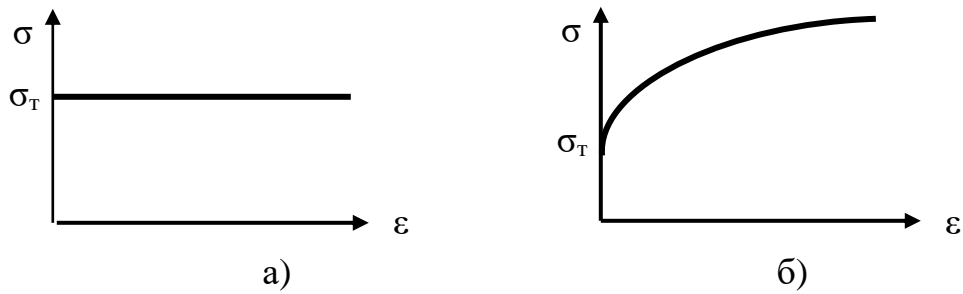


Рисунок 1 – Реологические модели жестко-пластической среды

В случае любой жестко-пластической среды напряжения скачком изменяются от нуля до предела текучести  $\sigma_T$ . В девиаторной плоскости пространства напряжений вектор нагружения  $s_{ij}$  поэтому должен начинаться в т.0 и заканчиваться на контуре текучести  $L$  [1] (рис.2а).

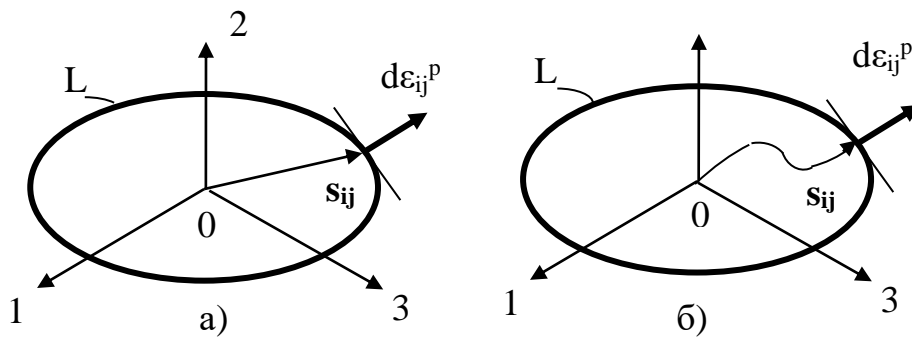


Рисунок 2 – Пути нагружения для различных сред

По теории течения векторы приращения пластических деформаций  $d\epsilon_{ij}^P$  и девиатора напряжений  $s_{ij}$  коаксиальны:

$$d\epsilon_{ij}^P = d\lambda \cdot s_{ij}. \quad (1)$$

Но в соответствии с ассоциированным законом течения вектор  $d\epsilon_{ij}^P$  должен быть ортогонален линии пересечения поверхности текучести девиаторной плоскостью, т.е. контуру текучести  $L$ . Следовательно, во всех случаях вектор  $s_{ij}$  также должен быть ортогонален к  $L$ .

Иная ситуация при использовании модели упруго-пластической среды. В этом случае нагружение может идти по произвольному пути внутри поверхности текучести (рис.2б). Поэтому у ее поверхности вектор  $s_{ij}$  всегда может стать ортогональным этой поверхности.

Рассмотрим разные поверхности текучести, соответствующие различным условиям пластичности. Очевидно, что при условии Мизеса, идеальной пластичности или изотропном упрочнении

первоначально изотропной среды условие (1) выполняется всегда, причем это единственный возможный вариант выполнения этого условия для любых напряженных состояний (рис.3, кривая 1).

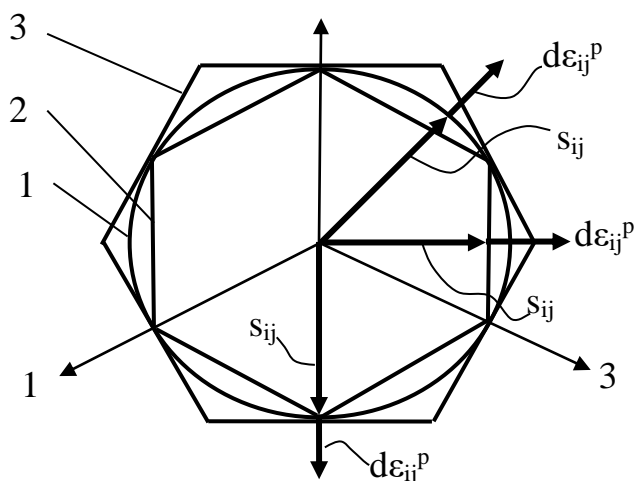


Рисунок 3 – Поверхности текучести различных условий пластичности

Для условий пластичности Треска-Сен-Венана (рис.3, ломаная 2) и Ишлинского-Хейзорнсвейга (рис.3, ломаная 3) – только в некоторых случаях. То же относится к любому условию пластичности при наличии анизотропии – исходной или деформационной (рис. 2а).

Поскольку при расчетах процессов ОМД напряженное состояние заранее неизвестно, то приходим к выводу, что модель жестко-пластической среды не ведет к нарушению основной предпосылки теории течения (1) только при использовании условия пластичности Мизеса и только в случае изотропности среды.

Рассмотрим следствия из этого вывода для разных методов расчетов ОМД.

В методе верхних оценок (МВО), как разновидности энергетических методов, уравнения связи статических и кинематических параметров сплошной среды не используются и поэтому применение модели жестко-пластической среды не вызывает никаких возражений.

В методе линий скольжения (МЛС) применяется как условие Мизеса, так и условие Треска (хотя и реже). Уравнения связи между напряжениями и скоростями деформаций используются, но в виде отношения, поэтому скалярная функция  $d\lambda$ , характеризующая реологию среды, в (1) сокращается. Отсюда вытекает правомерность использования модели жестко-пластической среды и в МЛС.

При решении задач ОМД посредством метода конечных элементов (МКЭ) обычно применяется вариационная постановка и

реологические модели жестко-пластических сред (пакеты DEFORM3, FORGE3d и т.п.). Вид вариационного функционала зависит от исходных предпосылок. В частности, для жестко-пластической среды применяется функционал принципа виртуальных скоростей [2]:

$$\delta \left[ \tau_s \int_V \mathbf{H} dV - \int_S \sigma_\tau v_\tau dS \right] = 0, \quad (3)$$

где  $\tau_s$  – предел текучести при сдвиге;  $\mathbf{H}$  – интенсивность скоростей деформаций сдвига;  $V$  – объем деформируемого тела;  $S$  – площадь контактной поверхности;  $\sigma_\tau$  и  $v_\tau$  – полное напряжение трения и скорость скольжения металла по инструменту.

При определении с использованием (3) поля скоростей вышеизложенные соображения не имеют места, поскольку задача решается без привлечения уравнений связи. Но последующее нахождение по найденному полю скоростей поля напряжений неизбежно сопряжено с применением определенного условия пластичности, поскольку в соответствии с ассоциированным законом течения пластический потенциал отождествляется с функцией текучести:

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}},$$

где  $f$  – функция текучести в пространстве напряжений. Следовательно, применение модели жестко-пластической среды ведет к нарушению основной предпосылки (1) теории течения. Это вызывает появление погрешности при определении поля напряжений, величина которой не поддается оценке. Предложение оценить эту погрешность расчетом какого-либо процесса для изотропной и анизотропных сред не может быть принято, т.к. это разные задачи и поля напряжений будут различными вследствие различия в исходных данных.

Из-за несжимаемости жестко-пластической среды функционал (3) позволяет находить только девиаторную часть поля напряжений [3]. Поэтому применяется смешанный вариационный принцип, функционал которого содержит среднее нормальное напряжение  $\sigma_0$  и среднюю скорость деформации  $\xi_0$  [4]:

$$J = \int_V \left( \int_0^{\mathbf{H}} \mathbf{T}(\mathbf{H}) d\mathbf{H} \right) dV + \int_V \sigma_0 \xi_0 dV - \int_S \sigma_\tau v_\tau dS.$$

В этом случае используется экспериментальная реологическая зависимость  $\mathbf{T}(\mathbf{H})$  в модели по рисунку 1б) и появляется возможность определения поля тензора напряжений. Но поскольку при этом все же используются уравнения связи, то погрешность от несоосности компонент девиатора напряжений и тензора приращения скоростей



деформаций остается. Она не может появиться в принципе только при использовании модели упруго-пластической среды (рис.2б).

Как свидетельствует практика расчетов, применение этой модели не ведет к увеличению времени счета, но погрешности вычислительного характера больше, чем при использовании моделей жестко-пластических сред, чем и объясняется их популярность. Однако эти погрешности не носят принципиального характера и поэтому можно надеяться, что со временем будут сведены к приемлемому минимуму.

#### **Выводы.**

Применение модели жестко-пластической среды не ведет к нарушению основной предпосылки теории течения – коаксиальности компонент девиатора напряжений и тензора приращения пластических деформаций - только при условии Мизеса и изотропности среды. Поскольку в процессе деформирования обычно развивается деформационная анизотропия, то при учете этого явления и нахождении поля напряжений по уравнениям связи применение данной модели не желательно. Поэтому в дальнейшем нужно переходить к использованию модели упруго-пластической среды.

*Показано, что при определении поля напряжений корректное применение модели жестко-пластической среды и теории течения возможно только при условии Мизеса, идеальной пластичности или изотропном упрочнении.*

*It is shown that that at **determination** of the field of tensions the model of hardly-plastic environment and flow theory is applicable only on condition of Mises, ideal plasticity or isotropic consolidating.*

### **Библиографический список.**

1. Качанов Л.М. Основы теории пластичности. – М.: Металлургия, 1969. - 420с.

2. Ершов С.В. Анализ вида вариационных функционалов и их влияния на качественные показатели решения задач ОМД с использованием метода конечных элементов./Изв. вузов. Черная металлургия, 2006. - №5. - с. 26-30.

3. Колмогоров В.Л. Механика обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1986. – 688с.

4. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением. /В.Н.Данченко, А.А.Миленин, В.И.Кузьменко, В.А.Гринкевич. – Днепропетровск, «Системные технологии», 2005. – 441с.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Луценко В.А.*

*к. т. н., доц. Куберский С. В.,  
аспирант Кузнецов Д. Ю.,  
аспирант Васильев Д. Б.,  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)  
Начальник группы непрерывной разливки  
и внепечной обработки стали Пащенко А.В.  
(ЦЛК ОАО «АМК», г. Алчевск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ШЛАКООБРАЗУЮЩИХ СМЕСЕЙ ПРИ РАЗЛИВКЕ МЕТАЛЛА НА МНЛЗ**

*Досліджені технологічні параметри безперервного розливання з використанням різних шлакоутворюючих сумішей в кристалізаторах МБЛЗ. Проведена економічна і технологічна оцінка ефективності застосування сумішей різних марок і виробників для отримання безперервнолитих слябів в умовах ВАТ «АМК».*

Вступление Украины в ВТО подразумевает значительное повышение требований к отечественной металлопродукции с точки зрения качества. Это необходимо для обеспечения высокой конкурентоспособности стальных изделий не только на внутреннем но и на внешнем рынке.

Одним из путей решения данного вопроса является повсеместное внедрение непрерывной разливки стали в комплексе с современными установками для внеагрегатной обработки жидкой стали.

Важное значение для получения качественных заготовок и слябов играют используемые при разливке шлакообразующие смеси (ШОС).

Шлакообразующие смеси, применяющиеся в кристаллизаторе, в значительной мере определяют безаварийную работу машины и качество непрерывнолитой заготовки, поэтому они должны строго соответствовать условиям разливки и сортаменту разливаемых сталей.

Кристаллизирующийся непрерывнолитой слиток постоянно находится под действием внешних сил, величина и характер которых определяется конструктивными параметрами МНЛЗ [1]. Основными технологическими функциями используемых смесей являются:

– уменьшение отвода тепла через зеркало металла в кристаллизаторе и предотвращение образования на нем твердой корочки;

- предотвращения вторичного окисления при контакте зеркала металла с атмосферой;
- ассимиляция всплывающих в шлак неметаллических включений;
- повышение равномерности и регулирование интенсивности теплоотвода от твердой корочки к стенке кристаллизатора;
- уменьшение силы трения между заготовкой и стенкой кристаллизатора, за счет наличия жидкой прослойки шлака;
- повышение качества непрерывной заготовки [1].

В настоящее время разработано большое количество шлакообразующих смесей имеющих существенные отличия химического состава и основных технологических параметров [2].

В условиях действующих предприятий важной проблемой остается эффективный выбор смесей для получения качественного непрерывного слитка при разливке сталей широкого марочного сортамента.

В августе 2005 года на ОАО «АМК» введена в работу двухручьева слябовая машина непрерывного литья заготовки с годовой производительностью 2,5 млн. т.

Фирма «VAI», курирующая выполнение технологии разливки металла на МНЛЗ, представила варианты использования ШОС как для утепления стали в промежуточном ковше, так и для шлакообразования в кристаллизаторах. Производитель смесей – фирма «Stollberg».

Для кристаллизатора МНЛЗ в настоящее время применяются смеси фирмы «Stollberg» следующих типов:

- разливочная шлакообразующая смесь для пуска – Accutherm ST – AP/3;
- смеси для кристаллизатора Accutherm ST – SP/666 M (гранулы), Accutherm ST – C 66/M (порошок);
- разливочные смеси – Accutherm SP/220 – DP (гранулы);
- Accutherm ST – C 89/DP (порошок);
- разливочные смеси – Accutherm ST – SP/616W1 (гранулы);
- Accutherm ST – C/625 (порошок).

В период освоения МНЛЗ и выхода на проектные параметры разливки были опробованы и использованы несколько вариантов шлакообразующих смесей для кристаллизатора. С учетом значительной стоимости и большими сроками поставки смесей фирмы «Stollberg» на МНЛЗ были использованы смеси других производителей, как отечественных, так и зарубежных.

В марте – апреле 2006 года была опробована смесь ООО «НПКП Солотвин». Смесь использовалась при разливке металла на втором ручье МНЛЗ, марка смеси 4KM – 12. На первом ручье металл

разливался под смесями «Stollberg». Система «Mold Expert» показывала аварийную ситуацию и смесь 4КМ – 12 была выведена из работы, поставщику было предложено доработать состав смеси. Далее были опробованы варианты смесей ООО «НПКП Солотвин»: 4КМ – 12(3) и 4КМ – 12(4).

Во время разливки плавки 06800514 (34 плавки в серии) смесь 4КМ – 12(3) была введена в кристаллизатор второго ручья. Разливка под данной смесью длилась 18 минут. Технологические параметры разливки были следующие: температура в промковше 1561 °С; скорость разливки 1,25 м/мин. При вводе, смесь хорошо растекалась по периметру кристаллизатора, при этом образующийся шлак был жидкоподвижный, система «Mold Expert» показывала стабильную работу кристаллизатора. Однако натяжение трения и работа трения под опытной смесью были в 2,5 – 3 раза выше, чем под сравнительной смесью «Stollberg». Затем был опробован следующий вариант смеси 4КМ – 12(4). Разливка под данной смесью длилась 36 минут, температура металла в промковше 1563 °С, скорость разливки 1,25 м/мин. Визуально смесь показала положительную работу, аварийных ситуаций не возникало, «Mold Expert» показал, что работа трения и натяжение трения под опытной смесью в 1,5 – 2 раза выше, чем под сравнительной.

После проведенной доработки смеси 4КМ – 12 были опробованы еще два варианта этой смеси. Так, опробование смеси 4КМ – 12(8) показало, что натяжение трения увеличилось с 9 кН/м<sup>2</sup> на сравнительной до 12,5 кН/м<sup>2</sup> под опытной. Для следующего варианта смеси 4КМ – 12(7) разливка проходила 20 минут. Система «Mold Expert» показала, что натяжение трения под опытной и сравнительной смесью было на одном уровне и составило 12,5 кН/м<sup>2</sup>.

В апреле – мае 2006 года проводились испытания по использованию плавной шлакообразующей смеси ШОС–Т–4–2 производства ОАО НПП «Техмет» (ТУ У 23431197.003 – 99). Испытано 8 составов опытной смеси. Наиболее благоприятные результаты получены при разливке металла под смесями ШОС–Т–4–2 (Б, Г, З). Было разлито по 50 – 80 т слябов. Удельный расход смеси на рабочей скорости разливки 1,0 – 1,4 м/мин составил 0,5 – 0,65 кг/т стали. Толщина слоя жидкого шлака составила 10 – 14 мм, что достаточно для равномерного распределения жидкой шлаковой прослойки между стенкой кристаллизатора и формирующейся корочкой сляба.

В апреле 2006 года испытывалась смесь ШОС–Т–4–2 (Г) при разливке стали 1С26. Данная марка содержит 0,22-0,26 % углерода, 0,6-0,8 % марганца, ≤ 0,05 % кремния. Удельный расход смеси составил 0,58 кг/т стали при скорости разливки 1,2 м/мин. Толщина шлака составила 14 – 15мм. На сравнительном ручье использовалась смесь

«Stollberg» и «Accutherm ST – С 66». Система «Mold Expert» по обоим ручьям показывала стабильную работу. По результатам испытаний было принято решение о дальнейшем использовании шлакообразующих смесей ШОС–Т–4–2 (З) и (Г) со следующей специализацией:

- ШОС–Т–4–2 (З) для разливки низко и среднеуглеродистых, том числе легированных марок стали;

- ШОС–Т–4–2 (Г) для разливки низкоуглеродистых и низкокремнистых, в том числе низколегированных марок стали (Mn до 1,7%).

В октябре 2006 года при разливке стали SAE 1006 для защиты зеркала металла на одном ручье применялась смесь ШОС–Т–4–2 (З), на сравнительном – штатная Accutherm St – С 89. Система «Mold Expert» по обоим ручьям работала стабильно, аварийных ситуаций не возникало. Спекание ШОС, комкование, образование «шнуров» и других проявлений анизотропии свойств шлакового покрытия не обнаружено. Темплеты отобранные с обоих ручьев для проведения металлографических исследований показали положительные результаты.

Кроме того, были исследованы технологические параметры 3-х видов смесей фирмы «Prosimet»:

- смесь «Prosimet» марки МЗ-ВАТ использовалась при разливке низкоуглеродистых и высокоуглеродистых марок стали;

- смесь марки PS5AT при разливке перитектических и доперитектических марок стали;

- смесь марки ВУМ 6АТ при разливке среднеуглеродистых, низкоуглеродистых и легированных марок стали.

На начальном этапе работы с «Prosimet» было разлито 7 плавов марки 1006 и 1008 с использованием смеси МЗ – 1АТ. Удельный расход МЗ – 1АТ составил 0,35 кг/т стали. Расход «Stollberg» на сравнительном ручье 0,36 кг/т стали. С использованием смеси PS5AT было разлито 9 плавов марки 1010 и 1008. Удельный расход опытной PS5AT 0,29 кг/т стали, сравнительной «Stollberg» 0,37 кг/т стали. С применением марки ВУМ-6АТ было разлито 8 плавов стали 1С26. Удельный расход ВУМ-6АТ составил 0,37 кг/т стали, сравнительной смеси «Stollberg» составил 0,41 кг/т стали. Система «Mold Expert» показала стабильную работу, однако смеси МЗ-1АТ и ВУМ-6АТ показали увеличение значений работы натяжения в 1,5 – 2 раза выше, чем у аналогов «Stollberg». После доработки смеси фирмы «Prosimet» используются как альтернатива «Stollberg».

В декабре 2006 года и январе 2007 года начаты испытания шлакообразующей смеси для кристаллизатора фирмы «ALSICAL». В начальный период (2 плавки) были применены 2 типа смеси

«ALSICAL» Alsiflux GS813/P и Alsiflux GS-MC22. Смеси обеих марок хорошо растекались по всему периметру кристаллизатора, смесь марки GS-MC22 незначительно комковалась. С целью оптимального выбора состава смеси, совместно со специалистами фирмы «ALSICAL» была определена для использования смесь типа Alsiflux GS813/P при разливке сталей с содержанием углерода 0,08 – 0,17 %. Была отлита серия из 3 плавов стали 09Г2С с использованием на первом ручье опытной смеси Alsiflux GS 813/P, а на втором ручье работала сравнительная смесь Prosimet PS 5 AT. При применении смесей МНЛЗ работала стабильно, показания тепловых потоков кристаллизаторов существенно не отличались. Далее было разлито еще 6 плавов с применением смеси 813/P (сталь GLA) в качестве сравнительной смеси применялась смесь «Stollberg» ST – C/625. Расход смесей составил ST – C/625 0,43 кг/т, 813/P 0,38 кг/т. На характеристиках теплового потока кристаллизатора в начальный период разливки по первому и второму ручьям различий не наблюдалось, затем произошло ухудшение характеристик работы трения и натяжения трения по второму ручью (смесь 813/P). Так же на втором ручье были отмечены различия между этими показателями для широких и узких граней кристаллизатора, на первом ручье показания по узким и широким граням накладывались друг на друга. Это свидетельствовало о том, что смесь Alsiflux GS 813/P работает лучше, чем «Stollberg» ST – C/625.

После проведения опытного опробования, на сталях с содержанием углерода 0,08 – 0,15 % (рекомендация изготовителя) были получены удовлетворительные результаты. Для сравнения параметров разливки под смесями фирм «Stollberg» и «Prosimet» было отлито 2105 т стали марок 09Г2С, 1008, GLA, А36 на которые израсходовали 703,1 кг смеси. Удельный расход смеси на опытных плавках составил 0,33 кг на тонну стали. Качество отлитого металла под опытной смесью было на одном уровне с рекомендованными смесями фирмы «VAI» (таблица 1). Металлургические свойства смеси определялись по тепловым потокам через стенки кристаллизатора, а также величинам трения в кристаллизаторе (работа трения, натяжение трения) с использованием системы «Mold Expert» и показали преимущества этой гранулированной смеси. Качество поверхности отлитых слябов находилось на одном уровне.

В феврале 2007 года была приобретена партия смеси в объеме 20 т, которая прошла отработку в условиях действующей МНЛЗ. Стоимость одной тонны этой смеси составляет 671 евро. Одним ручьем было отлито 64 плавки или 9758,7 т стали. Расход смеси составил 3520 кг или 0,361 кг/т. Двумя ручьями было разлито 140 плавов. Суммарное количество отлитой стали составило 43915,6 т с расходом смеси 16120

кг, удельный расход составил 0,367 кг/т. Суммарный удельный расход 0,366 кг/т. Разница в расходе смеси при опытном и серийном использовании в 0,032 кг/т обусловлена большей долей отбраковки литых слябов.

Таблица 1 – Качественные показатели слябов, отлитых под смесью Alsiflux GS 813/P

№ плавки	Марка стали	№ ручья	Тип смеси	Вид дефекта				
				Точечные включения	Сегрегация	Трещины		
						поперечные	угловые	по узкой грани
1	1P12	1	GS 813/P	0	0.5	0.5	0	0.5
		2	GS 813/P	0	0.5	0.5	0	0
2	1P12	1	GS 813/P	0	1	0.5	0	0.5
		2	GS 813/P	0	1	1	0	0.5
3	1Z10	1	GS 813/P	0	0.5	0	0	0
		2	ST-C/625	0	0.5	0	0	0
4	1Z10	1	GS 813/P	0	0.5	0.5	0	0
		2	ST-C/625	0	0.5	0.5	0	0
5	HSL A	1	GS 813/P	0	0.5	0.5	0	0
		2	GS 813/P	0	0.5	0.5	0	0

В результате проведенной работы были рекомендованы наиболее эффективные шлаковые смеси для непрерывной разливки различных сталей в условиях ЦНПС ОАО «АМК» представленные в таблице 2.

Таблица 2 – Рекомендуемые марки ШОС для кристаллизатора МНЛЗ в зависимости от содержания углерода

[C], %	Рекомендуемые смеси VAI	Опытная
0,02-0,07	ST-SP/220-A. ST-C89	
0,08-0,15	ST-C/625. PS5AT	Alsiflux GS 813/P
0,16-0,20	ST-C66/M. ST-SP/666M	
0,21	ST-SP/220-A	

Из шести рекомендованных смесей, в зависимости от содержания углерода, необходимо оставить смеси ST-C89 и ST-SP/220-A для стали с содержанием углерода 0,02-0,07 % и с содержанием углерода  $\geq 0,21\%$ .



В настоящее время продолжается работа по определению верхнего и нижнего интервала по содержанию углерода. Смесь «Alsiflux GS 813/P» рекомендована как базовая на опробованную группу марок стали.

*Исследованы технологические параметры непрерывной разливки с использованием различных шлакообразующих смесей в кристаллизаторах МНЛЗ. Произведена экономическая и технологическая оценка эффективности применения смесей различных марок и производителей для получения непрерывнолитых слябов в условиях ОАО «АМК».*

*The technological parameters of continuous casting with the use of different slag-forming mixtures in crystallizers of continuous casting machine are investigated. The economic and technological evaluation of efficiency of application of mixtures of different brands and producers for the receipt of continuous casting slabs in the conditions of OJSC «Alchevsk iron and steel works» is made.*

#### **Библиографический список.**

1. *Непрерывная разливка стали: Учебное пособие / С.В. Куберский – Алчевск: ДонГТУ, 2005. – 352 с.*
2. *Свойства шлакообразующих смесей для непрерывной разливки стали с повышенной скоростью / С.Л. Макуров, М.В. Епишев, А.Ю. Цупрун // Металл и литье Украины. – 2006. – №1. – С.55.*

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Петрушовым С.Н.*

*к. т. н, доц. Эссельбах С.Б.,  
ассистент Эссельбах В.С.,  
к. т. н, доц. Куберский С.В.,  
аспирант Васильев Д.Б.,  
аспирант Кузнецов Д.Ю.,  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПИНЧ-ЭФФЕКТ И ТЕРМИЧЕСКОЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЕ ПРИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОМ ПОЛУЧЕНИИ КРЕМНЕ-МАГНИЕВОЙ ЛИГАТУРЫ**

*У статті досліджено вплив пінч-ефекту на засвоєння магнію у ферросилиції при електромагнітному отриманні кремнемагнієвих лігатур. Встановлено, що поверхня реагування під дією пінч-ефекту збільшується на 10-15 %; кожен відсоток магнію, що вводиться, додатково охолоджує розплав на 10-12 градусів.*

Прогресс в машиностроении Украины невозможен без широкого применения высокопрочного чугуна для отливок, что позволяет уменьшить металлоемкость и увеличить прочность деталей. Для получения отливок из высокопрочного чугуна (ВЧ) требуется кремнемагниева лигатура.

В свою очередь, лигатуру получают вводом магния в жидкий ферросилиций.

Проблема заключается в том, что магний (плотность 1,5 кг/л) надо вводить в жидкий ферросилиций принудительно. Держать слиток магния в глубине расплава ферросилиция удаётся, пока магний ещё твердый. Расплавившийся магний всплывает на поверхность металла, испаряется и горит. Усвоение магния в расплав составляет 50-60 %.

Сотрудниками кафедры МЧМ ДонГТУ предложен и реализован бесконтактный способ удержания как твердого, так и жидкого магния в глубине расплава ферросилиция электромагнитной силой.

Задачей данной статьи является анализ электрического и теплотехнического взаимодействия магния с расплавом ферросилиция при производстве кремнемагниевого лигатур.

При электромагнитном вводе магния в расплав ферросилиция взаимодействующие фазы находятся в скрещенных магнитном и электрическом полях. Через расплав проходит ток, усредненная плотность которого  $j_0$  составляет примерно  $10^5$  А/м<sup>2</sup>. Но плотность тока в магнии и в расплаве разная. Ток распределяется пропорционально проводимости магния и расплава. Проводимость участка, на котором находится маг-

ний, в соответствии с правилом определения проводимости цепи из двух параллельных проводников, равна:

$$\sigma_{\Sigma} S = \sigma' \cdot S' + \sigma \cdot (S - S'), \text{ м/Ом} \quad (1)$$

Плотность тока в расплаве и в магнии соответственно:

$$j' = j_0 \frac{\sigma' S'}{\sigma_{\Sigma}}; \quad j = j_0 \frac{\sigma(S - S')}{\sigma_{\Sigma}} \quad (2)$$

Символы со штрихом относятся к магнию.

Если слиток погружен в расплав (рис. 1), то при величине тока на ванне 10 кА, площади сечения ванны 0,1 м<sup>2</sup>, площади погруженного слитка 0,084 м<sup>2</sup>, а также  $\sigma' = 2,86 \cdot 10^6 \text{ } \frac{1}{\text{Ом} \cdot \text{м}}$ ,  $\sigma = 0,91 \cdot 10^6 \text{ } \frac{1}{\text{Ом} \cdot \text{м}}$ , плотность тока соответственно:

$$j' = j_0 \cdot \frac{\sigma' S'}{\sigma_{\Sigma}} = \frac{2,86 \cdot 10^6 \cdot 0,084}{2,86 \cdot 10^6 \cdot 0,084 + 0,91 \cdot 10^6 \cdot 0,016} = 0,943 \cdot 10^5 \text{ } \frac{\text{А}}{\text{м}^2},$$

$$j = j_0 \cdot \frac{\sigma(S - S')}{\sigma_{\Sigma}} = \frac{0,91 \cdot 10^6 \cdot 0,016 \cdot (0,1 - 0,084)}{2,86 \cdot 10^6 \cdot 0,084 + 0,91 \cdot 10^6 \cdot 0,016} = 0,057 \cdot 10^5 \text{ } \frac{\text{А}}{\text{м}^2}.$$

Пока с плавящегося слитка стекает жидкий магний, предположительно каплями  $\approx 1 \text{ см}^3$ , соотношение между площадями поперечного сечения магния и расплава остается прежним. Плотности тока в участниках процесса при этом не изменяются. Через каплю 1 см<sup>3</sup> (площадь ее поперечного сечения  $\approx 1 \text{ см}^2$ ) проходит ток:  $I_K = 0,943 \cdot 10^5 \cdot 10^{-4} = 9,43 \text{ А}$ .

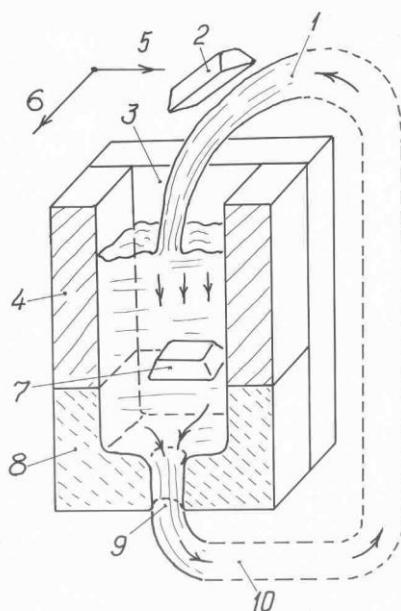


Рисунок 1 – Рабочее пространство установки

Давление от пинч-эффекта в экваториальном сечении предполагаемой капли, нормальном к направлению тока [1]:

$$P = 1,02 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{I^2}{S} = 1,02 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{9,43^2}{10^{-4}} \cong 0,01 \frac{\text{кгс}}{\text{см}^2} \approx 10^3 \text{ Па}.$$

Градиент этого давления вдоль направления тока способен вытянуть каплю. Давление  $10^3$  Па эквивалентно энергии в  $1 \text{ см}^3$  (гипотетический объем капли)  $10^{-3}$  Дж. Адгезия капли к окружающему расплаву составляет удвоенное поверхностное натяжение магния. Угол смачивания магнием расплава равен нулю,  $\cos \Theta = 1$ , работа адгезии  $2\sigma$  (в данном случае  $\sigma$  – поверхностное натяжение магния, составляет  $0,51 \text{ Н/м}$ ). Поверхностная энергия капли составляет  $4\pi R^2 \cdot 2\sigma \cdot 10^{-4} = 3,2 \cdot 10^{-4} \text{ Дж}$ , т.е. меньше объемной энергии, полученной каплей от пинч-эффекта. С вытягиванием капли вдоль тока плотность его не меняется, т.е. остается равной  $9,43 \text{ А/см}^2$ , а радиус капли уменьшается. Числитель  $I^2$  уменьшается во второй степени, а площадь в первой степени. Уменьшается объемная энергия жидкого образования, а объем остается без изменения. Зато увеличивается поверхность жидкого фрагмента. Процесс растягивания капли будет происходить до тех пор, пока энергия давления от пинч-эффекта и энергия сил поверхностного натяжения не уравновесят друг друга.

Геометрическая модель растянутой капли может быть представлена цилиндрической частью, ограниченной с торцов полушариями. Первоначальный объем  $\frac{4}{3}\pi R^3$ , из геометрических соображений, через новые размеры  $r$  и  $l$  (длина цилиндрической части) выражается формулой:

$$\frac{4}{3}\pi R^3 = \pi r^2 \left( \frac{4}{3}r + l \right) \quad (3)$$

Площадь новой поверхности, которая первоначально была  $4\pi R^2$ , через те же  $r$  и  $l$ , составляет:

$$4\pi R^2 = 2\pi r(2r + l) \quad (4)$$

Поскольку объем капли не изменяется, то новые размеры  $r$  и  $l$  определяем по формуле (3), а для определения площади поверхности растянутой капли подставляем эти значения в формулу (4). В таблице показано, как по мере сжатия пинч-эффектом сферического тела с первоначальным радиусом  $0,5 \text{ см}$  могут изменяться его размеры  $r$ ,  $l$  и площадь поверхности  $S_{\text{нов}}$ .

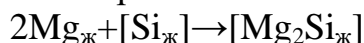
Изменение поверхностной и объемной энергии сферической капли в зависимости от степени ее деформации показано на рисунке 2. Пинч-эффект деформирует фрагменты стекающего со слитка магния на 25-30%, что способствует увеличению поверхности реагирования примерно на 10%, ускоряет усвоение магния.

Таблица – Изменение размеров и площади поверхности тела по мере сжатия пинч-эффектом

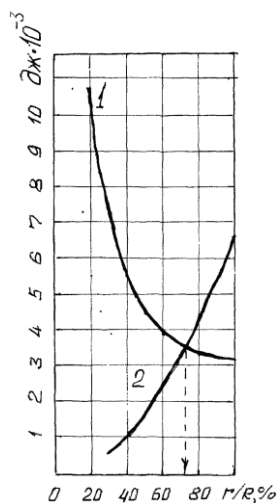
$$R_{\text{нач}} = 0,5\text{см}, V = 0,5338\text{см}^3, S_{\text{нач}} = 3,14\text{см}^2$$

$r, \text{см}$	0,45	0,4	0,35	0,3	0,25	0,2	0,15	0,1
$l, \text{см}$	0,24	0,53	0,92	1,49	2,39	3,98	7,35	16,87
$S_{\text{пов}}, \text{см}^2$	3,22	3,34	3,56	3,93	4,53	5,5	7,2	10,72

Химически процесс представляет собою необратимое растворение магния в ферросилиции и наоборот по схеме:



Энтальпия образования силицида магния составляет – 6,2 ккал/г-атом, или 258 ккал/кг магния, т. е. растворение магния экзотермично. В результате образуется довольно прочный силицид, который конгруэнтно плавится при 1102 °С. Свободного магния в продукте реакции, т. е. растворе  $\text{Mg}_2\text{Si}$  в среде  $\text{Si} + \text{FeSi}$  очень мало. Под действием химического потенциала  $\text{Mg}_2\text{Si}$  возможно растворение силицида в магнии. Это вызывает небольшое снижение химического потенциала магния в самом магнии, но условий для достижения равновесия реакции в практических условиях не имеется. Возможно прекращение реакции, если израсходуется весь кремний, не связанный в силицид железа  $\text{FeSi}$ , и станет очень мал химический потенциал кремния, участвующего в реакции.



1 – поверхностная энергия  $2\sigma S_{\text{пов}}$ ;

2 – объемная энергия  $\rho V$  от сжатия пинч-эффектом

Рисунок 2 – Изменение поверхностной и объемной энергии сферической капли в зависимости от степени ее деформации

Температуры плавления взаимодействующих фаз составляют: магния 651 °С, кремния 1414 °С, железа 1539 °С, силицида магния 1102

$^{\circ}\text{C}$ , силицида железа  $1410^{\circ}\text{C}$ . Несмотря на сравнительно большую экзотермичность растворения магния, процесс в результате оказывается эндотермическим, потому что затраты тепла на нагрев чушек магния до температуры плавления, их расплавление и последующий перегрев магния до температуры окружающего расплава оказываются больше, чем тепловой эффект образования силицида магния.

Параллельно с затратами тепла на усвоение магния расплав остывает вследствие теплоотдачи в окружающую среду. Температура ликвидус ферросилиция-65 составляет  $\approx 1230^{\circ}\text{C}$ , лигатуры на базе ФС65  $\approx 1180\text{--}1190^{\circ}\text{C}$ . Чтобы без проблем выполнить разливку сплава на конвейерной разливочной машине, температура начала разливки лигатуры должна составлять  $\geq 1250^{\circ}\text{C}$ . Поэтому при внепечном способе приготовления лигатуры количество вводимого в ферросилиций магния и температура взятого для этого ферросилиция должны быть между собой согласованы. Выражение теплового баланса процесса растворения магния в ферросилиции:

$$(\bar{c}_{Mg_{me}} \cdot 651 + L_{Mg} + \bar{c}_{Mg_{жс}} (1250 - 651) - 258) \cdot M = \bar{c}_{FeSi_{жс}} (t_x - 1250)(1 - M), \quad (5)$$

где  $\bar{c}_{Mg_{me}}$  – средняя теплоемкость магния от температуры его ввода в расплав до температуры плавления,  $\frac{\text{ккал}}{\text{кг} \cdot ^{\circ}\text{C}}$ ;

651 – температура плавления магния,  $^{\circ}\text{C}$ ;

$L_{Mg}$  – теплота плавления магния, 80 ккал/кг;

$\bar{c}_{Mg_{жс}}$  – средняя теплоемкость магния от  $t_{пл}$  до температуры разливки расплава,  $\frac{\text{ккал}}{\text{кг} \cdot ^{\circ}\text{C}}$ ;

258 – тепловой эффект растворения магния, ккал/кг;

$M$  – доля магния вготавливаемой лигатуре;

$\bar{c}_{FeSi}$  – средняя теплоемкость ферросилиция между температурой начала разливки ( $1250^{\circ}\text{C}$ ) и начальной температурой металла  $t_x + \Delta t$  (где  $\Delta t$  – потеря температуры от естественного остывания металла).

Истинную теплоемкость компонентов определяем по ее температурным рядам,  $\frac{\text{Дж}}{\text{моль} \cdot \text{K}}$  [2].

Для магния:  $c_p = 22,32 + 10,26 \cdot 10^{-3}T - 0,431 \cdot 10^5/T^2$ .

Для кремния:  $c_p = 23,95 + 2,47 \cdot 10^{-3}T - 4,14 \cdot 10^5/T^2$ ,

при  $T > 1700\text{K}$ ,  $c_p = 6,13 \frac{\text{ккал}}{\text{г} \cdot \text{ат} \cdot \text{K}}$ .

Для железа:  $c_p = 17,5 + 24,79 \cdot 10^{-3}T$ .

В соответствии с этими данными определили и для расчетов по уравнению (5) теплового баланса приняли,  $\frac{\text{ккал}}{\text{кг} \cdot \text{град}}$ :  $\bar{c}_{Mg_{me}} = 0,23$ ;

$\bar{c}_{Mg_{жс}} = 0,255$ ;  $\bar{c}_{FeSi_{жс}} = 0,2$ .

Решением уравнения (5) относительно температуры  $t_x$  получили формулу для ее определения при выбранных значениях теплоемкости и температуре начала разлива лигатуры. К  $t_x$  прибавляют  $\Delta t$  от потери тепла в окружающую среду.  $\Delta t$  составляет  $\approx 1,5$  °/мин.

$$t_x = \frac{250 - 87 \cdot M}{0,2 \cdot (1 - M)}, \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (6)$$

В среднем каждый процент магния, дополнительно к остыванию расплава в ковше, понижает температуру металла на 10 градусов. Но это только в том случае, если магний в глубине металла не испаряется и не барботирует расплав. Иначе остывание металла еще интенсивнее. На испарение магния затрачивается 1370 °ккал/кг, а испарившаяся часть не участвует в образовании силицида. Растворяющийся с образованием силицида магний не испаряется, потому что при температуре меньшей, чем температура кипения магния (1107 °С), связывается в силицид, не успевая нагреваться до температуры кипения. Испарение и горение может происходить с той частью расплавившегося магния, которая не успела прореагировать с кремнием и всплыла на поверхность. Роль электромагнитного утяжеления заключается в том, что магний не всплывает на поверхность, а вынужденная моторными силами конвекция интенсифицирует реакцию растворения.

На основании проведенных исследований можно сделать следующие практические предложения:

1. Уделять больше внимания температуре расплава ферросилиция, отбираемого для производства лигатуры магний-кремний внепечным способом.

2. Бедные лигатуры ( $\approx 10\%$  Mg) целесообразно делать внепечным способом, а более богатые лучше получать сплавлением магния с ферросилицием в индукционных печах.

3. Желателен подогрев чушек магния.

*В статье выполнен анализ влияния пинч-эффекта на усвоение плавящегося в ферросилиции магния при электромагнитном получении кремнемагниевого лигатуры. Установлено, что поверхность реагирования под действием пинч-эффекта увеличивается на 10-15 %; каждый процент вводимого магния дополнительно охлаждает расплав на 10-12 градусов.*

*In the article the analysis of influence of pinch-effect is executed on mastering of fluxible magnesium in a ferrosilicon at the electromagnetic receiving of silicomagnesium ligature. It is set that the surface of reacting under the action of pinch-effect is multiplied on 10-15 %; every percent of the en-*

*tered magnesium additionally cools fusion on 10-12 degrees.*

**Библиографический список.**

1. Верте Л. А. Электромагнитная разливка и обработка жидкого металла. / Л. А. Верте. – М.: Металлургия, 1967. – 208 с.

2. Казачков Е.А. Расчеты по теории металлургических процессов: Учеб. пособие для вузов. / Е.А. Казачков – М.: Металлургия, 1988. – 288 с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Петрушовым С.Н.*



*ст. преподаватель Боровик П.В.,  
к. т. н., проф. Луценко В.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ВЛИЯНИЕ КОНСТРУКЦИИ НОЖА НА ВЕЛИЧИНУ РАБОТЫ В ПРОЦЕССЕ РЕЗАНИЯ МЕТАЛЛА НА НОЖНИЦАХ**

*Приведені результати експериментальних досліджень щодо оцінки впливу відносної ширини кромки, що ріже, ножа на питому роботу різання.*

Введение. В настоящее время актуальным является вопрос экономии материальных и энергетических ресурсов, используемых при получении металлопродукции. Эффективное решение этой задачи возможно только при условии комплексного подхода, путем совершенствования существующих технологий, а также за счет внедрения новых высокоэффективных технологических процессов и их от дельных операций и оборудования.

Состояние вопроса. Резание металла на ножницах является одной из самых распространенных операций применяемых в технологических линиях по производству проката [1,2]. Так в частности для продольной резки листов и обрезки боковых кромок применяют дисковые ножницы с числом пар ножей не менее двух.

В условиях ОАО "Алчевский металлургический комбинат", обрезку кромок толстых листов осуществляют на дисковых ножницах в горячем состоянии [3]. Согласно существующей технологии к порезке на дисковых ножницах допускаются толстолистовые раскаты при температуре свыше  $t = 400^\circ\text{C}$  и толщиной  $H$  до 40 мм, в зависимости от температуры и марки стали. Данный процесс содержит определенные резервы по снижению энергозатрат и расширению диапазона листов разрезаемых на существующей конструкции ножниц в горячем состоянии [4,5].

Для количественной оценки указанных возможностей требуется ряд дополнительных исследований связанных с изучением влияния конструкции ножа на энергосиловые параметры процесса.

Постановка задачи. Целью данной работы являлось следующее: изучить влияние ширины режущей кромки ножа на удельную работу

резания и получить характер и количественную оценку этой зависимости.

Суть и содержание работы. Согласно рекомендаций А.И. Целикова [1] удельной работой резания называется работа, затрачиваемая на разрезание образца сечением  $1 \text{ мм}^2$  при высоте  $1 \text{ мм}$ . Величина удельной работы резания равна площади ограниченной кривой удельного сопротивления:

$$w = \int \tau d\varepsilon ,$$

где  $\tau = f(\varepsilon)$  – удельное сопротивление резанию, т.е. условное напряжение сдвигу, отнесенное к первоначальному сечению;

$\varepsilon$  – относительная глубина надреза.

Кривая удельного сопротивления резанию получается путем деления усилия резания на первоначальную перерезаемую площадь сечения заготовки.

Реализация эксперимента по изучения влияния ширины режущей кромки ножа на удельную работу резания осуществлялась на лабораторных гильотинных ножницах кафедры «Машины металлургического комплекса и прикладная механика» Донбасского государственного технического университета.

В рамках данного эксперимента производилась резка свинцовых образцов толщиной  $10$  и  $20 \text{ мм}$  различной ширины, общим количеством  $N_0 = 32$  шт. При этом применялись ножи с шириной режущей кромки  $2, 4, 6, 8, 10, 12 \text{ мм}$ .

Первоначальная площадь перерезаемого сечения определялась с учетом наличия между ножами бокового зазора (рис. 1), который составлял  $\delta = 0,75 \text{ мм}$  :

$$S = B \cdot \sqrt{H^2 + \delta^2} , \quad (1)$$

где  $B$  – ширина заготовки;

$H$  – толщина исходной заготовки;

$\delta$  – боковой зазор между ножами.

В результате были получены кривые изменения усилия резания  $P$  от хода ножа  $z$  :

$$P = f(z) . \quad (2)$$

При определении относительной глубины надреза, также учитывался боковой зазор между ножами:

$$\varepsilon = \frac{\sqrt{(H - (z_n - z))^2 + \delta^2}}{\sqrt{H^2 + \delta^2}}, \quad (3)$$

где  $z_n$  – положение ножа в момент начала внедрения ножей в металл;

$z$  – текущее положение ножа.

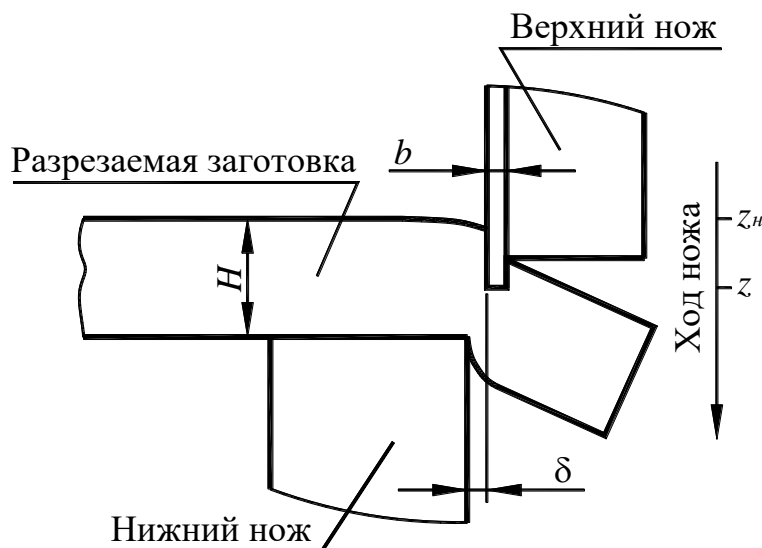


Рисунок 1 – Картина и параметры резания ножом с конструктивным элементом

Используя выражение (3) зависимость (2) преобразовывалась в зависимость усилия резания от относительной глубины надреза ( $P = f(\varepsilon)$ ), разделив которую на исходную площадь заготовки (выражение (1)), получали кривые удельного сопротивления резанию.

Кривые удельного сопротивления резанию, полученные по результатам экспериментов для различных соотношений ширины режущей кромки ножа к толщине заготовки, представлены на рисунке 2 (верхний ряд).

Поскольку работа резания совершается до момента скола, то очень важно знать относительную глубину надреза  $\varepsilon_{отр}$ , соответствующую окончательному отрыву одной части металла от другой. С этой целью, по экспериментальным данным, строились кривые истинного сопротивления резанию в зависимости от относительной глубины надреза  $\varepsilon$ , которые получались путем деления усилия резания на срезаемую площадь заготовки  $S(\varepsilon)$  при внедрении ножей в металл:

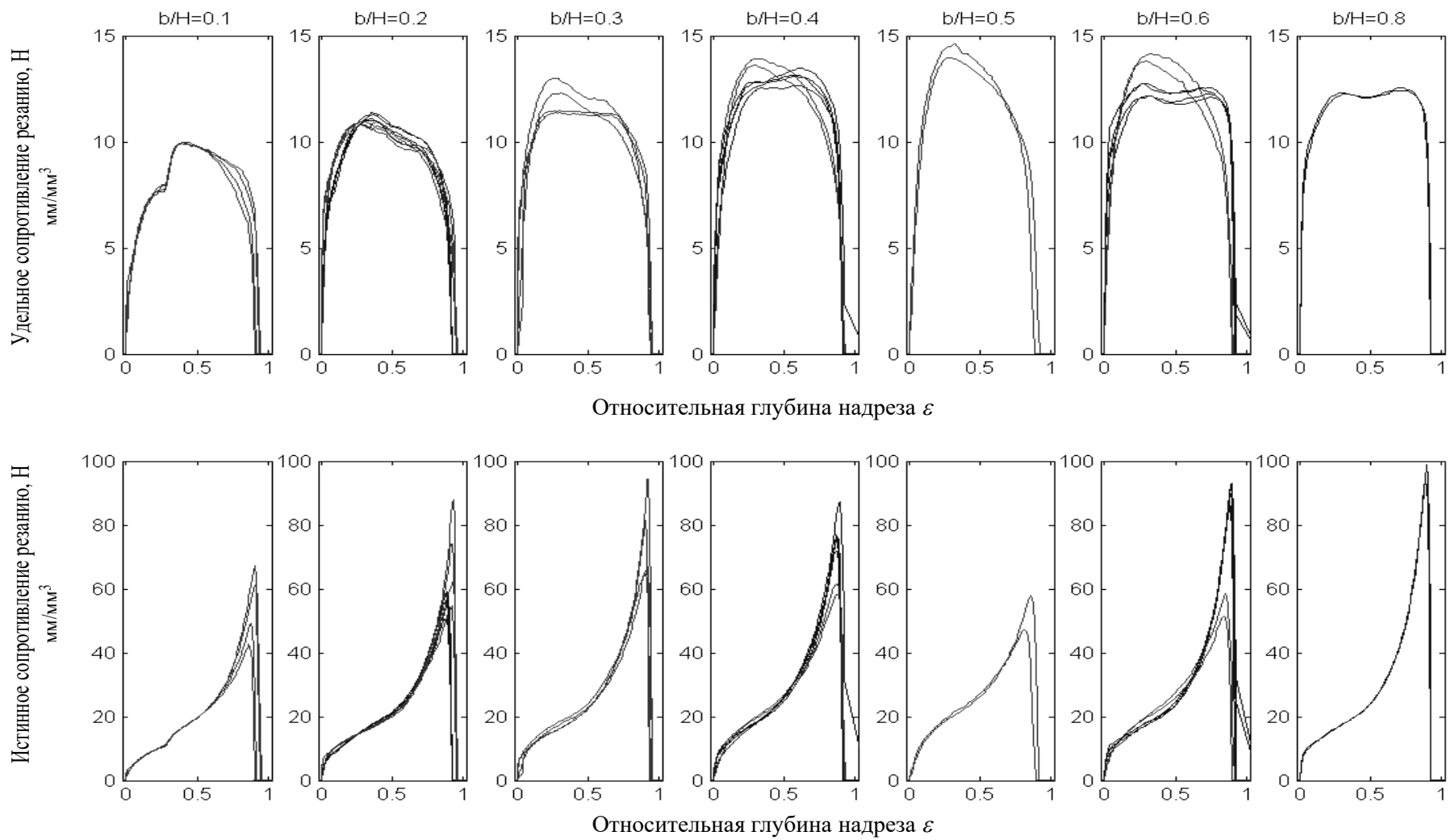


Рисунок 2 – Экспериментальные кривые удельного (верхний ряд) и истинного (нижний ряд) сопротивления резанию для различных соотношений ширины режущей кромки к толщине заготовки

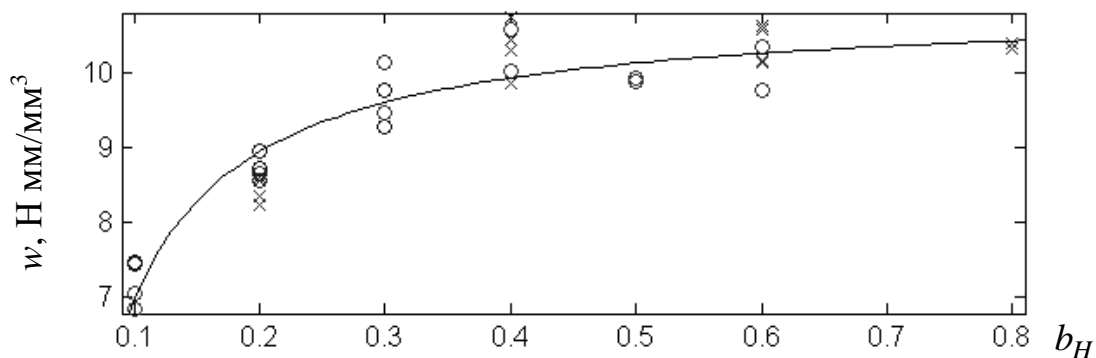
$$S(\varepsilon) = B \cdot \sqrt{[H \cdot (1 - \varepsilon)]^2 + \delta^2}.$$

Кривые истинного сопротивления резанию, полученные по результатам экспериментов для различных соотношений ширины режущей кромки ножа к толщине заготовки, представлены на рисунке 2 (нижний ряд). Экстремум полученных зависимостей соответствует относительной глубине надреза отрыва  $\varepsilon_{отр}$ .

Затем определялись значения удельной работы резанию путем численного решения интеграла:

$$w = \int_{\varepsilon_n}^{\varepsilon_{отр}} \tau(\varepsilon) d\varepsilon.$$

Результаты вычислений представлены на рисунке 3. Видно, что зависимость удельной работы резания от относительной ширины режущей кромки ножа имеет форму нелинейной парной связи. Исходя из предположения, что данная зависимость является линейной по параметрам, использовались линеаризующие преобразования для восстановления функции методом наименьших квадратов [6].



× – заготовка толщиной 10 мм;

○ – заготовка толщиной 20 мм;

Рисунок 3 – Экспериментальные значения удельной работы резания при различных соотношениях режущей кромки ножа к толщине заготовки и аппроксимирующая зависимость

Из полученных результатов следует, что удельная работа резания достигает своего наибольшего значения при  $b/H = 0,4 \dots 0,5$ , что соответствует фактической ширине площадки контакта между ножом и металлом (для свинца), которая при дальнейшем увеличении отношения  $b/H$  практически не увеличивается.

Так же следует отметить тот факт, что при  $b/H = 0,1$  имеет место снижение удельной работы резания порядка 25...30%.

В качестве оптимальной формы связи была принята функция вида:

$$w = a_0 + \frac{a_1}{b_H}, \quad (4)$$

где  $b_H$  – относительная ширина режущей кромки ножа ( $b_H = b/H$ ).

После соответствующих линеаризующих преобразований [6] был определен коэффициент корреляции, который составил  $r = -0,9415$ .

В результате обработки полученных данных методом наименьших квадратов были получены коэффициенты регрессии к уравнению (4), величина которых составила:

$$a_0 = 1,4016; \quad a_1 = -0,0402.$$

Полученная согласно модели зависимость представлена графически на рисунке 3 сплошной линией. Адекватность полученного уравнения была подтверждена критерием Фишера.

Выводы. По результатам экспериментальных исследований процесса резания свинцовых образцов на ножницах можно утверждать следующее:

- удельная работа резания является зависимой величиной от относительной ширины режущей кромки ножа при  $b/H \leq 0,4...0,5$ ;
- характер полученной зависимости является нелинейным, но она может быть линеаризована путем подбора оптимальной формы связи и применения линеаризующих преобразований;
- при уменьшении относительной ширины режущей кромки ножа до  $b/H = 0,1$  имеет место снижение удельной работы резания порядка 25...30%.

Результаты работы могут быть использованы при дальнейших исследованиях, направленных на увеличение толщины листов, разрезаемых на дисковых ножницах в горячем состоянии.

*Приведены результаты экспериментальных исследований по оценке влияния относительной ширины режущей кромки ножа на удельную работу резания.*

*The results of experimental researches are resulted as evaluated by influence of relative width of cutting edge of knife on specific work of cutting.*

**Библиографический список.**

1. Целиков А.И., Смирнов В.В. Прокатные станы. – М.: Металлургиздат, 1958. – 412 с.

2. Королев А.А. Конструкция и расчет машин и механизмов прокатных станов. Изд-во “Металлургия”, М. 1985. – 375 с.

3. Боровик П.В. Исследование качества порезки горячих толстолистовых раскатов дисковыми ножницами. // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Краматорськ, 2006. – с. 180-182.

4. Патент України 4860, МПК 7 B23D19/04. Дискові ножниці / Боровік П.В.; заявник і патентовласник Донбаський гірничо-металургійний інститут – №20040503435 заявлено 06.05.2004; опубл. 15.02.2005, Бюл. №2.

5. Боровик П.В. Исследование влияния конструкции ножа на качество и энергосиловые параметры резания толстолистовых раскатов в горячем состоянии. // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Краматорськ –, с. 588-590.

6. Львовский Е.Н. Статистические методы построения эмпирических формул: Учеб. пособие для вузов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 1988. – 239 с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Петрушовым С.Н.*

*ст. преп. Горецкий Ю.В.,  
ст. преп. Коваленко О.А.,  
к. т. н., доц. Еришов В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## МЕТАЛЛОГРАФИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ НАЧАЛЬНЫХ СТАДИЙ АУСТЕНИТИЗАЦИИ СТАЛИ

*Проведено металографічний аналіз початкових стадій утворення аустеніту у високовуглецевій сталі. Показано вплив цементитної фази на зародження зерен аустеніту в пластинчастому й зернистому перліті сталі.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

В проблеме управления структурой и свойствами стальных материалов особое место занимает вопрос формирования начального зерна при аустенизации [1]. Механизм возникновения аустенитного зародыша в перлитной структуре стали остается дискуссионным. Современная теория зарождения аустенитных зерен на межфазовой поверхности феррита и цементита дает неоправдано высокую вероятность образования зародышей высокотемпературной фазы, а экспериментальные факты, напротив, говорят о сравнительно малом количестве аустенитных зерен, образующихся при нагреве вблизи точки  $A_{c1}$ .

Достоверные данные о местах предпочтительного образования зародышей аустенитной фазы позволят выбрать такую исходную структуру стали, которая обеспечит получение мелкого и супермелкого зерна стали.

### **Анализ исследований и публикаций.**

В монографии С.С.Дьяченко [2] подробно описан механизм аустенизации углеродистых сталей. Здесь представлены две точки зрения на процесс образования аустенитных зерен при нагреве выше точки  $A_{c1}$ . По первой гипотезе (диффузионной) зародыш аустенита образуется сразу же в равновесном состоянии. При этом зародыш аустенита образуется из фрагмента феррита, предварительно обогатившегося углеродом до равновесного состава (0.8 %С) и с последующей за этим перестройкой кристаллической решетки.

Вторая точка зрения на механизм образования зародыша аустенита базируется на обратном процессе: сначала происходит бездиффузионная перестройка кристаллической решетки феррита в аустенит и,



только после этого, идет насыщение аустенита углеродом за счет растворения цементита.

Обе точки зрения на механизм начальных стадий аустенитизации не учитывают активную роль цементитной фазы, которая при обезуглероживании превращается в аустенит. Металлографические и высокотемпературные рентгеновские исследования одного из авторов настоящей статьи [3,4,5] показали, что цементит может превращаться в аустенит при температурах существенно более низких, чем точка  $A_{c1}$ . Если цементит будет отдавать атомы углерода в феррит, то образующийся слой аустенита на его поверхности может стать своеобразной подложкой, на которой легко образуется зерно аустенита.

#### **Постановка задачи.**

Основной задачей настоящей работы является металлографический анализ структуры начальных стадий аустенитизации пластинчатого и зернистого перлита.

#### **Изложение материала и его результаты.**

Для исследования использовали образцы промышленной стали У10А, которые предварительно подвергали отжигу на пластинчатый и зернистый перлит. После подготовительной операции, образцы медленно нагревали в электропечи до температуры  $730^{\circ}\text{C}$  и по достижении данной температуры, через каждые последующие 30 секунд, производили закалку в подсоленной воде. Таким образом, всего было обработано 5 партий образцов с разной продолжительностью выдержки при температуре  $730^{\circ}\text{C}$ .

Термообработанные образцы шлифовали и методом электрополировки готовили шлифы. Химическое травление шлифов производили 5% раствором азотной кислоты (исходный пластинчатый перлит) и щелочным раствором (исходный зернистый перлит).

Металлографический анализ микрошлифов производили на металлографическом микроскопе МИМ-8м при увеличении 1440 раз.

На рис.1 приведены микроснимки структуры закаленных образцов с исходной структурой пластинчатого перлита. Здесь видно, что самая короткая выдержка при закалочной температуре – 30 с. (рис. 1а) уже выявила начальные стадии образования аустенитных зерен. Эти зерна (после закалки – мартенсит) находятся на стыке перлитных колоний или у границ зерна, где располагается сетка вторичного цементита.

С увеличением продолжительности выдержки (рис.1б,в,г) аустенитные зерна разрастаются и фронтально движутся поперек перлитных колоний, оставляя за собой нерастворившиеся участки ферритной фазы (рис.1в). На рисунке 1б представлен редкий случай, когда были обнаружены участки аустенита, продольно ориентированные по направлению

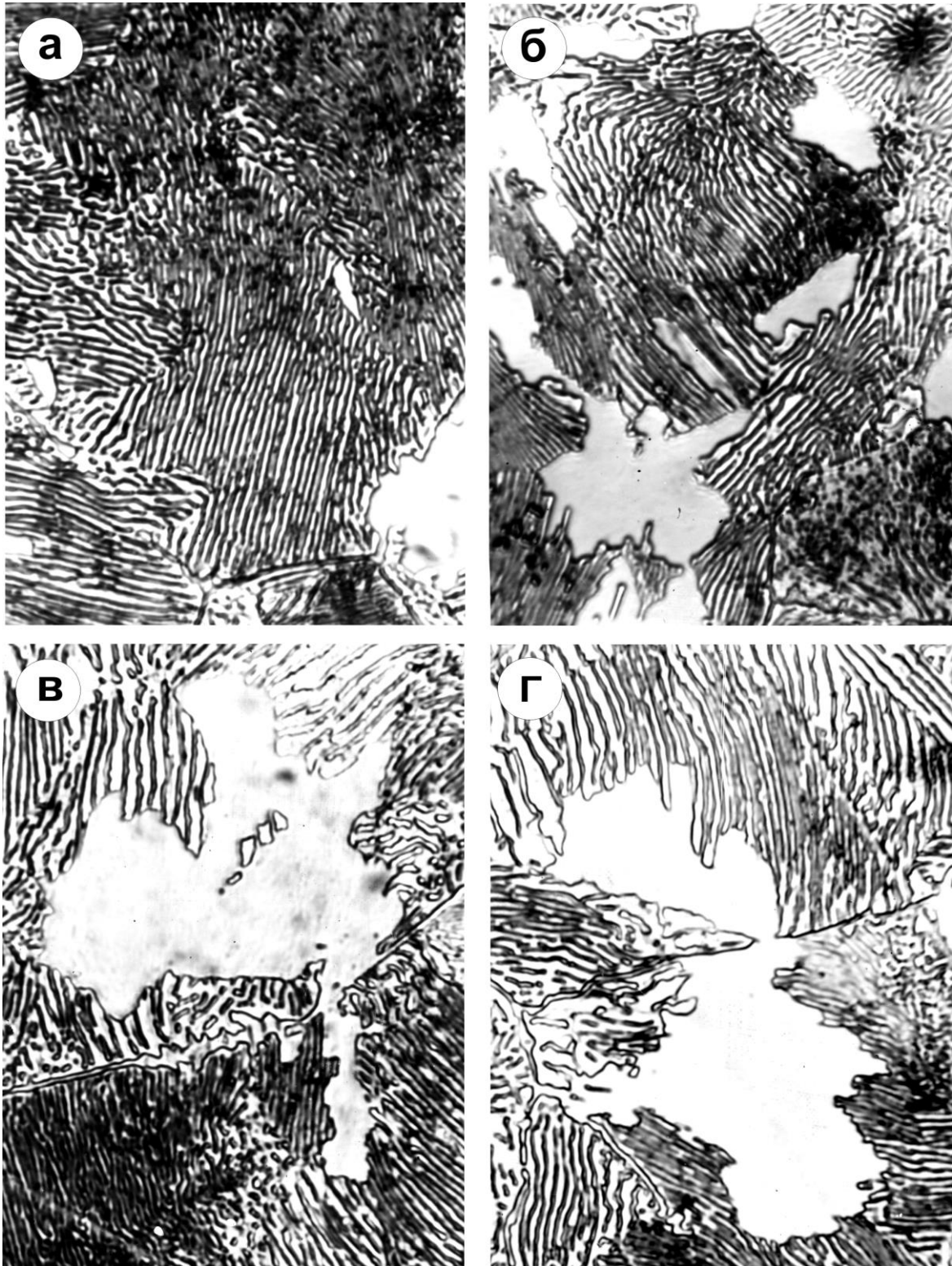


Рисунок 1. – Микроструктура закаленных образцов стали У10А с выдержкой при аустенитизации: 30 сек. (а); 60 сек. (б); 1,5 мин (в); 2 мин. (г). Исходное состояние перед закалкой – пластинчатый перлит. Светлые участки при нагреве – аустенит. 1440<sup>x</sup>

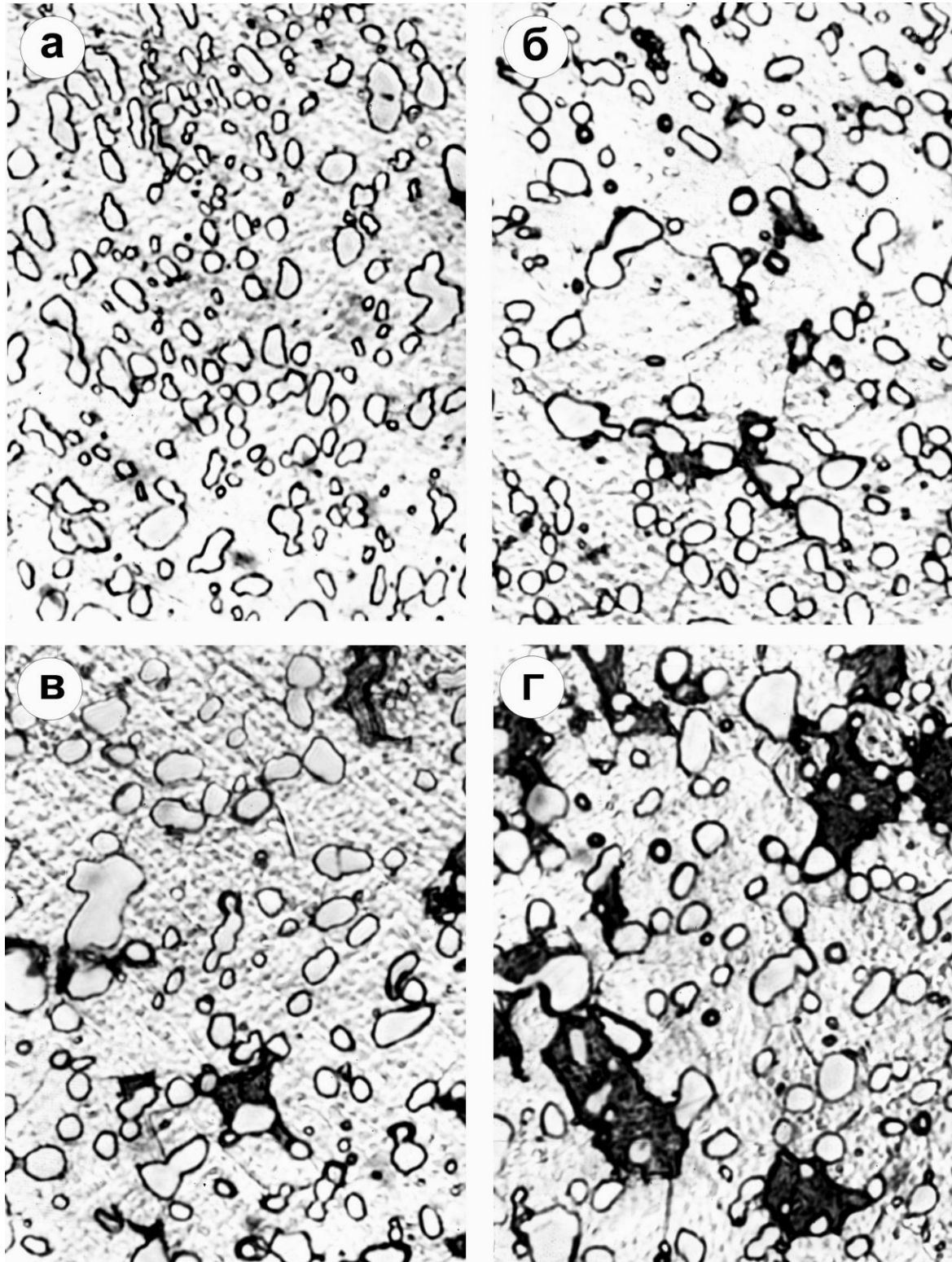


Рисунок 2. – Микроструктура закаленных образцов стали У10А с выдержкой при аустенитизации: 30 сек. (а); 60 сек. (б); 1,5 мин (в); 2 мин. (г). Исходное состояние перед закалкой – зернистый перлит. Темные участки структуры при нагреве – аустенит. 1440<sup>х</sup>

пластин перлита. Здесь часто наблюдаются сростки кристаллов аустенита, прошедшие от границы вглубь зерна (рис.1в,г)

Анализ большого количества полей микрошлифов показал, что в перлитной структуре зарождение аустенитной фазы преимущественно идет у границ зерен, особенно, если на границе находится цементитная фаза.

Исследование закаленных образцов с исходной структурой зернистого перлита показал (рис.2), что зарождение аустенитной фазы здесь происходит непосредственно у карбидных частиц, чаще всего - между зёрнами цементита (рис.2а,б,в). Видно, что мелкие частицы карбида окружены аустенитной оболочкой, повторяющей их форму или сосредоточенной на отдельной части карбида (рис.2б,в). Причем, особой роли межзеренных границ феррита в процессе аустенитизации, не обнаружено, то есть каждая частица цементита рождает свой аустенитный зародыш.

Таким образом, металлографический анализ подтверждает активную, а, возможно, определяющую роль цементитной фазы в начальных стадиях зарождения аустенита в перлитной структуре стали. В таком случае критическая точка  $A_{c1}$  будет обозначать начало аустенитизации цементита стали и только после этого стартует процесс перестройки ферритной составляющей структуры.

### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

Полученные экспериментальные данные показали, что процесс аустенитизации перлита начинается с растворения поверхностных слоев цементитной фазы, которые превращаются в аустенит и служат подложкой для фронтального движения аустенитного зародыша в ферритную фазу.

Задачей дальнейших исследований начальных стадий аустенитизации перлита должен стать электронномикроскопический анализ приграничных зон феррита и цементита на старте превращения.

*Проведен металлографический анализ начальных стадий образования аустенита в высокоуглеродистой стали. Показано влияние цементитной фазы на зарождение зерен аустенита в пластинчатом и зернистом перлите стали.*

*Metallographic analysis of early stages of austenite formation in high-carbon steel was done. The influence of cementite phase to formation of austenite grains in lamellar and granular steel pearlite was shown.*

### **Библиографический список.**

1.Новиков И.И. Теория термической обработки металлов. – М.: Металлургия. 1986. С. 480.

2.Дьяченко С.С. Образование аустенита в железо-углеродистых сплавах. – М.: Металлургия. 1982. С. 128.

3.Ершов В.М. Высокотемпературное рентгеновское исследование процесса аустенизации железо-углеродистых сплавов.//Физика металлов и металловедение. 1982, т. 54, вып. 6. С. 1147.

4.Ершов В.М. Высокотемпературное рентгеновское исследование превращения цементита в аустенит.//Физика металлов и металловедение. 1983, т. 55, вып. 3. С. 605.

5.Бунин К.П., Ершов В.М. О превращении цементита в аустенит.//Металловедение и термическая обработка металлов. – 1976. – № 5. С. 50.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Луценко В.А.*

*ассистент Корчак Е.С.  
(ДГМА, г. Краматорск, Украина)*

## **ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА ТОРМОЖЕНИЯ ПОДВИЖНЫХ ЧАСТЕЙ КУЗНЕЧНЫХ МАШИН С ГИДРОПРИВОДОМ**

*Приведено результати математичного моделювання та рекомендації з раціонального зі швидкодії здійснення процесу гальмування рухомих частин ковальських машин з гідроприводом.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Опыт эксплуатации кузнечных машин с гидроприводом позволяет утверждать, что торможение подвижных частей является важным этапом машинного цикла, определяющим производительность машины, а также особенности динамики его работы. Известные математические модели торможения не позволяют провести глубокий анализ процессов, происходящих в этот период, и разработать рациональные режимы его осуществления. Как правило, торможение подвижных частей сопровождается колебаниями, гидроударами, вакуумированием гидросистемы и подсосом наружного воздуха, что является нежелательным и может привести к нарушению работы гидропривода.

**Анализ исследований и публикаций.** В литературе представлены математические модели торможения подвижных частей кузнечных машин, однако они не учитывают изменение сопротивления регулирующего клапана при его открытии и закрытии, характеристику клапана, долю сопротивления клапана в общем сопротивлении магистрали, поэтому не позволяют провести полный анализ динамических процессов, происходящих в течение этих периодов, и разработать рациональные режимы их осуществления [1]. Существующие системы управления торможением подвижных частей имеют существенные недостатки, которые снижают надежность и производительность кузнечных машин [2]. Следовательно, совершенствование этих систем является важным и перспективным.

**Постановка задачи.** При торможении подвижных частей пресса гидропривод должен не только поглотить кинетическую энергию подвижных частей, но и обеспечить оптимальный закон движения, при котором создаются наиболее благоприятные условия для выполнения технологического процесса, и обеспечивается наибольшая производительность машины. Для получения наибольшей точности

торможения должны быть исключены условия, способствующие возникновению колебаний и ударов, а также динамических перегрузок частей пресса. Целью построения математической модели торможения является определение оптимальных режимов, что даст возможность уже на стадии проектирования правильно выбрать параметры и режимы работы тормозных устройств.

**Изложение материала и его результаты.** Как отмечается в работах [3–4] наиболее распространенным способом торможения гидропривода является изменение сопротивления магистралей. При этом сам процесс торможения может осуществляться двумя способами:

- путем установки тормозного устройства в напорную магистраль (пассивное управление процессом торможения);
- путем установки тормозного устройства в сливную магистраль (активное управление процессом торможения).

При установке тормозного устройства в напорную магистраль возможно вакуумирование и разрыв сплошности потока жидкости. Это ограничивает максимально достижимый перепад давления в тормозном устройстве, а, следовательно, и максимально достижимый модуль ускорения. Поэтому такой способ торможения применяется в приводах тихоходных машин. Когда тормозное устройство включено в сливную магистраль, величина модуля ускорения ограничена из-за сжимаемости жидкости. В этом случае достигим практически любой необходимый закон торможения.

Действие тормозных устройств основано на двух принципах:

- уменьшение количества энергии, подводимой жидкостью к исполнительному органу, что достигается путем изменения характеристик источника энергии, изменения эффективной площади исполнительного органа либо при включении тормозного устройства в напорную магистраль;
- увеличение силы сопротивления, что достигается путем увеличения сил сопротивления со стороны специально установленного тормозного устройства либо при включении тормозного устройства в сливную магистраль.

Рассмотрим особенности торможения подвижных частей кузнечных машин на примере ковочного гидравлического пресса усилием 60 МН в условиях возвратного хода.

Различают два способа торможения: с контролем по времени и по пути. При торможении по пути время закрытия клапана стремится к бесконечности, скорость поперечины постепенно приближается к нулю. Наблюдается ползучесть в движении поперечины, которая затягивается на неопределенное время. Торможение по пути имеет смысл применять в условиях рабочего хода, вводя обратную связь по скорости. Что же

касается возвратного хода, то торможение по пути, в силу указанных особенностей, резко снижает производительность прессы из-за затягивающейся по времени остановки поперечины. Кроме того, на возвратном ходе в отличие от рабочего нет необходимости точного торможения поперечины на заданном размере. Поэтому целесообразно в условиях возвратного хода осуществлять процесс торможения в крайнем верхнем положении по времени.

На возвратном ходе торможение поперечины осуществляется путем закрытия впускного клапана возвратных цилиндров, чем достигается снижение активной силы подъема и поперечина замедляет свое движение (рис. 1).

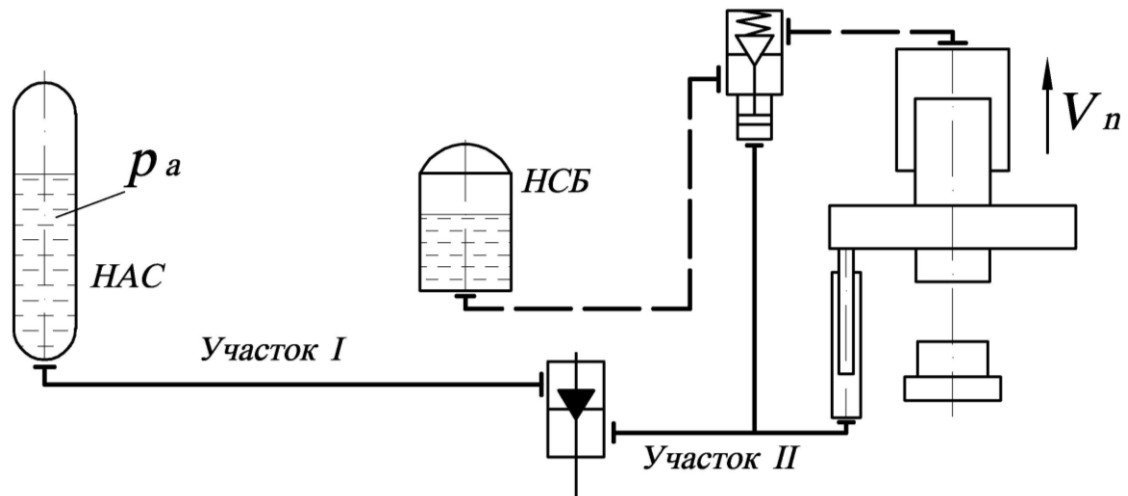


Рисунок 1 - Схема магистралей “Насосно-аккумуляторная станция (НАС) – пресс – наполнительно-сливной бак (НСБ)”

За основу математической модели торможения подвижных частей прессы взяли уравнение Рикатти, разделив его на два уравнения, соответствующие первому и второму участкам гидропривода и связанные между собой упругой составляющей [2]:

$$\left\{ \begin{array}{l} a_1 \cdot \frac{d^2 S_1}{dt^2} + b \cdot \left[ 1 + \alpha \cdot \left( \frac{1}{\left(1 - \frac{t}{t_3}\right)^{2 \cdot n}} - 1 \right) \right] \cdot \left( \frac{dS_1}{dt} \right)^2 - c_1 - K_1 \cdot (S_2 - S_1) = 0 \\ a_2 \cdot \frac{d^2 S_2}{dt^2} - c_2 + K_1 \cdot (S_2 - S_1) = 0 \end{array} \right. , \quad (1)$$

где  $a_1$ ,  $a_2$  – приведенные к поперечине движущиеся массы на первом и втором участках гидропривода;



$c_1, c_2$  – активные силы, воздействующие на приведенные массы;  
 $S_1, S_2$  – пути первой и второй приведенных масс;  
 $\alpha$  – коэффициент качества гидросистемы;  
 $t_3$  – время закрытия регулирующего клапана при торможении поперечины;  
 $n$  – показатель вида конструктивной характеристики регулирующего клапана;  
 $K_1$  – приведенная к поперечине линейная жесткость упругих элементов на втором участке гидропривода.

Однако такое торможение имеет ряд негативных факторов. При закрытии впускного клапана возвратных цилиндров поперечина не останавливается, а продолжает свое движение по инерции до полной остановки [5]. Во время выбега давление в подводящем трубопроводе возвратных цилиндров резко падает. В то же время падает давление и в сервоцилиндре управления наполнительно-сливным клапаном (НСК), который связан с подводящим трубопроводом возвратных цилиндров. Под действием усилия пружин НСК закрывается. Столб жидкости из рабочих цилиндров ударяется о преграду – закрытый НСК, в результате чего возникает гидроудар.

Проанализируем влияние параметров  $t_3, n, \alpha$  на динамику остановки поперечины в верхнем положении на примере кривых торможения первой и второй приведенных масс (рис. 2), полученных при закрытии регулирующего клапана с линейной конструктивной характеристикой.

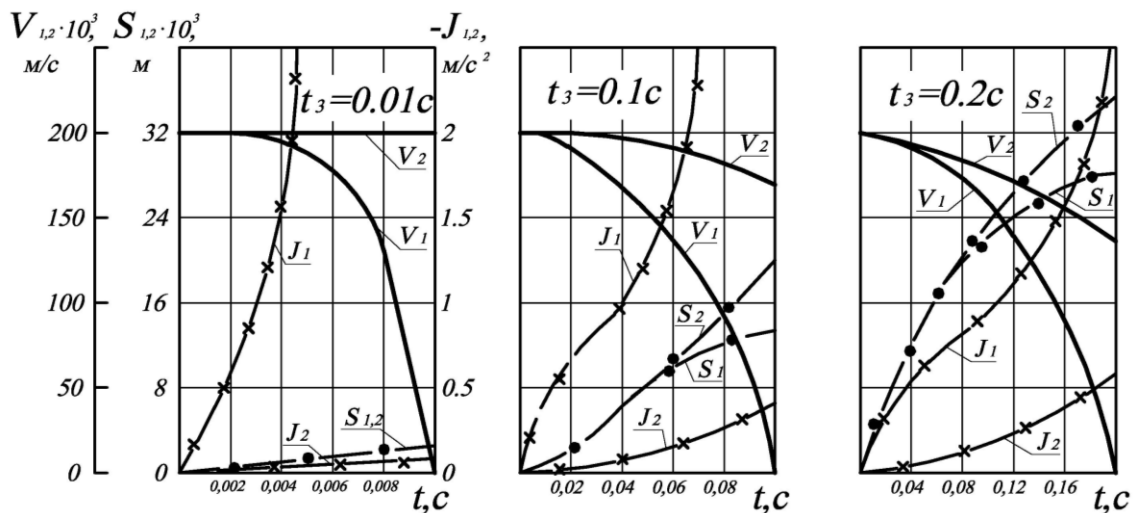


Рисунок 2 - Влияние времени закрытия ( $t_3$ ) клапана с линейной конструктивной характеристикой ( $n=1$ ) на динамику торможения подвижных частей пресса

Из рисунка 2 видно, что при очень малом времени закрытия, равном 0.01с (рис. 2а), регулирующий клапан интенсивно тормозит массу жидкости на первом участке гидропривода, но не оказывает заметного воздействия на поперечину, которая в момент закрытия клапана имеет почти ту же скорость, что и в начале закрытия – 200мм/с. Кроме того, ускорение  $j_1$ , с которым тормозится масса жидкости  $a_1$ , недопустимо велико – 30м/с<sup>2</sup>. С увеличением  $t_3$  клапан оказывает чуть более заметное влияние на характер движения поперечины. Так, при  $t_3=0.1с$  (рис. 2б), скорость поперечины  $V_2$  снижается с 200 до 170мм/с, а при  $t_3=0.2с$  (рис. 2в) – до 140мм/с. Пик ускорения  $j_1$  в двух последних случаях по абсолютной величине во много раз меньше (5.4 и 3м/с<sup>2</sup>, соответственно), чем при  $t_3=0.01с$ .

Следовательно, даже при самых благоприятных режимах торможения выбег поперечины вверх неизбежен. При этом процесс торможения сопровождается гидроударными явлениями различной интенсивности. Увеличение времени торможения свыше 0.2с позволяет избежать ударов, но добиться падение скорости  $V_2$  до нуля за время закрытия клапана все равно невозможно. С другой стороны затяжное торможение при улучшении общей картины динамики приводит к резкому снижению производительности прессы, что является недопустимым.

Таким образом, регулирующие свойства у впускного клапана рабочих цилиндров практически отсутствуют, из-за чего происходит большой выбег поперечины вверх после закрытия клапана, падение давления и вакуумирование жидкости в возвратных цилиндрах, подсос наружного воздуха в цилиндры, замедленный реверс поперечины.

Уменьшение машинного времени, повышение продуктивности прессовой установки, ее надежности и долговечности может быть достигнуто путем усовершенствования привода ковочного гидравлического прессы следующим образом [6]. Необходимо снабдить НСК индивидуальным следящим сервоприводом и дополнительным дроссельно – регулирующим клапаном, которые вместе образуют наполнительно–сливной блок наполнения – слива рабочей жидкости и торможения поперечины в верхнем положении. Этим обеспечивается четкое и с высокой точностью торможение траверзы в крайнем верхнем или в любом промежуточном положении без колебательных явлений и гидроударов.

В этом случае для анализа динамики торможения поперечины принимается одномассовая “жестко – упругая” модель гидропривода. Жидкость в приводе и металлические подвижные части движутся как одна приведенная к поперечине масса. За основу математического

описания торможения по предложенной схеме взято первое уравнение системы (1). Величина модуля ускорения при этом ограничена из-за сжимаемости жидкости. В этом случае достигим практически любой необходимый закон торможения.

Разработанная математическая модель торможения с достаточной точностью и достоверностью описывают динамику движения поперечины пресса с учетом: переменного гидравлического сопротивления клапана, вида конструктивной характеристики и времени закрытия регулирующего клапана; гидравлического сопротивления магистралей; непостоянства приведенной массы движущейся жидкости; упругости рабочей жидкости. Математическая модель может быть использована для динамических расчетов при построении оптимальных алгоритмов систем автоматического управления кузнечными машинами.

*Приведены результаты математического моделирования и рекомендации рационального по быстрдействию осуществления процесса торможения подвижных частей кузнечных машин с гидроприводом.*

*The results of mathematical modeling and efficient fast operation recommendations of braking process realization for the rams of forging machines with hydraulic drive are given.*

### **Библиографический список.**

1. Праздников А.В. *Гидропривод в металлургии.* – М.: Металлургия, 1973. – 258с.

2. Шинкаренко О.М., Корчак Е.С. *Торможение подвижных частей ковочных прессов с насосно-аккумуляторным приводом// Известия ТулГУ. Серия: Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением.* – Тула: ТулГУ, Вып.1, 2006. – С.346-355.

3. Левитский Н.И., Цуханова Е.А. *Расчет управляющих устройств для торможения гидроприводов.* – М: Машиностроение, 1970. – 232с.

4. Свешников В.К. *Станочные гидроприводы: Справочник.* - 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1995. – 448с.

5. Шинкаренко О.М., Корчак Е.С. *Экспериментальное исследование возвратного хода гидравлического пресса с приводом от НАС.// Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: тематичний збірник наукових праць.* - ДДМА, Краматорськ, 2004. - С. 84-86.

6. Патент 17617 України, МПК В21 J9/12. *Привод гідравлічного ковальського пресу/ Шинкаренко О.М., Корчак О.С. Заяв. 6.02.2006, Опубл. 15.10.2006, Бюл.№10.*

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Луценко В.А.*

*ассистент Левченко О.А.,  
к. ф-м. н. Галич В.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ПЕРЕВОРАЧИВАНИЯ АГЛОСПЕКА**

*Розглянуте рівняння руху, що описує зміну кута повороту агломерату за рахунок миттєвої протидії його ковзанню.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

В настоящее время на металлургических предприятиях Украины и стран СНГ аглоспек на дробление подается путем скольжения по наклонной направляющей поверхности. В результате этого разрушение в одновалковой дробилке происходит воздействием на спек зубьями ротора в направлении от более нагретой стороны к менее нагретой. Это снижает эффективность дробления пирога и увеличивает энергозатраты, так как значительно нагретая нижняя сторона (около 800 °С) выполняет роль демпфирующей подушки. Вопрос подачи агломерата на дробление "горячей" стороной в литературе, за исключением работы [1], практически не рассматривался. Изучался лишь процесс разрушения с холодной стороны без учета возможности переворачивания аглоспека.

На разрушения аглоспека при его переворачивании значительное влияние оказывает динамическая нагрузка, определяемая в первую очередь скоростью движения пирога. При этом условия переворачивания были выведены ранее [2].

**Анализ исследований и публикаций.** В более ранней публикации авторов рассматривался наиболее простой путь осуществления переворачивания пирога агломерата, движущегося под действием силы тяжести по наклонной направляющей, под действием силы инерции самого куска [3]. Вопрос подачи агломерата на дробление "горячей" стороной практически не рассматривался, за исключением работы [1] без учета возможности переворачивания аглоспека.

**Постановка задачи.** Задачей публикации является выявление математических зависимостей, описывающих изменение скорости аглоспека при его переворачивании под действием силы тяжести с целью определения конкретных значений параметров характеризующих его движение.

**Изложение материала и его результаты.** При изучении возможности переворачивания [3] нами была получено расстояние от

начала движения пирога до точки упора, гарантирующее его переворачивание:

$$s_0 = s + \frac{l}{2} \quad (1)$$

$$s = \frac{g\sqrt{h^2 + l^2} (1 - \sin(\alpha + \varphi)) - V_0^2 \sin^2 \alpha}{2g(\sin \varphi - f \cos \varphi) \sin^2 \alpha} \quad (2)$$

где  $\alpha = \operatorname{arctg} \frac{h}{l}$ ;

$g$  – ускорение свободного падения;

$h$  – высота пирога агломерата;

$l$  – длина пирога агломерата;

$f$  – коэффициент трения;

$\varphi$  – угол наклона направляющей поверхности к горизонту.

С учетом приведенных выражений условие переворачивания определится как:

$$s_0 = \frac{g\sqrt{h^2 + l^2} (1 - \sin(\operatorname{arctg} \frac{h}{l} + \varphi)) - V_0^2 \sin^2 \operatorname{arctg} \frac{h}{l}}{2g(\sin \varphi - f \cos \varphi) \sin^2 \operatorname{arctg} \frac{h}{l}} + \frac{l}{2} \quad (3)$$

Из формулы (3) видно, что начальная скорость в виду своей малости (второго порядка) практического влияния на расчеты не оказывает и ею можно пренебречь так как величина скорости перемещения тележек по агломашине составляет до 0,033 м/с, тогда:

$$s_0 = \frac{g\sqrt{h^2 + l^2} (1 - \sin(\operatorname{arctg} \frac{h}{l} + \varphi))}{2g(\sin \varphi - f \cos \varphi) \sin^2 \operatorname{arctg} \frac{h}{l}} + \frac{l}{2} \quad (4)$$

Расстояния от начала движения агломерационного пирога до упора, для пирога длиной 1 м рассчитанные по формуле (4) представлены в таблице 1.

Из результатов расчетов (Табл. 1) видно, что существенное влияние на возможность переворачивания оказывает угол наклона направляющей, а также высота спеченного пирога. В таблице 2 представлены для сравнения результаты расчетов по формуле (4) при длине аглоспека 0,5 м, что дает возможность определить, как влияет разрушения агломерата на паллетах на возможность его переворачивания. А именно, с уменьшением размеров пирога вероятность его переворачивания возрастает.

Таблица 1 – Результаты расчетов

Высота пирога агломерата, h, мм	Угол наклона направляющей, $\varphi$ , °	s, м	Расстояние до упора, $s_0$ , м
300	45	2,14	2,67
	60	0,28	0,78
	75	0,01	0,51
350	45	1,44	1,94
	60	0,14	0,64
	75	0,02	0,52
400	45	0,90	1,40
	60	0,07	0,57
	75	0,01	0,51

Таблица 2 – Результаты расчетов для пирога длиной 0,5 м

Высота пирога агломерата, h, м	Угол наклона направляющей, $\varphi$ , °	s, м	Расстояние до упора, $s_0$ , м
300	45	0,17	0,42
	60	0,01	0,26
	75	0,01	0,26

Таким образом, если аглопирог на паллетах самопроизвольно разрушается – это способствует возможности его переворачивания.

Обозначим через  $\varphi$  угол поворота куска агломерата относительно точки упора за время  $t$  (Рисунок 1). Тогда, приравнявая усилия и моменты, приложенные к центру масс, получим:

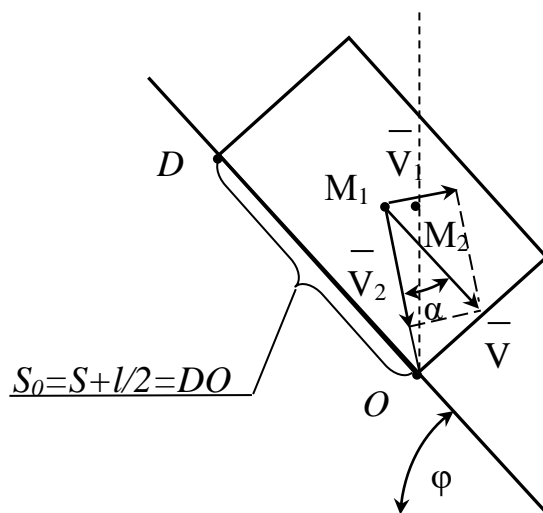


Рисунок 1 – Расчетная схема опрокидывания агломерата

$$J \ddot{\varphi} = -\frac{l}{2} mg \sin \varphi$$

$$N - mg \cos \varphi = \frac{m \dot{\varphi}^2}{R}, \quad (5)$$

где  $J$  - момент инерции;  
 $N$  - сила реакции упора.

$$R = \frac{\sqrt{h^2 + l^2}}{2}$$

Начальные условия имеют вид:



$$\varphi(0) = 0$$

$$\dot{\varphi} = \frac{2hV}{h^2 + l^2} \quad (6)$$

Во втором начальном условии отражена скорость, с которой начинает движение центр масс в окружном направлении в начальный момент времени. Первое уравнение (5) и начальные условия (6) представляют собой задачу Коши для дифференциального уравнения второго порядка. Понизим порядок этого уравнения. Для этого введем

новую функцию  $u(\varphi) = \dot{\varphi}$ . Следовательно  $\ddot{\varphi} = \dot{u} \varphi = u \dot{u}$

В результате первое уравнение (1) примет вид:

$$J u \dot{u} = -\frac{l}{2} mg \sin \varphi \quad (7)$$

Применим метод разделения переменных для решения этого уравнения:

$$u \frac{du}{d\varphi} = -\frac{k}{2} \sin \varphi,$$

где  $k = \frac{lmg}{J}$ .

Далее

$$u du = -\frac{k}{2} \sin \varphi d\varphi,$$

или, интегрируя обе части полученного равенства, получим:

$$u = \sqrt{k \cos \varphi + c_1}$$

Подставляя в последнюю формулу выражение для  $u$  через  $\varphi$  будем иметь:

$$\dot{\varphi} = \sqrt{k * \cos \varphi + c_1}$$

Для нахождения константы  $c_1$  воспользуемся начальными условиями (4). Имеем:

$$\dot{\varphi} = \frac{2hv}{h^2 + l^2} = a = \sqrt{k + c_1}$$

Отсюда  $c_1 = -k + a^2$ . Окончательно уравнение движения, описывающее изменение угла  $\varphi$  в процессе переворачивания, запишем так:

$$\dot{\varphi} = \sqrt{k * (\cos \varphi - 1) + a^2} \quad (8)$$

$$\varphi(0) = 0 \quad (9)$$

**Выводы и направления дальнейших исследований.** Повышение эффективности процесса дробления агломерационного спека и улучшения свойств готового агломерата возможно путем наложения на него усилий с нижней (более нагретой стороной).

Динамическое переворачивание аглоспека за счет мгновенного препятствия его движению вызывает образование в нем трещин и приводит к предварительному разрушению на этапе подачи в дробилку.

Уравнение движения, описывающее изменение угла  $\varphi$  в процессе переворачивания, имеет вид:

$$\dot{\varphi} = \sqrt{k * (\cos \varphi - 1) + a^2}$$

*Рассмотрено уравнение движения, описывающее изменение угла поворота агломерата за счет мгновенного препятствия его скольжению.*

*The equation of movement describing change of a corner of turn of agglomerate due to an instant obstacle to his sliding is considered.*

### **Библиографический список.**

1. *Интенсивная механическая обработка агломерата. Теория, оборудование, технология.* Борискин И.К., Арыков Г.А., Пыриков А.Н. - М.: МИСИС, 1998. -248 с.

2. *Левченко О.О. Галич В.А., Алтухов В.М., Левченко Е.П. Спосіб подання агломерату в одновалкову зубчасту дробарку. Деклараційний патент на корисну модель № 17859, Україна, МКІ В 02 С 4/10. Опубл. 16.10.06 Бюл. № 10.*

3. *Левченко О.А., Галич В.А. О некоторых технологических аспектах дробления агломерата. Сб. научн. тр ДонГТУ. Вып 23. – Алчевск: ДонГТУ, 2006. - С 251 – 256.*

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Ульяницьким В.Н.*

*аспирант Васильев Д.Б.,  
аспирант Кузнецов Д.Ю.,  
к. т. н., доц. Кравченко В.М.,  
к. т. н., доц. Куберский С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ КИСЛОРОДНО- КОНВЕРТЕРНОГО ПРОЦЕССА ПРИ РАЗЛИЧНЫХ ВАРИАНТАХ ВЕДЕНИЯ ПЛАВКИ**

*Проаналізовано технологічні показники киснево-конвертерного процесу при різних варіантах ведення плавки. Обрано оптимальну технологічну схему виплавки сталі у кисневому конвертері.*

Характерной особенностью реконструкции металлургических предприятий Украины является внедрение современных технологических схем производства стали, включающих кислородный конвертер, установку печь-ковш и МНЛЗ.

Основной проблемой данного сталеплавильного комплекса является обеспечение максимального выхода жидкого металла, получение стабильно низкого содержания фосфора и заданной температуры, при высокой стойкости футеровки конвертеров. Только в этом случае обеспечивается минимальная себестоимость полупродукта, передаваемого на УПК.

В связи с этим были предложены технологические приемы ведения плавки – раздувка шлака азотом (ошлакование футеровки) для повышения стойкости футеровки конвертеров и промежуточное скачивание шлака для высокой степени дефосфорации металла.

В кислородных конвертерах требуемое содержание фосфора в металле к концу продувки при переделе малофосфористых чугунов (до 0,1-0,12 %) достигается без принятия специальных мер при самом простом шлаковом режиме: шлак по ходу плавки не спускается; основность шлака минимальная, предотвращающая чрезмерное разрушение футеровки (2,5-2,8).

При переделе чугунов с обычным содержанием фосфора (0,15-0,30 %), как правило, также не требуется спуска шлака по ходу плавки, но основность шлака в необходимых случаях (содержание фосфора в чугуне более 0,20 % или выплавка качественной стали с низким содержанием фосфора – менее 0,030 %) должна быть повышена до 3,0-3,5 и более.

Передел высокофосфористых чугунов (1,5-2,0 %) связан с обязательными специальными мерами по улучшению дефосфорации металла – спуск шлака (одно- или двухкратный) по ходу плавки, максимальная интенсификация растворения извести и др. [1].

На заводе Индиана Харбор фирмы LTV (ЛТВ) впервые применили технологию раздувки шлака в рамках общей программы службы огнеупоров. Среди достижений – рекордный термин службы футеровки, который составил 15658 плавов, повышение коэффициента использования конвертера с 78 % в 1984 г. до 98 % в 2002 г. и снижение затрат на торкретирование на 66 % при снижении удельных затрат огнеупоров на 0,38 кг/т. Достигнуто даже увеличение выхода годного благодаря длительной эксплуатации агрегата со сношенной футеровкой и увеличенной вследствие этого емкостью.

Благодаря раздувке шлака появляется возможность легирования стали азотом при вдувании газа на конечной стадии конвертерной плавки. Практически на всех заводах, где внедрили новую технологию, добились вдвое большей длительности компании без увеличения затрат торкрет-материала.

При внедрении технологии раздувки шлака были рассмотрены металлургические аспекты, в том числе повышение содержания фосфора или серы в стали, ухудшение параметров плавки на выпуске. Ни на одном из заводов, где применяют новую технологию, с этими потенциально существующими проблемами на практике пока что не столкнулись [2].

Задачей данной статьи является анализ технологических параметров кислородно-конвертерного процесса при различных вариантах ведения плавки.

На опытно-промышленной кампании плавов (443 плавки) проведен анализ технологических параметров кислородно-конвертерного процесса при различных вариантах ведения плавки.

Были рассмотрены 4 варианта (табл.) конвертерной плавки: 1 вариант – с промежуточным скачиванием шлака без ошлакования футеровки конвертера (55 плавов); 2 вариант – с промежуточным скачиванием шлака и ошлакованием футеровки конвертера (46 плавов); 3 вариант – одношлаковый процесс без ошлакования футеровки конвертера (197 плавов); 4 вариант – одношлаковый процесс с ошлакованием футеровки конвертера (145 плавов).

Анализ удельного расхода металлошихты на опытных плавках показал, что максимальные значения этого параметра характерны для первого варианта

(1156,472 кг/т), а минимальные 1131,940 кг/т (на 24,532 кг/т меньше) для четвертого (рис. 1). Таким образом, можно с уверенностью утверждать, что промежуточное скачивание шлака приводит к существенному повышению расхода металлошихты, за счет потерь металла со скачиваемым шлаком и увеличения общей массы шлака (т. е. перехода металла в скачиваемый шлак и во вновь наведенный шлак).

Таблица – Технологические параметры конвертерной плавки при различных вариантах ведения плавки

	Варианты ведения плавки			
	Со скачиванием шлака без ошлакования футеровки	Со скачиванием шлака и ошлакованием футеровки	Одношлаковый процесс без ошлакования футеровки	Одношлаковый процесс с ошлакованием футеровки
Количество опытных плавов, шт	55	46	197	145
Удельный расход металлошихты, кг/т	1156,47	1151,61	1139,26	1131,94
В т. ч. передельного чугуна, кг/т	887,513	887,672	876,057	876,862
В т. ч. стального скрапа, кг/т	268,959	263,942	263,203	255,078
Удельный расход извести, кг/т	70,802	74,315	73,587	75,755
Удельный расход плавикового шпата, кг/т	1,355	1,437	1,463	1,461
Средний хим. состав чугуна, %				
Si	0,892	0,931	0,906	0,860
Mn	0,382	0,424	0,406	0,386
S	0,044	0,050	0,044	0,044
P	0,105	0,113	0,111	0,103
Средний хим. состав извести, %				
CaO	86,728	86,859	87,579	87,071
MgO	2,708	2,652	2,216	2,581
п.п.п.	6,351	5,678	5,987	5,785
Хим. состав металла перед раскислением, %				
C	0,065	0,057	0,057	0,052
Mn	0,066	0,069	0,109	0,106
S	0,039	0,043	0,042	0,043
P	0,006	0,006	0,012	0,013
Температура металла перед раскислением, °С	1618,72	1619,34	1625,17	1625,89
Основность конечного шлака, ед	3,141	3,040	2,832	2,864
Окисленность конечного шлака, %FeO	18,540	18,512	16,790	17,285
Степень дефосфорации металла, %	93,562	94,018	87,654	85,604

Продолжение таблицы

Выход годного металла, %	86,470	86,835	87,776	88,344
Средняя продолжительность плавки, мин	57,618	65,174	51,640	52,772
Отклонение себестоимости по сравнению с 4 вариантом, грн/т	+26,730	+22,682	+7,072	

При этом удельный расход передельного чугуна в вариантах без промежуточного скачивания шлака снижается на 11 кг/т по сравнению с вариантами с промежуточным скачиванием шлака, причем варианты без ошлакования футеровки конвертера имеют несколько меньший удельный расход чугуна по сравнению с вариантами с ошлакованием футеровки.

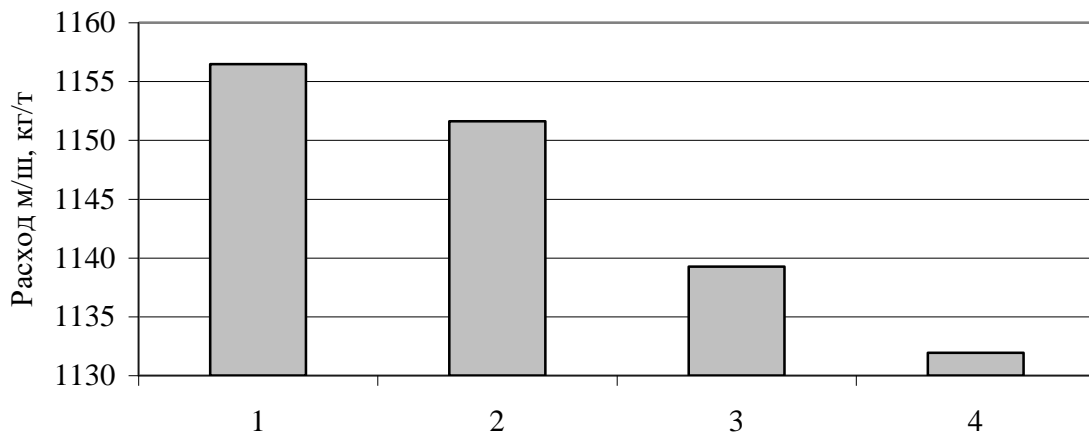


Рисунок 1 – Расход металлошихты при различных вариантах ведения конвертерной плавки

Доля стального скрапа в составе металлошихты составляет: для первого варианта – 23,257 %, для второго варианта – 22,919 %, для третьего варианта – 23,103 % и для четвертого варианта – 22,534 %, то есть изменяется незначительно (в пределах 0,7 %).

Удельный расход извести минимальный по первому варианту – 70,802 кг/т, максимальный 75,755 кг/т (больше на 4,953 кг/т) в четвертом варианте, что связано с использованием дополнительного количества извести при нанесении шлакового гарнисажа.

Удельный расход плавикового шпата колеблется в пределах 1,355 ÷ 1,463 кг/т.

Средний химический состав использованного чугуна и извести во всех вариантах отличался незначительно, что свидетельствует о незначительном влиянии этого фактора на показатели различных вариантов шлакового режима.

Повалку конвертера во всех вариантах осуществляли при содержании углерода в металле в среднем 0,05-0,06 %. Однако содержание остаточного марганца в металле при вариантах без скачивания промежуточного шлака было выше на 0,04 %, что способствует снижению расхода марганца содержащих ферросплавов при раскислении и легировании стали. В вариантах со скачиванием шлака удалялось в среднем 0,005-0,007 % серы, в одношлаковых вариантах – 0,001-0,002 %. Промежуточное скачивание шлака обеспечивает существенную дефосфорацию металла. Среднее остаточное содержание фосфора в металле составляет 0,006 % при степени дефосфорации 93,5-94 %, против 0,012-0,013 % при работе без скачивания шлака и степени дефосфорации на уровне 85,6-87,6 %.

Промежуточное скачивание шлака приводит к снижению температуры металла на выпуске на 5-6 °С, что объясняется потерей тепла со скачиваемым шлаком и удлинением плавки, ошлакование футеровки способствует улучшению теплового баланса конвертерной плавки за счет физического тепла шлака нанесенного на футеровку конвертера (рис. 2).

Основность конечного шлака выше на вариантах с промежуточным скачиванием шлака по сравнению с вариантами без скачивания. Это объясняется тем, что первичный шлак, содержащий  $\text{SiO}_2$ , скачивали, а новый наводили присадкой извести и плавикового шпата. Ошлакование футеровки практически не влияет на основность конечного шлака (рис. 3).

Окисленность конечного шлака ниже при одношлаковом процессе (17,037 %) по сравнению с вариантами с промежуточным скачиванием шлака (18,526 %), что...

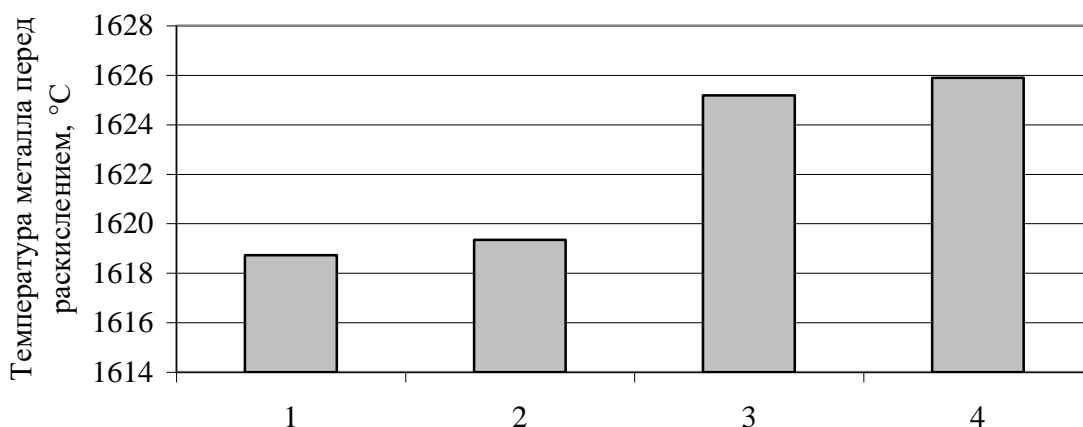


Рисунок 2 – Температура металла перед раскислением при различных вариантах конвертерной плавки



что свидетельствует о несколько меньшем переокислении ванны при работе без скачивания шлака.

Наиболее продолжительные плавки были во втором варианте (65,17 мин), наименее продолжительные – в третьем (51,64 мин) (рис. 4), что объясняется затратой времени на промежуточное скачивание шлака (до 10 мин) и нанесение шлакового гарнисажа (до 7 мин). При этом различие в длительности плавки одношлаковым процессом с ошлакованием футеровки и без – незначительно (в среднем 1 мин).

Выход годного металла наибольший при четвертом варианте (88,344 %), наименьший – при первом варианте технологии (86,470 %) (рис. 5), что оказывает существенное влияние на себестоимость стали.

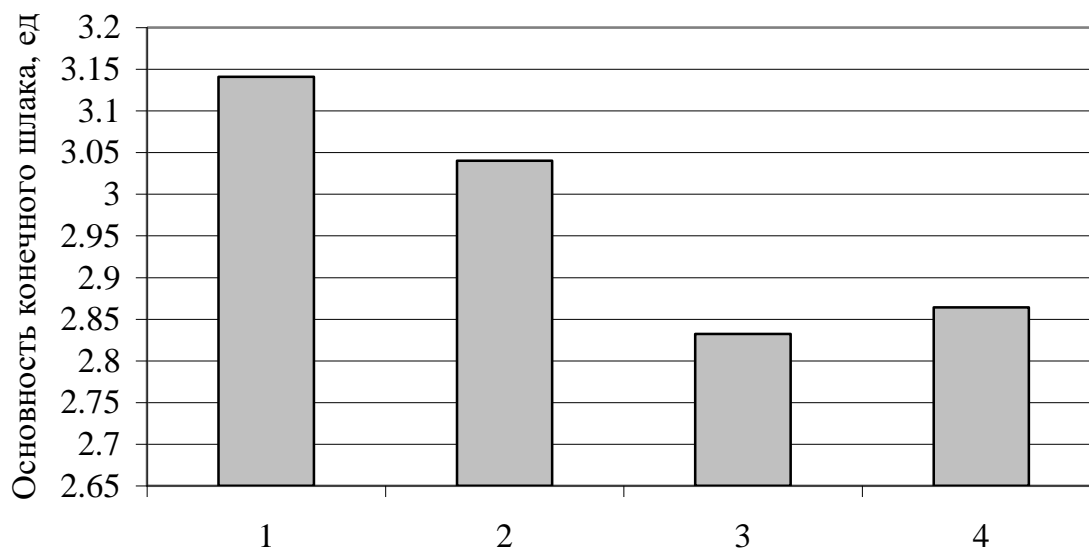


Рисунок 3 – Основность конечного шлака при различных вариантах ведения конвертерной плавки

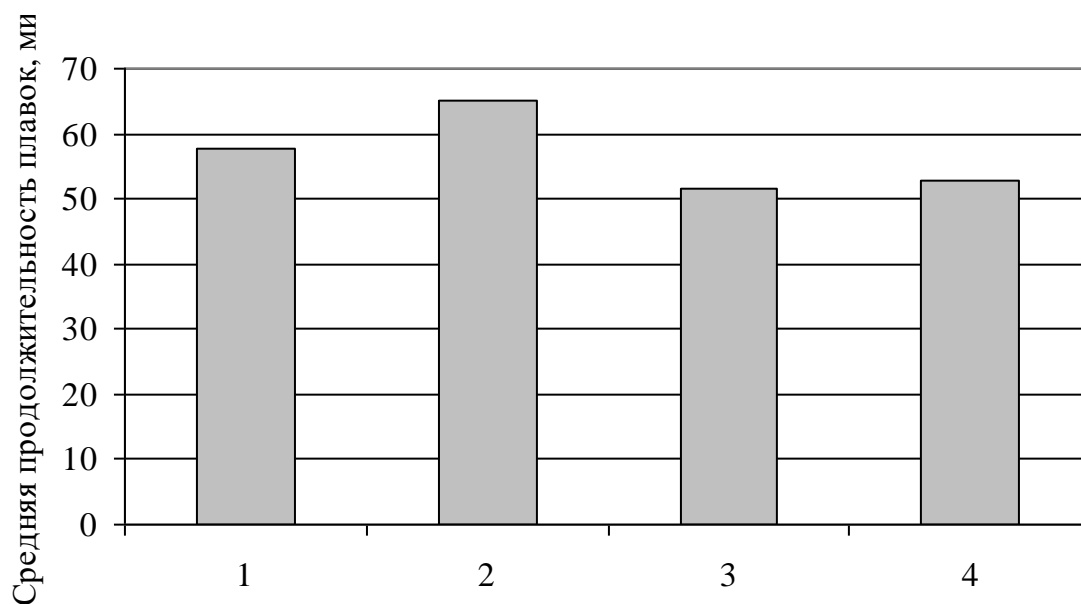


Рисунок 4 – Средняя продолжительность плавки при различных вариантах ведения плавки

Оптимальная себестоимость стали получена при одношлаковом процессе с ошлакованием футеровки, при остальных вариантах ведения плавки себестоимость стали повышается по третьему варианту на 7,07 грн/т, по второму варианту – на 22,68 грн/т и по первому варианту – на 26,73 грн/т.

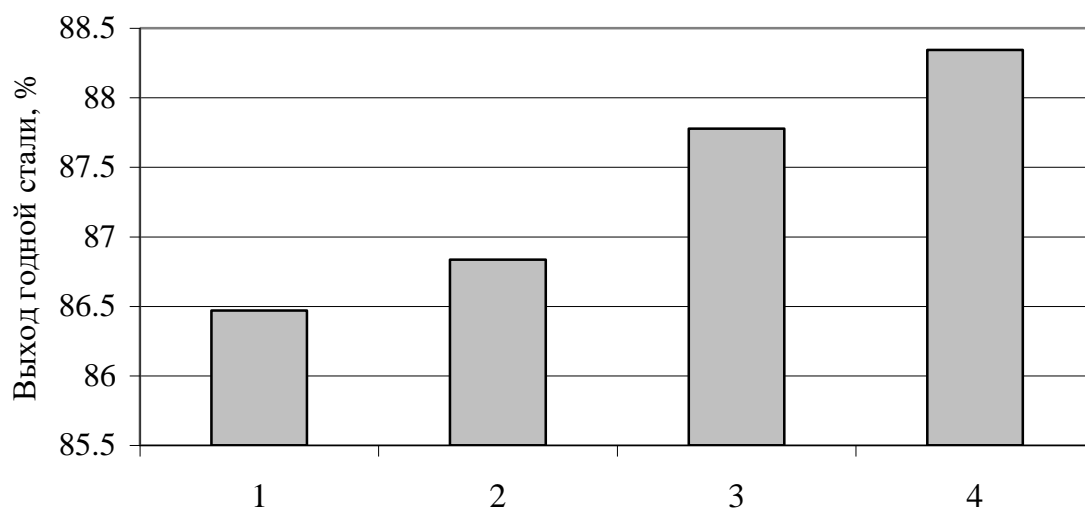


Рисунок 5 – Выход годной стали при различных вариантах ведения плавки

В результате проведенного анализа было установлено, что наилучшие технологические показатели характерны варианту с одношлаковым режимом конвертерной плавки и нанесением шлакового гарнисажа на футеровку конвертера.

При такой технологической схеме выплавки стали обеспечивается:

- более раннее формирование рафинировочного шлака;
- приемлемая степень дефосфорации;
- максимальный выход годного полупродукта.
- минимальная себестоимость стали.

*Проанализированы технологические показатели кислородно-конвертерного процесса при различных вариантах ведения конвертерной плавки. Выбрана оптимальная технологическая схема выплавки стали в кислородном конвертере.*

*The technological indexes of oxygen-converter process are analyzed at the different variants of conduct of the converter melting. The optimal variant of conduct of melting is chosen.*

#### **Библиографический список.**

1. Основы математического описания и расчеты кислородно-конвертерных процессов производства стали / Бигеев А. М., Колесников Ю. А. // Изд-во «Металлургия». – 1970. – С. 52.

2. Бойченко Б. М., Охотський В. Б., Харлашин П. С. Конвертерне виробництво сталі: теорія, технологія, якість сталі, конструкції агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія: Підручник. – Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-ВАЛ». – 2004. – С. 145-146.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Петрушовым С.Н.*

*аспирант Кузнецов Д. Ю.,  
аспирант Васильев Д. Б.,  
к. т. н., доц. Куберский С. В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ШЛАКОВОЙ СИСТЕМЫ НА СОДЕРЖАНИЕ КРЕМНИЯ В МАЛОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ**

*Наведено аналіз термодинамічних та фізичних властивостей оксидних сполук шлакової системи установки ковш-піч і умов їх утворення; досліджено вплив оксида магнію як компонента шлаку на вміст кремнію в маловуглецевій сталі при її ковшовій обробці в умовах ВАТ «Алчевський металургійний комбінат».*

В последние годы с целью предотвращения восстановления кремния при производстве низкокремнистых малоуглеродистых марок стали разрабатываются новые технологии рафинирования металла на установках ковш-печь (УКП). Однако на сегодняшний день данная проблема остается актуальной и требуются дополнительные исследования для дальнейшего ее решения.

Данная статья посвящена исследованию влияния термодинамических условий шлаковой системы установки ковш-печь на содержание кремния в малоуглеродистой низкокремнистой стали во время внепечной обработки в условиях сталеплавильного производства ОАО «АМК».

Для глубокой десульфурации суммарное содержание ( $\text{FeO}+\text{MnO}$ ) должно быть не более 0,5 %. Чем глубже раскисление шлака, тем вероятнее взаимодействие вводимого в виде алюминиевых гранул алюминия с кремнеземом и восстановление кремния. В ходе проведенной работы была установлена возможность протекания алюмотермического и карботермического восстановления кремния из кремнезема во всем температурном интервале, характерном для условий внепечной обработки стали.

Однако в шлаках УКП системы  $\text{CaO}-\text{MgO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$  кремнезем, присутствующий там в виде кристобалита, связывается в термодинамически более прочные сложные оксидные соединения, что затрудняет восстановление кремния. Исходя из этого можно утверждать, что основная часть кремния восстанавливается в зоне дуги. В условиях низкотемпературной плазмы в зоне работы дуги происходит разложение

сложных оксидных соединений, и освобождающийся кремнезем восстанавливается алюминием, введенным в шлак в виде гранул, алюминием растворенным в металле и углеродом графитовых электродов.

Для анализа термодинамической вероятности образования комплексных оксидных соединений с участием кремнезема была выбрана система CaO-MgO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiO<sub>2</sub>. По данным работы [1] в этой системе возможно образование семи двойных CaSiO<sub>3</sub>, CaSiO<sub>4</sub>, Ca<sub>3</sub>SiO<sub>5</sub>, Ca<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>O<sub>7</sub>, MgSiO<sub>3</sub>, MgSiO<sub>4</sub>, Al<sub>6</sub>Si<sub>2</sub>O<sub>13</sub> и восьми тройных CaMgSiO<sub>4</sub>, Ca<sub>3</sub>MgSi<sub>2</sub>O<sub>8</sub>, Ca<sub>2</sub>MgSi<sub>2</sub>O<sub>7</sub>, CaMgSi<sub>2</sub>O<sub>7</sub>, CaMgSi<sub>2</sub>O<sub>6</sub>, CaAl<sub>2</sub>Si<sub>2</sub>O<sub>8</sub>, Ca<sub>2</sub>Al<sub>2</sub>SiO<sub>7</sub>, Mg<sub>2</sub>Al<sub>4</sub>Si<sub>5</sub>O<sub>18</sub>, Mg<sub>2</sub>Al<sub>10</sub>Si<sub>2</sub>O<sub>23</sub> соединений. В табл. 1 приведены термодинамические данные образования и физические свойства этих соединений [2]. Соединения, образованные с участием всех четырех оксидов не рассматривались, поскольку отсутствует достоверная информация об их термодинамических свойствах.

Анализ данных, показывает, что при температуре шлака на УКП 1800-1900 К, в устойчивой форме существуют только моно- и ортосиликаты кальция (CaO-SiO<sub>2</sub>, 2CaO-SiO<sub>2</sub>), силикат (3CaO-SiO<sub>2</sub>), форстерит (2MgO-SiO<sub>2</sub>), муллит (3Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-2SiO<sub>2</sub>), диопсид (CaO-MgO-SiO<sub>2</sub>), анортит (CaO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-2SiO<sub>2</sub>) и геленит 2CaO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiO<sub>2</sub>. Учитывая то, что, во-первых, наиболее полно термодинамические свойства системы CaO-MgO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiO<sub>2</sub> определены в [3,4] и, во-вторых, изменения значения величин энтальпии образования комплексных оксидных соединений и их молярной энтропии, приведенные в различных источниках, незначительны, при определении термодинамической вероятности протекания химических реакций, использовали данные [3,4]. При этом термодинамически предпочтительнее будет образование муллита и анортита.

На рис. 1 представлена температурная зависимость энергии Гиббса для реакций образования комплексных оксидных соединений с участием кремнезема.

Наличие в системе кремния и его оксида предполагает высокую термодинамическую вероятность протекания при высоких температурах в зоне дуги реакции газификации кремнезема:



Температура начала этой реакции по данным различных источников составляет 2050 - 2150 К [1], что значительно ниже температуры восстановления оксида магния кремнием. Наличие в системе газообразного монооксида кремния может привести к обратной реакции окисления алюминия в жидком виде и паров других восстановленных металлов при их охлаждении окружающим железоуглеродистым расплавом и интенсивному переходу кремния в металл, так как разделить

Таблица 1 - Термодинамические и физические свойства оксидных соединений в системе CaO-MgO-AL<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiO<sub>2</sub>

№	Соединение	-ΔН° 298 кДж/ моль	S° 298, Дж/ моль-К	Коэффициенты уравнения теплоемкости*			Темпер. интерв., К	Тпл.**, К
				А	В	С		
1	CaO-SiO <sub>2</sub>	1629 1626 1577.5	87.5 87.3 82.1	108.5	16.46	23.62	298-1700	1817
2	2CaO-SiO <sub>2</sub>	2306.2 2305.3 2252.5	127.7 127.5	151.77	36.97	30.31		2403
3	3CaO- SiO <sub>2</sub>	2927.8 2926.4	168.7 168.45	208.38	36.04	42.43	298-1800	2173 p 2343
4	3CaO-2SiO <sub>2</sub>	3820.6 3952.6	168.7 210.6 7	267.52	37.82	69.4		1737ин
5	MgO-SiO <sub>2</sub>	1547.02 1498.5	67.7	102.62	19.81	26.25	298-1800	1883 p
6	2MgO- SiO <sub>2</sub>	2044.0 2174.4 2175.8	95.25 94.89	149.69	27.34	35.61	298-1800	2163
7	3Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> - 2SiO <sub>2</sub>	6810.5	269.3	453.86	66.04	125.2	298-1800	2126
8	CaO-MgO- SiO <sub>2</sub>	2260.5	*** (108,3)					1770 ин
9	3CaO- MgO-2SiO <sub>2</sub>	4562.5	252.9	305.01	50.0	60.36	298-1605	1848 ин
10	2CaO-MgO- 2SiO <sub>2</sub>	3873.2	209.0	251.18	47.65	47.65	298-1700	1731 ин
11	CaO-MgO- -SiO <sub>2</sub>	3202.7	142.96	220.99	32.77	65.79	298-1600	1665
12	CaO-AL <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -2SiO <sub>2</sub>	4218.87	202.3	269.28	57.27	70.6	298-1605	1826
13	2CaO-AL <sub>2</sub> O <sub>3</sub> - SiO <sub>2</sub>	3982.3	198.13	266.43	33.44	63.2	298-1800	1863
14	2MgO- Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -SiO <sub>2</sub>	(9158.4)	406.7	601.21	107.84	153.8	298-1650	1738 ин
15	4MgO- 5Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> .SiO <sub>2</sub>	(12715)	(439)	—	—	—	—	1748ин

\*уравнение теплоемкости  $C_p = A + B \cdot 10^{-3} \cdot T - C \cdot 10^{-3} \cdot T^2$ ;

\*\*ин - инконгруэнтное плавление, p - разлагается в твердой фазе;

\*\*\*в скобках приведены ориентировочные данные.

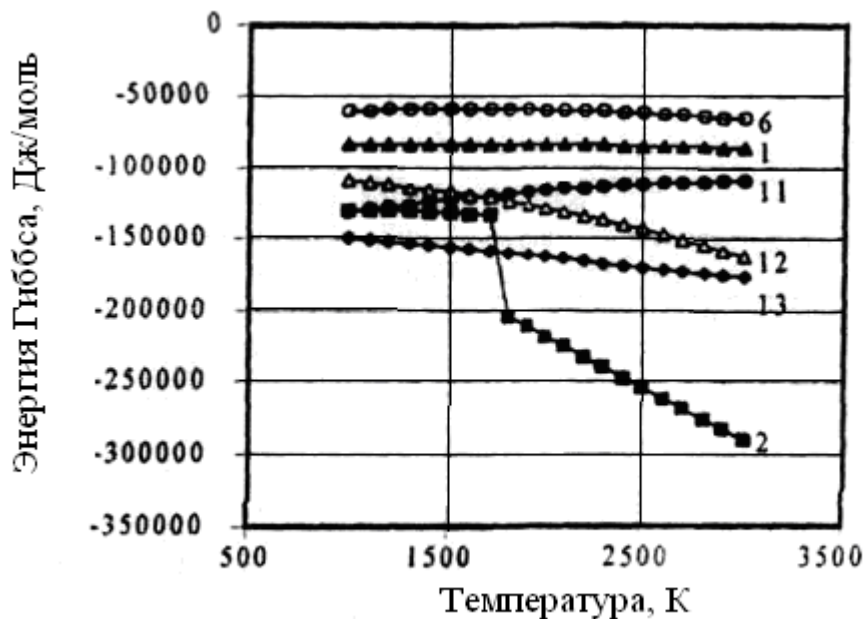


Рисунок 1 - Изменение энергии Гиббса для реакций образования комплексных оксидных соединений (цифры у кривых соответствуют порядковому номеру соединения в табл. 1).

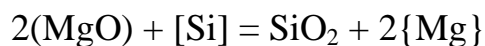
продукты реакций восстановления в газообразном состоянии не представляется возможным. Избежать этого возможно только в случае снижения температуры начала реакций восстановления оксидов щелочно-земельных металлов ниже температуры начала реакции газификации кремнезема. Достигнуть этого возможно либо за счет создания вакуума, что при ведении процесса на УКП невозможно, либо за счет связывания оксида кремния в комплексные оксидные соединения, образование которых в ковшевом шлаке было рассмотрено выше.

На УКП ОАО «АМК» существует практика введения магнетитового порошка в наведенный рафинировочный шлак при быстром росте содержания кремния в стали. Это приводит к загущению шлака и замедлению перехода кремния в металл. Согласно данным работы [5] при температуре свыше 2200 °С, достигаемой в зоне работы дуги, кремний может быть восстановителем магния. Следовательно, при введении магнетита в зону работы дуги кремний, растворенный в металле, и восстанавливаемый из кремнезема кремний будет расходоваться на восстановление магния из MgO. Таким образом можно не только предотвратить переход кремния в металл, но и снизить его содержание в стали.

Кроме того, с ростом температуры увеличивается восстановительная способность углерода. Кремний восстанавливается углеродом, источником которого служат графитовые электроды УКП, из кремнезема при температуре около 1840 К.

Таким образом, в зоне высоких температур возле электрической дуги будут происходить следующие процессы с участием кремния: карботермия кремния, силикотермия магнезия, алюмотермия кремния.

В основе силикотермического процесса получения магнезия лежит реакция:



Как видно из рис. 2, процесс восстановления магнезита кремнием по этой реакции может начаться только при температурах свыше 2200 °С. Согласно графику, повышение температуры сопровождается сближением кривых  $\Delta G = f(T)$  и свойств различных окислов.

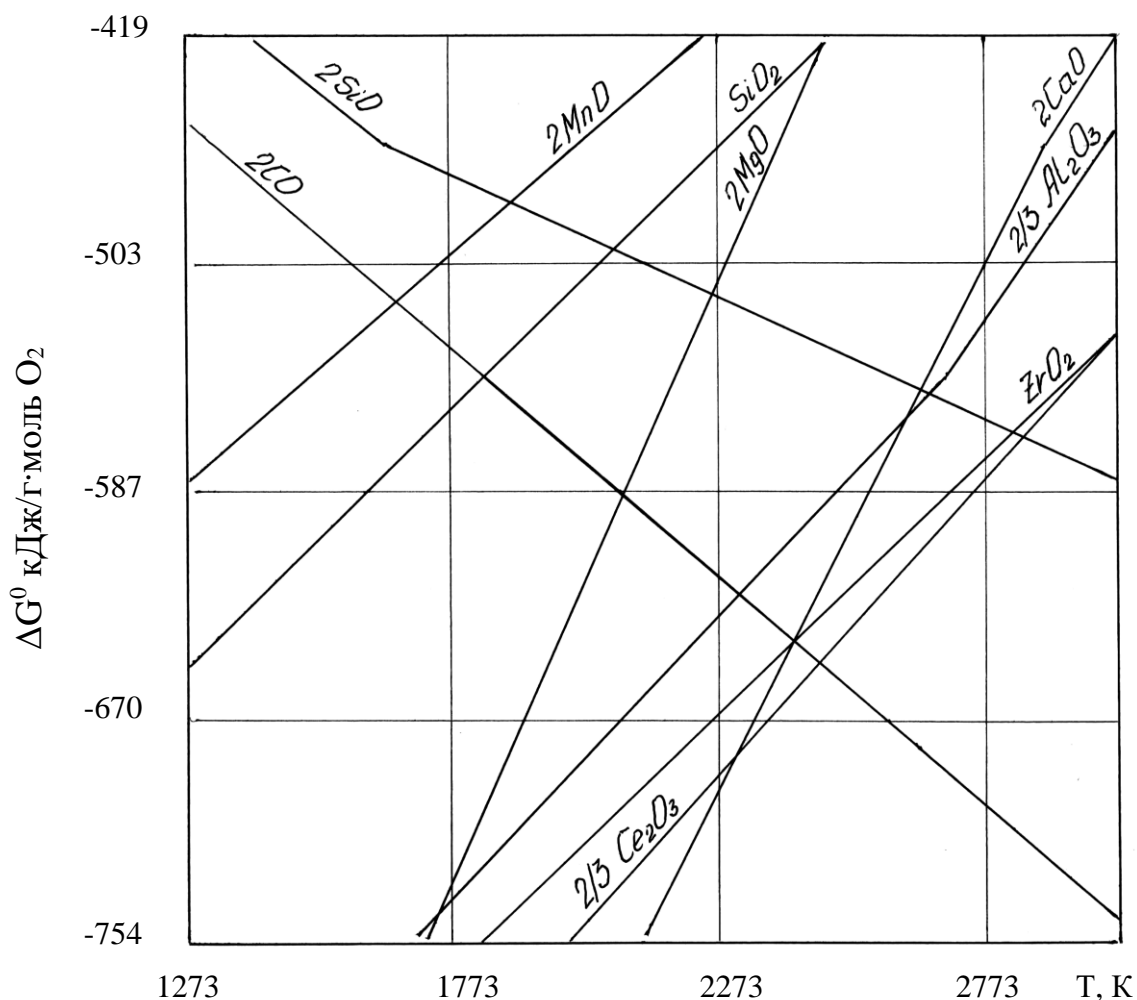


Рисунок 2 – График температурной зависимости изменения энергии Гиббса [5]



Такое сближение кривых для MgO и SiO<sub>2</sub> приводит к их пересечению и изменению порядка прочности окислов. При этом становится возможным восстановление магния из MgO кремнием. Очевидно, что в зоне работы электрической дуги, где температура достигает 4000-5000 °С, происходят процессы силикотермического восстановления магния из магнезита. Источником восстановителя для таких процессов является кремний, поступающий как продукт реакции восстановления кремнезема алюминием, а также кремний, уже растворенный в металле. Этим и объясняется снижение содержания кремния в стали после присадки магнезита в шлак.

Следует отметить, что при присадке магнезита на шлак вне зоны работы дуги будет происходить только процесс загущения (увеличения вязкости) шлака, что замедлит алюмотермию кремния и, соответственно, его прирост в металле, но не обеспечит силикотермию магния и снижение содержания кремния в стали.

*Приведен анализ термодинамических и физических свойств оксидных соединений шлаковой системы установки ковш-печь и условий их образования; исследовано влияние оксида магния как компонента шлака на содержание кремния в малоуглеродистой стали при ее ковшевой обработке в условиях ОАО «Алчевский металлургический комбинат».*

*The analysis of thermodynamics and physical properties of oxide connections of the LF-process slag system and terms of their education is resulted; influence of magnox as a component of slag on maintenance of silicon in low-carbon steel at its ladle treatment in the conditions of OJSC «Alchevsk iron and steel works» is investigated.*

#### **Библиографический список.**

1. Низяев К.Г., Бойченко Б.М. // *Металлургия и горнорудная промышленность.* – 2002. – № 7. – С. 23-25.
2. Низяев К.Г. *Термодинамические закономерности восстановления магнезита под слоем жидкого металла* // *Труды IX международной научно-технической конференции «Теория и практика кислородно-конвертерного процесса».* - Днепропетровск: ГМетАУ. – 1998. – С.26-27.

3. Кубашевский О.А., Олкокк К.Б. *Металлургическая термехимия. Пер. с англ.* – М.: Металлургия, 1982. – 392 с.

4. Бережной А.С. *Многокомплексные системы окислов.* – К.: Наукова думка, 1970. – 544 с.

5. *Сталеплавильное производство. Справочник, т.1 / Под ред. А.М.Самарина.* – М.: Металлургия, 1964. – 527 с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Петрушовым С.Н*

*начальник отдела ОАО НКМЗ Бобух В.И,  
к. т. н., ст. преподаватель Сатонин А.А.,  
вед. инженер Бегунов А.А.,  
(ДГМА, г. Краматорск, Украина)*

## **МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ ПРИ ЗАХВАТЕ МЕТАЛЛА ВАЛКАМИ**

*Приведені математична модель та отримані результати щодо аналізу енергосилових параметрів при реалізації нестационарних стадій процесу гарячої прокатки. Надано кількісну інформацію з визначення коефіцієнту динамічності процесу, що реалізується.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Методы определения энергосиловых параметров процесса горячей прокатки достаточно полно представлены авторами работ [1,2], однако особый интерес представляют переходные процессы при захвате металла валками прокатного стана, которые, в свою очередь, обуславливают коэффициенты динамичности реализуемого процесса, а также нагрузки как на основные элементы силовой линии рабочей клетки прокатного стана, так и на линию привода рабочих валков [3]. В свою очередь расчет динамических явлений, возникающих в линии привода прокатного стана должен опираться на функцию изменения энергосиловых параметров реализуемого процесса. Таким образом, актуальной является задача определения энергосиловых параметров процесса горячей прокатки при захвате металла валками прокатного стана. Следует также отметить, что от объема принимаемых допущений, определяющего достоверность получаемых результатов будет полностью зависеть дальнейший расчет динамических колебаний в линии привода рабочей клетки прокатного стана.

В данной работе проведено математическое моделирование захвата металла валками, основанное на использование метода конечных элементов[4].

**Постановка задачи.** Необходимо разработать математическую модель, позволяющую прогнозировать значения энергосиловых параметров процесса горячей прокатки при захвате металла валками прокатного стана. В качестве метода математического моделирования

был принят метод конечных элементов в его программной интерпретации в пакете Abaqus и LS-DYNA[5].

**Изложение материала и его результаты.** В рамках проведения исследований была разработана конечно-элементная модель процесса горячей прокатки, которая позволяет определить напряженно-деформированное состояние и энергосиловые параметры процесса при реализации захвата металла валками прокатного стана. При этом расчет в пакете ABAQUS был разделен на два шага, а именно осадка металла валками прокатного стана и последующее вращение рабочих валков и реализация непосредственно процесса прокатки. В квазистатической постановке задачи пренебрегли динамическими явлениями, связанными с изменением скорости полосы. В качестве результатов расчета анализировали силу и момент прокатки.

На рисунке 1 представлены расчетные распределения энергосиловых параметров при горячей прокатке листа исходной толщины  $h_0 = 3 \text{ мм}$ , конечная толщина составляет  $h_1 = 2 \text{ мм}$ , радиусы рабочих валков  $R = 375 \text{ мм}$ . Материала листа принимался упругопластическим без упрочнения, с пределом текучести  $\sigma_m = 200 \text{ МПа}$ . Результаты представлены для трех значений коэффициента контактного трения, а именно  $f = 0,2; 0,3; 0,4$ .

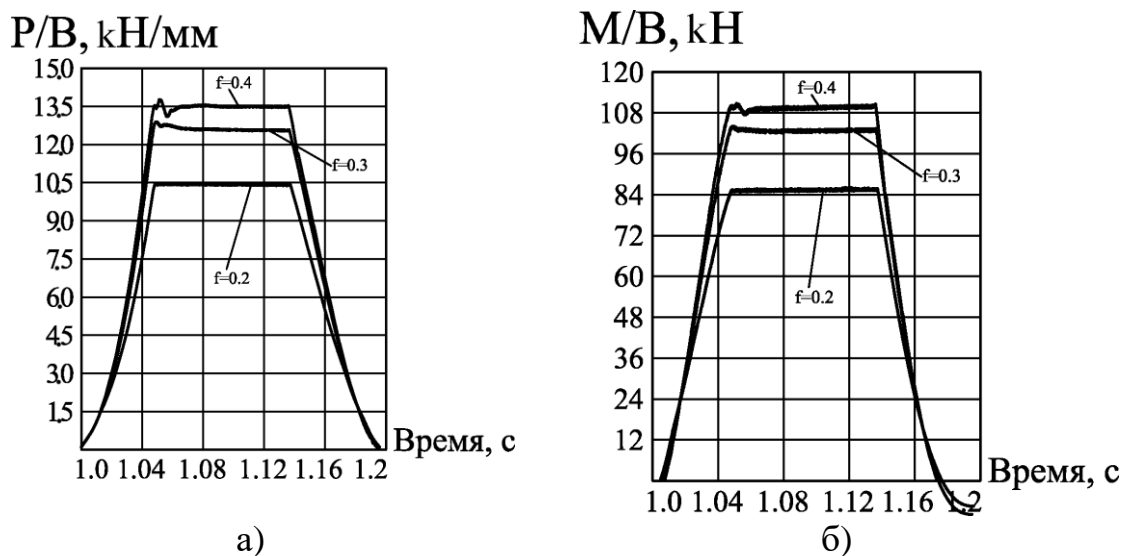


Рисунок 1- Расчетные распределения приведённых силы (а) и момента (б) при горячей прокатке применительно к различным значениям коэффициента контактного трения

Из анализа представленных распределений можно заключить о практически линейном, во временном интервале  $t=1.0...1.05 \text{ с}$ . росте приведённых к ширине полосы силы и момента прокатки захвате

металла валками прокатного стана - до начала установившегося процесса прокатки  $t=1.07...1.14$  с. При реализации данной серии расчетов не была учтена упругая деформация рабочей клетки. Полученная в дальнейшем модель была дополнена элементом, моделирующим рабочую клетку прокатного стана с жёсткостью  $G_{кл}=4000\text{Н/мм}^2$ , что позволило оценить степень влияния этого фактора.

На рисунке 2 представлены расчетные распределения силовых параметров, а также изменения межвалкового зазора при реализации процесса прокатки с учетом упругой деформации рабочей клетки прокатного стана, соответствующие коэффициенту контактного трения между валками и листом в очаге деформации  $f = 0,2$ , также полученные при решении квазистатической задачи о захвате металла валками при горячей прокатке, реализованной в пакете ABAQUS.

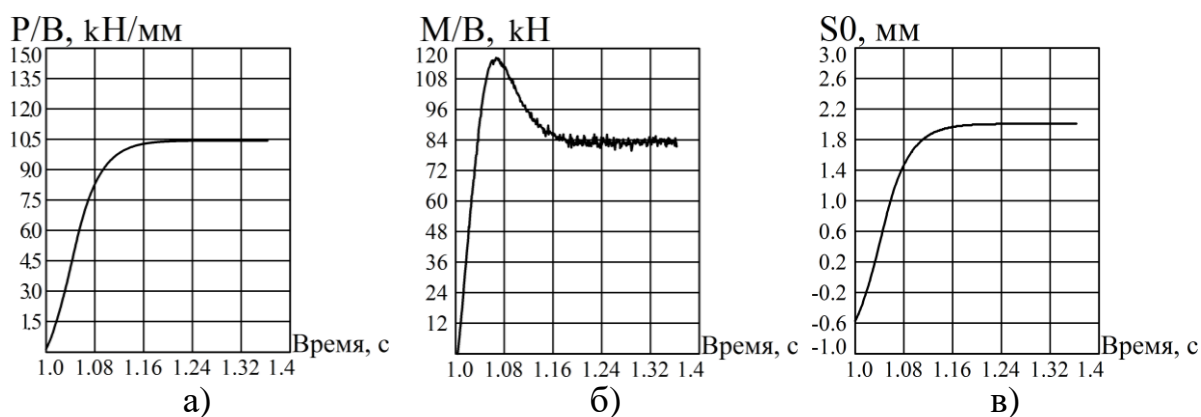


Рисунок 2- Расчетные изменения приведённой силы (а) и момента (б), а также межвалкового зазора (в) при горячей прокатке

Из анализа полученных распределений видно(см. рисунок 2а), что по мере захвата полосы валками происходит монотонный рост приведённой силы прокатки от нуля до значения при установившемся режиме. Аналогичный характер носит изменение межвалкового зазора (от  $-0.6$  мм – валки первоначально сводятся в забой). Иная картина наблюдается на зависимости момента прокатки по времени (см. рисунок 2б): в процессе захвата приведённый момент интенсивно возрастает, а затем снижается до установившегося значения. При этом максимальное значение его в 1.5 раза превосходит значение в установившемся режиме прокатки, что обусловлено изменением плеча приложения силы.

Горячая прокатка ведётся при значительных скоростях, в некоторых случаях достигающих 15-25 м/с, при этом важным является учёт динамической составляющей, особенно в неустановившейся стадии процесса, которые невозможно оценить с использованием квазистатического решения, поэтому в работе для более полного учёта факторов, в частности,

динамических явлений при захвате, было проведено моделирование процесса захвата металла валками с учётом инерционных сил, реализованное в пакете конечно-элементного анализа LS-DYNA[5], использующей явный метод интегрирования уравнений движения во времени, и позволяющей проводить анализ быстротекущих высоконелинейных процессов.

В расчёте моделировался захват полосы при окружной скорости валков 5 м/с. Полученные результирующие значения силовых параметров процесса представлены на рисунке 3, из которых является очевидным, что сила прокатки ведёт себя аналогично случаю, полученному в квазистатическом решении (см. рисунок 1), в то время как на моменте прокатки в полной мере отражается динамика процесса захвата, так, момент прокатки на начальном этапе существенно больше по сравнению со статическим решением, что соответствует значению  $k_{Мдин} = 1.8$  при  $f = 0.2$  и  $k_{Мдин} = 2.0$  при  $f = 0.4$  что свидетельствует о росте коэффициента динамичности с повышением контактного трения.

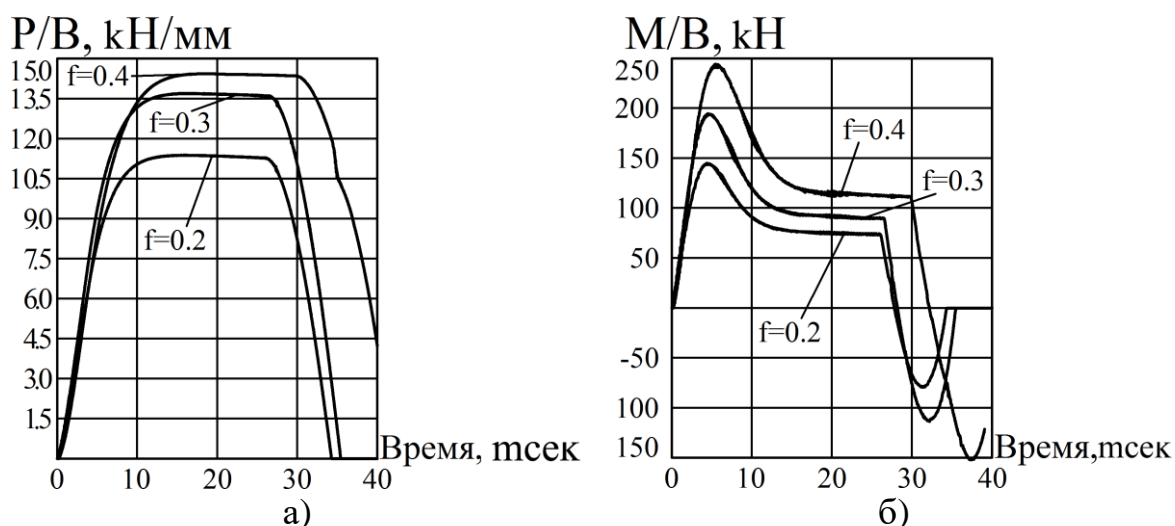


Рисунок 3 - Расчетные значения приведённой силы (а), момента (б) при горячей прокатке с учетом упругой деформации рабочей клетки

### Выводы и направление дальнейших исследований.

В рамках анализа энергосиловых параметров процесса захвата металла при горячей прокатке было произведено конечно-элементное моделирование процесса горячей прокатки с учетом упругой деформации рабочей клетки, а также инерционных сил, действующих на полосу при прокатке. Анализ полученных в каждом конкретном случае результатов свидетельствует о сложном влиянии всего комплекса исходных данных на формирование энергосиловых параметров реализуемого технологического процесса. Существенный вклад в динамику захвата вносит упругая деформация рабочей клетки, что видно по

различию результатов, полученных при захвате металла абсолютно жёсткой клетью (см. рисунок 1) и клетью с конечным модулем жёсткости (см. рисунок 3). Интерес также представляет процесс выхода металла из валков, следующий за установившимся этапом прокатки – при этом момент прокатки меняет знак на обратный, что оказывает существенное влияние на нагрузки, действующие в главной линии стана.

При этом, следует отметить существенную динамичность системы при входе полосы в очаг деформации, а также выходе её из клетки. Численные характеристики коэффициента динамичности по моменту прокатки при заполнении очага деформации могут составлять 1.8-2 и более, в то время как при выходе заготовки из рабочих валков момент прокатки меняет свой знак и может количественно составлять до 50% от момента прокатки, что свидетельствует о довольно сложном характере нагружения деталей и узлов привода прокатного стана.

*Представлены результаты анализа нестационарных стадий процесса горячей прокатки. Дана численная информация по определению коэффициента динамичности реализуемого процесса.*

*The mathematical model and results for analysis of unsteady phases of hot rolling processes is described. Numeric information for amplification factor definition is given.*

#### **Библиографический список.**

1. Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян С.Е. Теория продольной прокатки. – М.: Металлургия, 1980. – 320 с.
2. Сатонин А.В. Развитие методов расчета, совершенствование технологических режимов и конструктивных параметров механического оборудования листопрокатного производства. Дис...д-ра. техн. наук: 05.03.05 / Донбасская государственная машиностроительная академия. – Краматорск, 2001. – 616 с.
3. Иванченко Ф.К., Полухин П.И., Тылкин М.А. и др. Динамика и прочность прокатного оборудования. – М.: Металлургия, 1970. – 486 с.
4. Компьютерное моделирование процессов обработки металлов давлением.// В.Н. Данченко, А.А. Миленин, В.И. Кузьменко, В.А. Гриневич. - Днепропетровск.: Системные технологии, 2005. – 448 с.
5. Dr. John Hallquist, LS-DYNA Theory Manual, Livermore Software Technology Corporation, 2006 – 680p.

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Луценко В.А.*

**СТРОИТЕЛЬСТВО**





*д. т. н., доц. Иванов А. П.,  
магистр Дозоренко Ю.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ГОРЯЧЕКАТАННЫХ ШВЕЛЛЕРАХ**

*Приведені результати досліджень залишкових напруг в прокатних профілях після плющення і правки*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Как известно, остаточными напряжениями называются напряжения, существующие в металлических изделиях при отсутствии внешних воздействий (силовых и температурных). Называют их также собственными, внутренними, технологическими напряжениями. Они практически всегда возникают в процессах литья,ковки, прокатки, сварки, термообработки.

Остаточные напряжения практически всегда связанные с упругими деформациями, существующими в металле после полного прекращения внешних воздействий на металл.[1]

Проблема остаточных напряжений – это проблема теории технологии, в частности в силу его интердисциплинарного характера. В связи с этой проблемой остаточными напряжениями занимались и продолжают заниматься специалисты самых разных отраслей знаний: механики-прочности, металлофизики, металловеды, специалисты по обработке металла давлением, резанием, сварщики и т.д.

Образование остаточных напряжений при различных технологических процессах происходит различным образом. В основе их возникновения обычно лежат необратимые объемные изменения в материале. Эти напряжения очень чувствительны к внешним воздействиям и участвуют в той или иной мере практически во всех процессах и явлениях, происходящих в металле на макро- и микроуровнях.[2,3]

Как показывает опыт эксплуатации конструкций и результаты многочисленных экспериментов, остаточные напряжения значительно влияют на надежность и долговечность, на технологичность и металлоемкость конструкций и нормы расхода металла на производство единицы продукции. Изделия современной техники зачастую разрушаются или приходят в негодность из-за значительного изменения

форморазмеров еще при хранении или в первые часы эксплуатации при достаточно низком уровне эксплуатационных нагрузок. Металлургические полуфабрикаты за счет остаточных напряжений претерпевают изменения форморазмеров (коробление) вплоть до разрушения при хранении или механической обработке. Отсюда значительные припуски на полуфабрикатах литейного, кузнечно-штамповочного, прессового и других производств, что при последующей обработке резанием приводит к нерациональному использованию металла, снижению коэффициента использования металла.

#### **Анализ исследований и публикаций.**

Как уже отмечалось, наличие остаточных напряжений неоднозначно влияет на надежность и долговечность металлических конструкций. Исследованию влияния остаточных напряжений на работу конструкций посвящены многочисленные публикации и исследования, проводимые как в Украине, так и за рубежом.

Существующие современные экспериментальные методы позволяют получить достаточно полную картину распределения остаточных напряжений в металлопродукции.

Все экспериментальные методы подразделяются на механические и физические методы.

Физические методы позволяют производить измерения без разрушения изделия. К таким методам относятся: акустические, магнитные, радиоволновые, электрические.

Механические методы измерения остаточных напряжений связаны с разрушением изделия. Эти методы позволяют обнаружить остаточные напряжения путем рассечения тела и замера изменений размеров в оставшейся части тела. Классификацию механических методов измерения остаточных напряжений можно произвести (и производят в действительности) различными способами. С практической точки зрения наиболее полезным является, по-видимому, разделение на методы, связанные с полным разрушением изделия, и методы, связанные с частичным разрушением.[4,5]

Разработка методов управления остаточными напряжениями в материалах – это реализация возможностей мощного резерва повышения качества металлопродукции, а значит повышения надежности конструкций. Кроме того, это ускорение разработки и внедрении ресурсосберегающих технологий, это путь к экономии металла.

### Постановка задачи.

Определение остаточных напряжений далее он после прокатки и правки на примере горячекатанных швеллеров № 12, 16.

Изложение материала и его результаты.

В качестве экспериментальных образцов использованы швеллера № 16, 12, изготовленные на ОАО АМК г.Алчевска. Длина образцов составляет 1000мм, геометрические характеристики даны в таблице 1.

В результате внешнего осмотра образцов в швеллерах до правки были замечены прогибы, значительная шероховатость поверхности, в образцах после правки отмечено возникновение на поверхности линий Людерса-Чернова (рис. 1), что характерно для металлических конструкций, прошедших пластическую обработку.

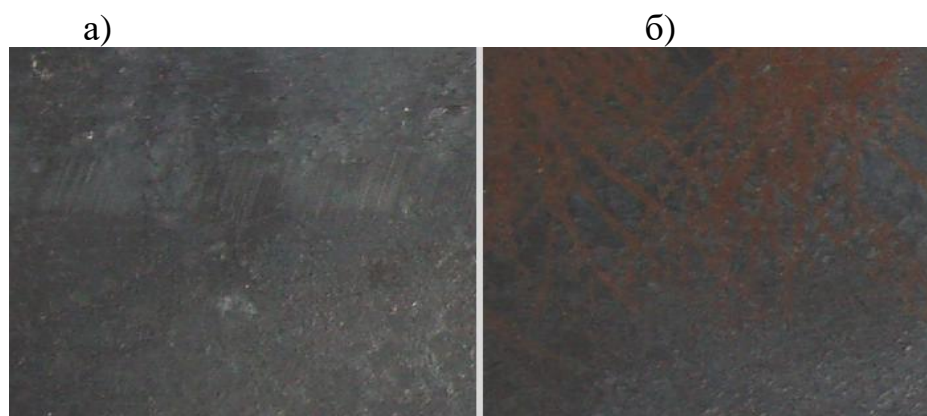


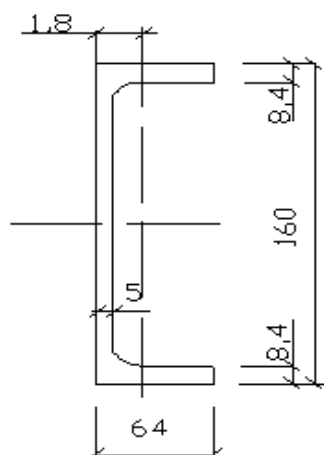
Рисунок 1 - Линии Люрдеса- Чернова на полке балки: а) до правки; б) после правки

Таблица 1 – Основные геометрические характеристики швеллеров ГОСТ 8240-97

№ профиля	h, мм	b, мм	d, мм	t, мм	R, мм	A, см <sup>2</sup>	Уд. масса 1м, кг	J <sub>x</sub> , см <sup>4</sup>	J <sub>y</sub> , см <sup>4</sup>	z <sub>0</sub> , см
[12у	120	52	4.8	7.8	7.5	13.3	10.4	304	31.2	1.54
[16у	160	64	5	8.4	8.5	18.1	14.2	747	63.3	1.8

На рисунке 2 представлены сечения экспериментальных образцов

Швеллер №16



Швеллер №12

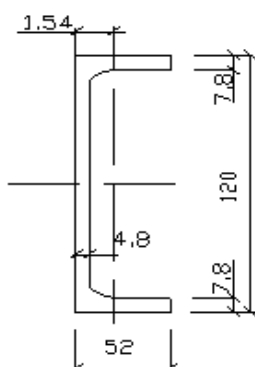


Рисунок 2 – Сечения экспериментальных образцов

Исследования ОН проведены разрушающим методом с использованием тензорезисторов сопротивления с базой 5 мм на бумажной основе и регистрирующей аппаратурой (системы СИИТ-3 с кабелями). Это позволило получить распределение остаточных напряжений в элементах путем измерения деформаций после резки и переводом показаний прибора в напряжения умножением на коэффициент тензочувствительности. Его величина определена экспериментально путем тарировки на консольной тарировочной балке, нагруженной силой на свободном конце. И равна  $0,0418 \text{ кН/см}^2$ .

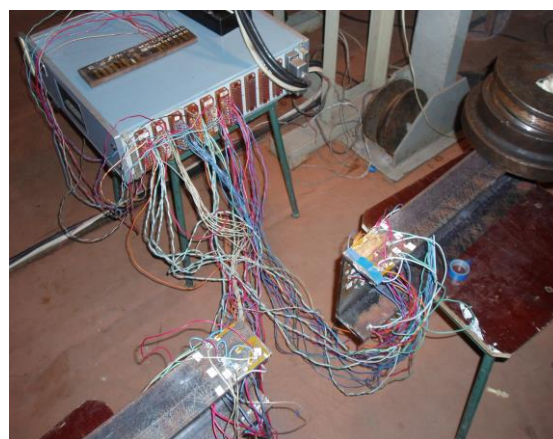
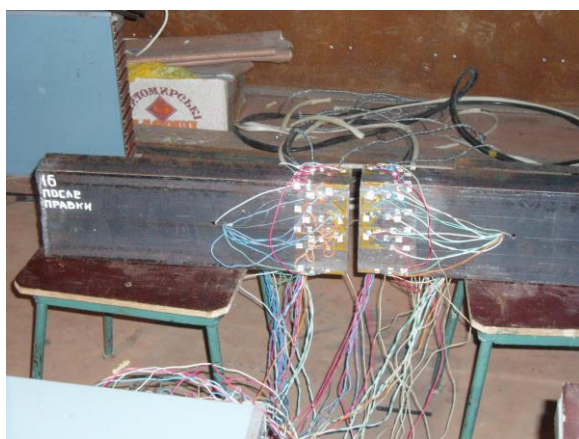


Рисунок 3 – Разрезка образца

Выбор схемы расположения датчиков (см. рисунок 4).

Подготовка и проведение испытаний включали в себя следующие этапы [2]:

Зачистка размеченных шлифовальной машиной с последующей доводкой шлифовальной шкуркой.

1. Обезжиривание и грунтовка зачищенных мест;
2. Группировка и наклейка тензорезисторов (выполнялась согласно инструкции для принятых типов датчиков клеем БФ-2). Для увеличения чувствительности метода применялись датчики с наименьшей базой и располагались на расстоянии 5 мм от линии реза;
3. Полимеризация клея осуществлялась при 120°C после сушки при 20°C;
4. Коммутация и проверка работоспособности электрических цепей;
5. Производился съем показаний с помощью датчиков сопротивления.

Тензодатчики сопротивления наклеивались в одном сечении. Такая схема дает возможность исследовать изменение внутренних напряжений в швеллере в пределах только одного сечения.

Для того чтобы проверить работоспособность датчиков производился съем показаний датчиков при испытании балки на изгиб.

Распиловка образцов осуществлялась с помощью специальной ручной ножовки по металлу, без значительных тепловыделений [2] (рис.3).

Резка производилась в такой последовательности:

- разрезался образец в пределах одного сечения;
- окончательный съем показаний производился после резки образца.

Результатом измерения является разность абсолютных величин двух показаний прибора ( $\Delta X_{li}$ ): начального при сохранении равновесного состояния остаточных напряжений ( $X_{0i}$ ), т.е. до начала разрушения и повторного после определенного этапа разрушения ( $X_{li}$ ), нарушившего равновесие остаточных напряжений и приведшего к деформации участка изделия, на котором наклеен датчик.

$$\Delta X_{li} = X_{li} - X_{0i} \quad (1)$$

Остаточное напряжение:

$$\sigma_i = \Delta X_{li} \cdot K \quad (2)$$

Переводной коэффициент  $K=0,0418 \text{кН/см}^2$ .

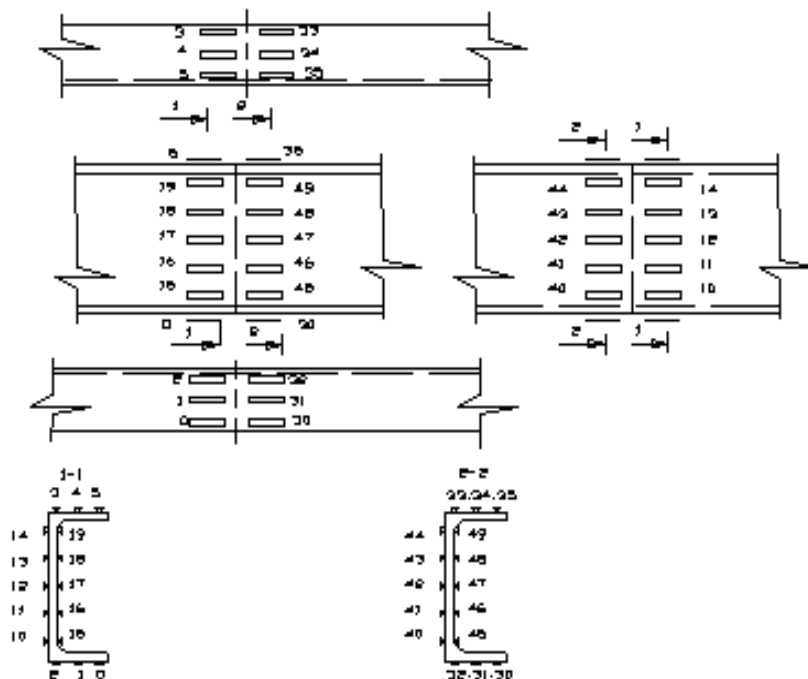


Рисунок 4 - Схема размещения датчиков на швеллере № 12

В таблице 2 -5 даны результаты измерения остаточных напряжений

Таблица 2 - Швеллер № 12 до правки

№	$\Delta X_{li}$	№	$\Delta X_{li}$	$\bar{\Delta X}_{li}$	$\sigma_{li}$ , кН/см <sup>2</sup>
0	32	30	46	39	1.6302
1	-99	31	-97	-98	-4.0964
2	-149	32	-142	-145.5	-6.0819
3	-168	33	-169	-168.5	-7.0433
4	-100	34	-99	-99.5	-4.1591
5	61	35	51	56	2.3408
10	-59	40	-59	-59	-2.4662
11	93	41	105	99	4.1382
12	115	42	159	137	5.7266
13	85	43	105	95	3.971
14	-62	44	-77	-69.5	-2.9051
15	-36	45	-284	-160	-6.688
16	66	46	77	71.5	2.9887
17	137	47	125	131	5.4758
18	124	48	123	123.5	5.1623
19	-53	49	-46	-49.5	-2.0691

Таблица 3 - Швеллер № 12 после правки

№	$\Delta X_{li}$	№	$\Delta X_{li}$	$\bar{\Delta X}_{li}$	$\sigma_{li}$ , кН/см <sup>2</sup>
0	53	30	49	51	2.1318
1	66	31	57	61.5	2.5707
2	97	32	66	81.5	3.4067
3	-37	33	-29	-33	-1.3794
4	-10	34	-8	-9	-0.3762
5	46	35	56	51	2.1318
10	27	40	25	26	1.0868
11	41	41	31	36	1.5048
12	98	42	101	99.5	4.1591
13	111	43	110	110.5	4.6189
14	34	44	49	41.5	1.7347
15	11	45	10	10.5	0.4389
16	21	46	26	23.5	0.9823
17	57	47	36	46.5	1.9437
18	19	48	26	22.5	0.9405
19	11	49	25	18	0.7524

Таблица 4 - Швеллер № 16 до правки

№	$\Delta X_{li}$	№	$\Delta X_{li}$	$\bar{\Delta X}_{li}$	$\sigma_{li}$ , кН/см <sup>2</sup>
0	68	30	76	72	3.0096
1	-96	31	-98	-97	-4.0546
2	-100	32	-168	-134	-5.6012
3	-98	33	-104	-101	-4.2218
4	-11	34	-41	-26	-1.0868
5	41	35	67	54	2.2572
10	-115	40	-76	-95.5	-3.9919
11	113	41	181	147	6.1446
12	204	42	156	180	7.524
13	101	43	163	132	5.5176
14	-72	44	-122	-97	-4.0546
16	101	46	93	97	4.0546
17	94	47	153	123.5	5.1623
18	64	48	98	81	3.3858



Таблица 5 - Швеллер № 16 после правки

№	$\Delta X_{li}$	№	$\Delta X_{li}$	$\bar{\Delta X}_{li}$	$\sigma_{li}$ , кН/см <sup>2</sup>
0	37	30	32	34.5	1.4421
1	-42	31	-56	-49	-2.0482
2	-49	32	-81	-65	-2.717
3	-170	33	-110	-140	-5.852
4	-58	34	-80	-69	-2.8842
5	-16	35	-61	-38.5	-1.6093
10	-40	40	-46	-43	-1.7974
11	65	41	95	80	3.344
12	70	42	118	94	3.9292
13	51	43	69	60	2.508
14	-84	44	-78	-81	-3.3858
16	56	46	12	34	1.4212
17	23	47	19	21	0.8778
18	13	48	43	28	1.1704

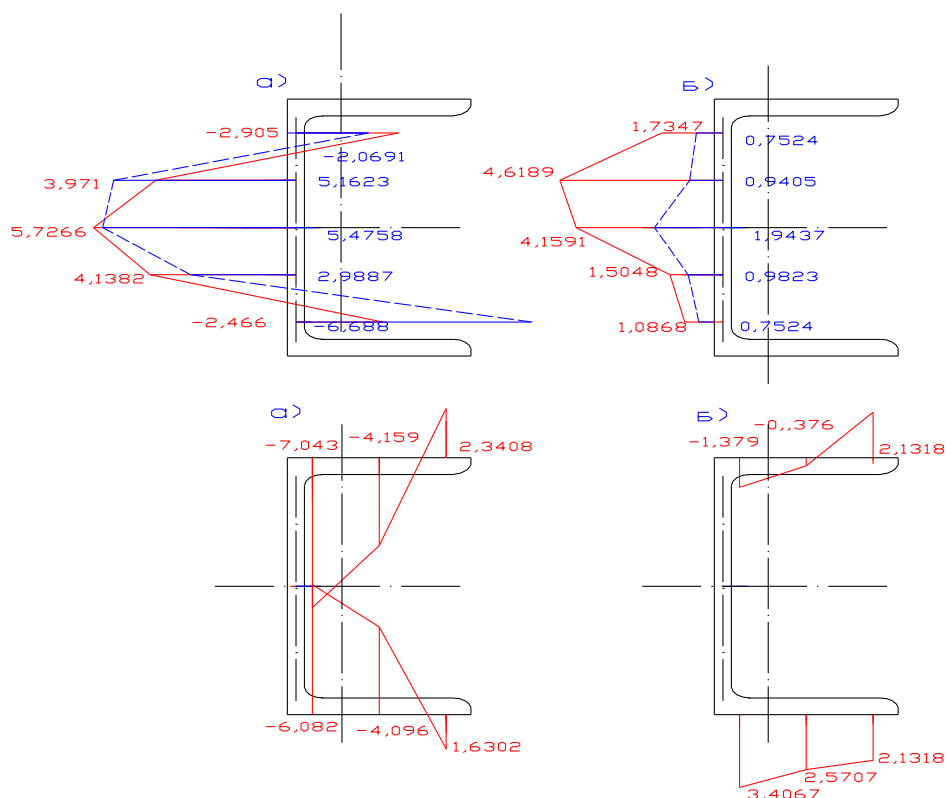


Рисунок 5 – Эпюры остаточных напряжений швеллера № 12 (кН/см<sup>2</sup>): а) до правки; б) после правки

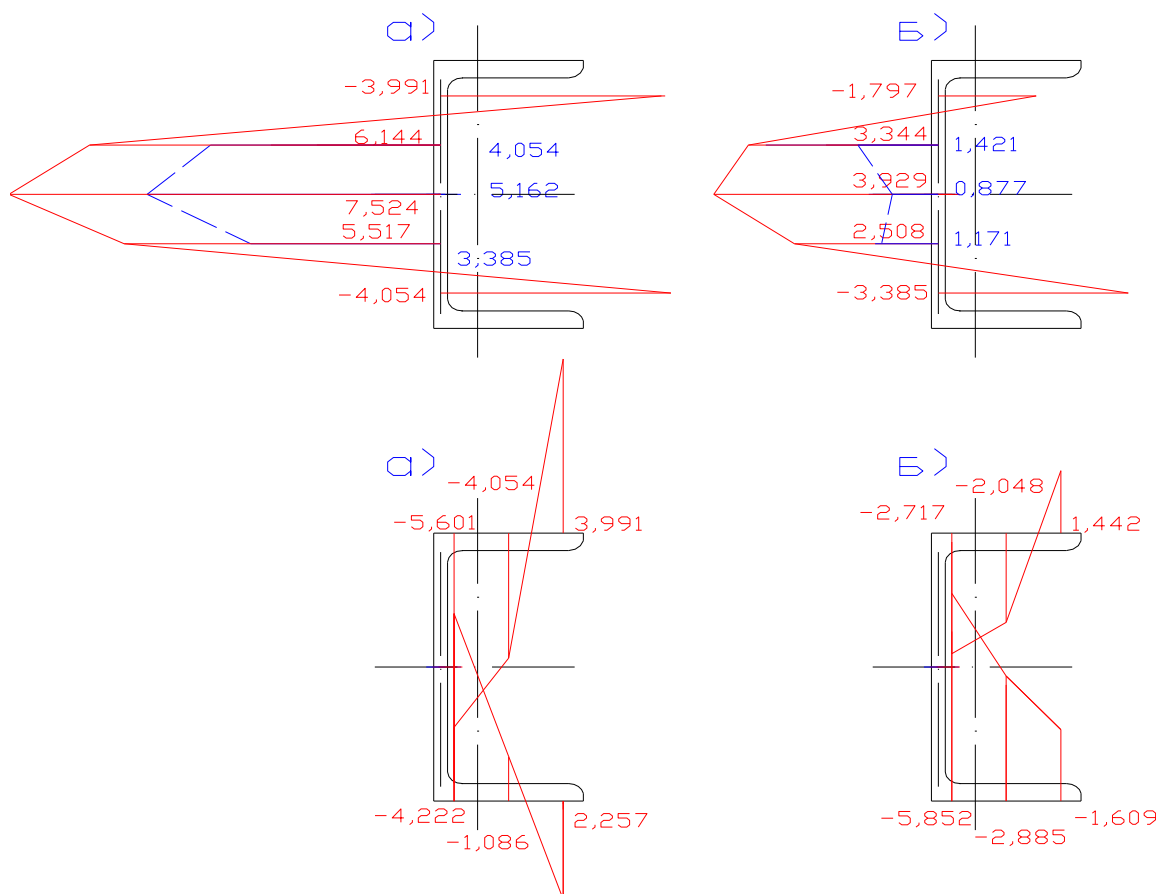


Рисунок 6 – Эпюры остаточных напряжений швеллера № 16 (кН/см<sup>2</sup>): а) до правки; б) после правки

### Выводы и направления дальнейшей работы.

Проанализировав полученные результаты можно сделать следующие выводы:

1. Остаточные напряжения существуют;
2. В обоих швеллерах наблюдается общая тенденция: при эксперименте полки швеллеров испытывают сжатие, а стенки – растяжение;
3. Остаточные напряжения меняются по величине и форме в результате правки, после правки швеллеров остаточные напряжения уменьшаются, но только там где происходит контакты с элементом правильной машины;
4. Необходимо продолжить исследование с точки зрения оценки механических свойств стали до- и после правки с учетом распределения напряжений вдоль проката;
5. Рассматривается возможность определения остаточных напряжений неразрушающим методом для учета их в работе конструкции.

*Приведены результаты исследований остаточных напряжений в прокатных профилях после прокатки и правки.*

*Resulted results of researches of remaining tensions in rental types after rolling and correction.*

**Библиографический список.**

1. Вишняков Я.Д., Пискарев В.Д. Управление остаточными напряжениями в металлах и сплавах. – М: Металлургия, 1989. – 252 с.

2. Остаточные напряжения в заготовках и деталях крупных машин. Сборник статей под ред. канд. тех. Наук О.Н. Михайлова. Свердловск, НИИТЯЖМАШ Уралмашизавода, 1971.

3. Биргер И.А. Остаточные напряжения. М.: Машгиз, 1963. – 232 с.

4. А. с. 1682834 СССР, МКИ<sup>3</sup> G 01 L 1/00. Способ определения остаточных напряжений / Ф.П. Смагленко, М.Г. Сторчак (СССР); № 4629082/10, заявлено 30.12.88; опубликовано 07.10.91. Бюл. № 37 – 2 с.

5. А. с. 1693404 СССР, МКИ<sup>3</sup> G 01 L 1/00. Способ определения остаточных напряжений / А.И. Архипов, А.Б. Пряжников, Ю.Н. Темис, В.В. Чернавский (СССР); № 4689864/10, заявлено 16.05.89; опубликовано 23.11.91. Бюл. № 43 – 4 с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Луценко В.А.*

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.  
РАДИОТЕХНИКА



**О ПОМЕХАХ В СИСТЕМЕ РЕГУЛИРОВАНИЯ  
СКОРОСТИ ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПРИ  
ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ НЕСООСНОСТИ ДВИГАТЕЛЯ И  
ТАХОГЕНЕРАТОРА**

*У статті показано, що при рівнобіжній несоосності валів двигуна та датчика швидкості у сигналі датчика швидкості має місце гармонічна перешкода, зменшуюча якість системи регулювання. Дається методика розрахунку параметрів цієї перешкоди.*

При центровке исполнительного двигателя и тахогенератора практически всегда существует параллельная несоосность двух валов. Это приводит к появлению в сигнале, снимаемом с якоря тахогенератора, гармонической помехи, снижающей точность регулирования скорости электропривода.

В данной статье рассматривается ранее не изучавшийся вопрос расчета допустимой величины параллельной несоосности (эксцентриситета  $\varepsilon$ ) двух валов (двигателя и тахогенератора) при известных величинах скорости ведущего вала ( $\omega_0$ ), радиусе полумуфты ведомого вала ( $R$ ) и допустимой амплитуде гармонической помехи  $\Delta\omega = \omega \mp \omega_0$ .

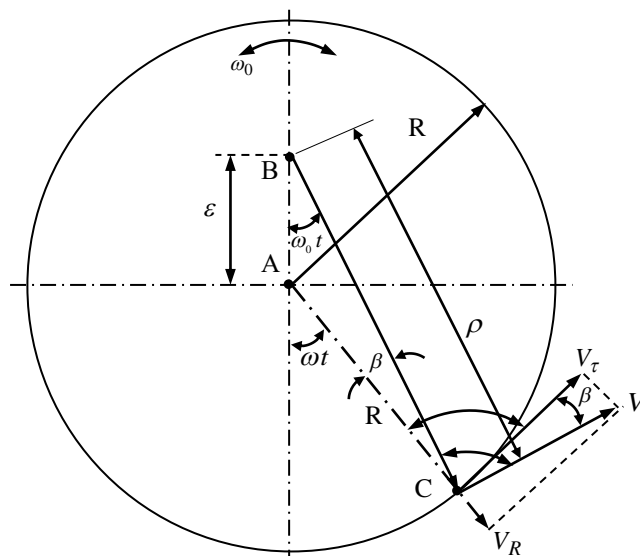


Рисунок 1 – Геометрические параметры полумуфт вращения

На рис. 1 показаны основные параметры ведущей полумуфты, вращающейся вокруг центра в точке А.

Ведомый вал с полумуфтой вращается вокруг точки В и смещен по отношению к ведущему валу на величину параллельной несоосности  $\varepsilon$ .

Ведомая полумуфта совершает периодические радиальные перемещения относительно центра ведущего вала из-за параллельной несоосности валов.

Это приводит к тому, что при  $\omega_0 = const$  ведущего вала скорость  $\omega$  ведомого вала не остается постоянной, а колеблется вокруг среднего значения, равного  $\omega_0$  с частотой  $f = \frac{\omega_0}{2\pi}$  и амплитудой, зависящей от параллельного смещения валов  $\varepsilon$ , радиуса окружности вращения ( $R$ ) и величины скорости  $\omega_0$ .

Окружная скорость полумуфты

$$V = \omega_0 \rho, \quad (1)$$

где  $\rho$  – переменный радиус вращения ведущей полумуфты.

Угловая скорость ведомой полумуфты определяется тангенциальной составляющей скорости  $V$  и радиуса  $R$ , а именно:

$$\omega = \frac{V_\tau}{R}, \quad (2)$$

$$\text{где } V_\tau = V \cdot \cos \beta = \omega_0 \rho \cos \beta. \quad (3)$$

По теореме синусов (см. рис. 1):

$$\frac{\varepsilon}{\sin \beta} = \frac{R}{\sin \omega_0 t} = \frac{\rho}{\sin (\pi - \omega t)}, \text{ откуда}$$

$$\sin \beta = \frac{\varepsilon}{R} \sin \omega_0 t, \quad (4)$$

$$\cos \beta = \sqrt{1 - \sin^2 \beta} = \sqrt{1 - \frac{\varepsilon^2}{R^2} \sin^2 \omega_0 t}. \quad (5)$$

Учтем теперь, что для реальных кинематик  $\varepsilon \ll R$ . Тогда

$$\frac{\varepsilon^2}{R^2} \sin^2 \omega_0 t \ll 1,$$

и для расчетов можно принять  $\cos \beta \cong 1$ .

После подстановки (3) в (2) получим:

$$\omega = \frac{\omega_0 \rho}{R} \cos \beta \approx \omega_0 \frac{\rho}{R}. \quad (6)$$

Переменный радиус  $\rho$  определяется по теореме косинусов:

$$R^2 = \rho^2 + \varepsilon^2 - 2\rho \cdot \varepsilon \cos \omega_0 t. \quad (7)$$

Запишем (7) в виде квадратного уравнения

$$\rho^2 - 2\varepsilon \cos \omega_0 t \cdot \rho - (R^2 - \varepsilon^2) = 0,$$

решение которого представим в следующем виде:

$$\rho_{1,2} = \varepsilon \cos \omega_0 t \pm \sqrt{\varepsilon^2 \cdot \cos^2 \omega_0 t + R^2 - \varepsilon^2} = \varepsilon \cos \omega_0 t \pm \sqrt{R^2 - \varepsilon^2 \cdot \sin^2 \omega_0 t}$$

Учитывая малость  $\varepsilon^2 \cdot \sin^2 \omega_0 t$  по отношению к  $R^2$ , без большой погрешности можно записать, что

$$\rho_{1,2} = \varepsilon \cos \omega_0 t \pm R. \quad (8)$$

После подстановки (8) в (6), получим

$$\omega = \omega_0 \frac{\varepsilon \cos \omega_0 t \pm R}{R} = \omega_0 \left( \frac{\varepsilon}{R} \cos \omega_0 t \pm 1 \right), \text{ или}$$

$$\Delta\omega = \omega \mp \omega_0 = \omega_0 \frac{\varepsilon}{R} \cos \omega t. \quad (9)$$

Например, при скорости ведущего вала  $n_0=1000$  об/мин ( $\omega_0=104,67$  1/с), радиусе ведущей полумуфты  $R=100$  мм и параллельной несоосности валов  $\varepsilon=0,05$  мм максимальная амплитуда гармонической помехи при  $\cos \omega t = 1$  составит

$$\Delta\omega = 104,67 \cdot \frac{0,05}{100} = 0,052 \text{ 1/с.}$$

Соотношение (9) позволяет также определить и допустимую несоосность ( $\varepsilon$ ) по максимально допустимой амплитуде  $\Delta\omega$  гармонической помехи:

$$\varepsilon = \frac{\Delta\omega}{\omega_0 \cos \omega t} \cdot R \quad (10)$$

Таким образом, параллельное смещение (несоосность) валов при неточной центровке двигателя и тахогенератора обуславливает появление в скорости ведомого вала периодической составляющей с частотой  $f = \frac{\omega_0}{2\pi}$ . Амплитуда этой помехи в соответствии с выражением (9) определяется параметрами  $\omega_0$ ,  $\varepsilon$  и  $R$ .

*В статье показано, что при параллельной несоосности валов двигателя и датчика скорости в сигнале датчика скорости появляется гармоническая помеха, снижающая качество системы регулирования. Дается методика расчета параметров этой помехи.*



*In the article it is shown, that at a parallel misalignment of shafts of the engine and the speed sensor in a signal of a speed sensor appears harmonic a handicap reducing quality of system of regulation. The design procedure of parameters of this handicap is given.*

**Библиографический список.**

1. Зеленов А.Б. Теория электропривода, часть 2.- Алчевск: ДонГТУ, 2005. – 512 с.
2. Бесекерский В.А., Попов Е.П. Теория систем автоматического регулирования.—М.:Наука, 1966.—992 с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Денищиком Ю.С.*

*д. т. н., проф. Денищик Ю.С.  
(ГМЦ «Орион» ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **АНАЛИЗ СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ ЛАЗЕРНОЙ ЛОКАЦИИ КОСМИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ И ОПТИМАЛЬНОГО ПОСТРОЕНИЯ ЛЛС**

*Розглянуті спроби різних колективів фахівців досягнути оптимальної побудови супутникових лазерно-локаційних станцій (ЛЛС). Проаналізований сучасний стан відповідної наукової галузі. Показано, що для оптимізації ЛЛС за важливішими показниками необхідні інші критерії в порівнянні з раніш запропонованими.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Интенсивное развитие технологий, имеющих глобальное значение, например, - космической связи и навигации, вызвало необходимость использования научно-технического потенциала многих стран мира с созданием международных координационных центров. Степень участия какого-либо государства в соответствующих проектах характеризует уровень его развития и является приоритетным международным ориентиром.

К глобальным технологиям можно в полной мере отнести методы и средства, применяемые при использовании ГИС (геоинформационных систем) и GPS (Global Positioning System). ГИС и GPS посвящен сайт {<http://www.gisa.ru/>}. Пожалуй, самым эффективным применением ГИС- и GPS-технологий является организация различных мониторингов состояний окружающей среды и отдельных объектов - как природных, так и созданных человеком. Соответствующая задача начинает решаться в Донбассе, опасное экологическое состояние которого общеизвестно.

Одним из мощных средств поддержки указанных глобальных технологий является лазерная локация космических объектов (КО), в основном – искусственных спутников Земли. Обычно, она решает две задачи: весьма точное, по сравнению с другими методами, определение координат КО при известных координатах пунктов расположения лазерных локационных станций (ЛЛС) и такое же точное определение координат этих пунктов при известных координатах КО. Последнее относится к прецизионным определениям смещений элементов земной поверхности под воздействием природных и техногенных факторов. Как

правило, с помощью ЛЛС измеряют дальности КО, изменяющиеся по мере их движения. Полные координаты КО в отдельные моменты времени вычисляются в международных центрах обработки информации. Она поступает через "Internet" от пунктов размещения ЛЛС. Технически развитые страны мира имеют сети таких станций или отдельные ЛЛС, которые образуют глобальную сеть, относящуюся к центру обработки информации "International Laser Ranging Service» (США) {<http://ilrs.gsfc.nasa.gov/>}. Он объединяет только ЛЛС мирового уровня, имеющие точности определения координат КО не хуже 10 см и предельные дальности действия около 30000 км.



Рисунок 1 – ЛЛС глобальной сети «ILRS»

Несмотря на то, что принципы действия ЛЛС и радиолокационных станций (РЛС) близки и понятны даже неспециалисту, лазерные спутниковые системы довольно сложны, и их построение вызывает много споров в части требований к параметрам отдельных устройств. Выбор этих параметров с учетом назначения станции определяет эффективность ее применения и часто играет решающую роль. Поэтому ниже проанализированы разные варианты построения ЛЛС с использованием элементов теории оптимизации и с привлечением экспериментальных данных, полученных ведущими научными коллективами за рубежом. Экспериментальный перебор вариантов построения станции одним коллективом ученых или даже одной страной экономически нецелесообразен ввиду значительной стоимости таких работ.

#### **Анализ последних достижений и публикаций**

Оптимальное построение ЛЛС привлекало внимание специалистов еще при становлении лазерной локации, как новой области радиофизики, в 60-е годы прошлого столетия. Некоторое оживление интереса к этому

вопросу проявилось в 80-х годах, когда в активных элементах передающих устройств ЛЛС гранат начал вытеснять рубин. В конце 90-х годов прошлого столетия появились предложения существенно изменить энергетические соотношения при лазерной локации спутников для облегчения режима работы лазера за счет использования передовых технологий квантовой электроники и быстро развивающихся компьютерных средств обработки информации. В соответствии с этой концепцией NASA США был разработан проект системы «SLR 2000», который был представлен на 11 конференции "ILRS" в Германии в 1998 году. Архив материалов находится по адресу {<http://www.wettzell.ifag.de/veranstaltungen/slr/11thlaserworkshop/>}.

Экспериментальная проверка системы «SLR 2000» состоялась в 2004 году. Тогда же на 14-ой конференции "ILRS" в Испании были показаны результаты этой работы вместе с результатами выполнения однотипного проекта в Астрономической обсерватории (АО) Граца (Австрия). Архив материалов находится по адресу {<http://cddis.gsfc.nasa.gov/lw14/index.html>}. Оказалось, что достичь поставленной цели по облегчению режима работы лазера наряду с улучшением важнейших характеристик ЛЛС в достаточной степени не удалось. К этим важнейшим характеристикам относятся: предельная дальность действия ЛЛС и точность измерения дальности космического объекта (КО). Предельная дальность действия характеризует максимальное расстояние до КО, дальность которого еще можно измерить.

Суть концепции системы «SLR 2000» заключается в уменьшении на несколько порядков энергии излучения каждого из зондирующих импульсов передатчика ЛЛС с таким же повышением частоты следования этих импульсов. В теоретическом обосновании [1] данной концепции упор делался на увеличение или сохранение средней мощности лазера по сравнению с тем же параметром хорошо зарекомендовавших себя ЛЛС, например, - серии «MOBLAS». При этом предполагалось, что указанные выше наиболее важные характеристики станции, по крайней мере, не ухудшатся. В том же обосновании [1] влияние шумов аналитически не учитывалось и вероятность ложной тревоги (принятия шума за сигнал) не рассматривалось. Весьма существенно еще то, что влияние длительности лазерного импульса на упомянутые важнейшие характеристики ЛЛС не принималось во внимание. Однако здесь надо отметить большие конструктивные и технологические успехи коллектива, создававшего систему «SLR 2000».

### Постановка задачи

Необходимо выполнить анализ причин, не позволивших в достаточной степени получить ожидаемые результаты при создании системы «SLR 2000», и предложить теоретическую модель для оценок эффективности того или иного построения ЛЛС с привлечением экспериментально полученных данных для проверки теоретических положений.

### Изложение материала с обоснованием полученных результатов.

В начале 90-х годов прошлого столетия автором настоящей работы была предложена методика определения эффективности применения ЛЛС различной конфигурации с позиций теории оптимизации, которая была развита в работе [2] и является ее частью. К тому же, в работе [2] показано, что шумы оказывают сильное влияние на вероятность обнаружения сигналов, отраженных от КО, при малом среднем количестве принимаемых сигнальных фотонов  $\bar{N}_s < 1$  за  $M$  посылок зондирующего импульса, как в большинстве ЛЛС.

В работе [2] за основу для рассуждений принималось локационное уравнение, предложенное широко известным специалистом по радиолокации М. Сколником (США) [3]:

$$P_t = \frac{4\pi \cdot R^4 \cdot P_r \cdot \Theta_t^2}{A_e \cdot \sigma \cdot S_t \cdot S_r}, \quad (1)$$

где  $P_t$  – импульсная мощность передатчика (лазера) ЛЛС;  $R$  – расстояние до КО;  $P_r$  – пороговая мощность приема отраженного сигнала;  $\Theta_t$  – угловая ширина луча передающего телескопа;  $A_e$  – площадь апертуры приемного телескопа;  $\sigma$  – эффективная площадь рассеивания КО;  $S_t$  – коэффициент пропускания атмосферы;  $S_r$  – коэффициент пропускания оптических элементов ЛЛС. Средняя мощность передатчика может быть записана так:  $P_a = P_t \cdot \tau_{zu} \cdot f_{zu} = E_{zu} \cdot f_{zu}$ . Здесь  $\tau_{zu}$  и  $f_{zu}$  – соответственно длительность и частота следования зондирующих импульсов передатчика;  $E_{zu}$  – энергия его зондирующего импульса, равная энергии  $E$  лазера. Заметим, что средняя мощность более характерна для РЛС обзора пространства радиодиапазона, а не импульсных ЛЛС. В лазерных станциях трудно достичь больших значений  $P_a$  из-за принципиальных энергетических ограничений твердотельных квантовых генераторов и усилителей.

В выражении (1) пороговая мощность  $P_r$  определяет уровень мощности электрического сигнала от фотодетектора, ниже которого этот сигнал не может быть зарегистрирован остальными устройствами ЛЛС. В качестве фотодетекторов обычно применяются фотоэлектронные умножители (ФЭУ). Для квантовых систем в соответствии с [3] имеем:

$$P_r = \frac{N_s h \nu}{\eta \tau_s}, \quad (2)$$

где  $N_s$  - минимальное количество фотонов на входе фотодетектора, достаточное для регистрации остальными устройствами ЛЛС сигнала, отраженного от КО, т.е. - энергетический порог;  $h$  - постоянная Планка;  $\nu$  - частота оптического сигнала;  $\eta$  - квантовая эффективность фотодетектора;  $\tau_s$  - временной интервал наблюдения сигнала.

Заметим, что в формулу (2) входит отношение  $N_s h \nu / \tau_s$ , имеющее размерность мощности. В его числителе – энергия фотонов с количеством  $N_s$ . В знаменателе – временной интервал  $\tau_s$ , в течение которого эти фотоны регистрируются. Данный интервал может устанавливаться в электронных устройствах ЛЛС и носит название «временные ворота». Чем этот интервал короче, тем меньше вероятность регистрации фотонов шума от посторонних источников света, но чувствительность приема ниже, т.к. порог  $P_r$  - выше, и - наоборот. Входящая в формулу (2) квантовая эффективность  $\eta < 1$ , поэтому порог  $P_r$  регистрации электрических сигналов от фотодетектора выше, чем в идеальном случае - при  $\eta = 1$ . Значение  $N_s$  в формуле (2) - целое число, и для дискретного способа приема может иметь минимальное значение  $N_s = 1$ . Однако при подсчете упомянутого выше среднего количества пришедших от КО фотонов за  $M$  посылок зондирующего импульса передатчика, когда  $\bar{N}_s < 1$  можно говорить о чувствительности приемного устройства ЛЛС «в десятые, сотые и т.д. доли фотона», сигнального, пришедшего от КО. Но на значении  $N_s$  в формуле (2) это никак не сказывается, оно остается целым и не меньшим, чем  $N_s = 1$ .

Погрешность измерения дальности КО при любых способах приема отраженного от КО сигнала в первом приближении может быть представлена следующим выражением [4, 5]:

$$\Delta R \approx K_r \frac{\tau_{зи}}{\sqrt{N_s M}}, \quad (3)$$

где  $K_r \approx 0,5c$ ;  $c$  - скорость света;  $\bar{N}_s$  - среднее количество фотонов сигнала в пределах  $\tau_s$  за  $M$  посылок зондирующего импульса, приходящееся на участок движения КО, для которого усредняются результаты измерений при расчетах погрешности. При накоплении результатов отдельных измерений погрешность  $\Delta R$  может быть уменьшена в  $\sqrt{M}$  раз в соответствии с правилами вычисления дисперсии случайной величины, но не становится меньше, чем в 10 раз, как показано в работе [4]. Поэтому для получения объективных сравнительных оценок эффективности применения того или иного варианта построения ЛЛС при больших отличиях по  $f_{zu}$  необходимо, прежде всего, рассматривать однократный режим измерений при  $M = 1$ .

Учитывая упомянутые выше важнейшие характеристики, выберем в соответствии с теорией оптимизации [6] для всех рассматриваемых вариантов построения ЛЛС два показателя качества: предельную дальность действия  $R_{\max}$  и погрешность измерений дальности  $\Delta R$ . Эти показатели качества (критерии оптимизации) характеризуют эффективность применения ЛЛС. Чем больше значение  $R_{\max}$  и чем меньше значение  $\Delta R$ , тем лучше ЛЛС, и эффективность ее применения выше.

Для первого показателя качества может быть записано следующее выражение, полученное из формулы (1):

$$R_{\max} = 4 \sqrt{\frac{P_{t\max} \cdot A_e \cdot \sigma \cdot S_t \cdot S_r}{4\pi \cdot P_r \cdot \Theta_t^2}}, \quad (4)$$

где  $P_{t\max}$  - максимальная импульсная мощность передатчика, соответствующая предельной дальности действия  $R_{\max}$ .

Второй показатель качества  $\Delta R$  определяется формулой (3).

Для наглядного численного представления результатов анализа эффективностей применения различных лазеров в ЛЛС введем комплексный показатель качества в виде дроби, который прямо пропорционален предельной дальности действия станции  $R_{\max}$  и обратно пропорционален относительной погрешности измерений дальности  $\Delta R/R_{\max}$ . Комплексный показатель качества известен из теории оптимизации [6].

После подстановки формулы (2) в выражение (4) и обоснованных преобразований и допущений, приведенных в работе [2], которые упрощают выражение для комплексного показателя качества, получим:

$$F = \frac{R_{\max}}{\Delta R/R_{\max}} = K \sqrt{\frac{P_{t\max}}{\tau_{zu}} \cdot \frac{S_t \eta}{\lambda^3}}, \quad (5)$$

где  $K$  – постоянный коэффициент для всех рассматриваемых ЛЛС;  $\lambda$  – длина волны излучения лазера, что позволяет применять предложенный метод анализа для разных активных сред.

Комплексный показатель качества (5) в теории оптимизации еще называют целевой функцией. Это название отражает цель анализа – стремление к оптимальности. Чем больше значение  $F$ , тем ближе характеристики ЛЛС к оптимальным. При этом предельная дальность действия станции  $R_{\max}$  увеличивается и (или) погрешность измерений дальности  $\Delta R$  – уменьшается.

При выводе формулы (5) для упрощения и наглядности были приняты следующие условия.

КО оснащен уголковыми отражателями, параметры которых неизменны. Предполагалось также, что в ЛЛС изменяются только параметры применяемого лазера. Регистратор и фотодетектор одинаковые для всех рассматриваемых вариантов построения ЛЛС. Телескопы тоже одинаковые. Расходимости излучения лазеров учитывались как дифракционные для всех вариантов построения ЛЛС. Принималось, что  $N_s = \bar{N}_s \geq 1$ , т.к. рассматривается однократный режим работы ЛЛС при  $M = 1$ , как указывалось выше. Это означает также, что от КО приходит такое количество фотонов, которое достаточно для регистрации отраженного от КО сигнала. В формуле (2)  $N_s$  не может быть меньше единицы. Вводилось также условие, что  $\tau_s \approx \tau_{zu}$ , что в принципе может иметь место. Заметим, что в случае использования одинаковых устройств сравниваемых ЛЛС, кроме лазеров, и одинаковых средств обработки информации, возможности отдельных станций в однократном и частотном режимах работы взаимосвязаны.

Как видно из формулы (5), лучшими будут ЛЛС, которые имеют как можно большие значения  $P_{t\max}$  при одинаковых или близких остальных параметрах или минимальные значения  $\tau_{zu}$  при том же условии. В первом случае обеспечивается максимальная дальность действия станции, во втором – минимальная погрешность измерений дальности КО в соответствии с формулой (3). Возможна также одновременная максимизация числителя ( $P_{t\max}$ ) и минимизация знаменателя ( $\tau_{zu}$ ) первой дроби под корнем. При этом  $F$  будет иметь еще большие значения, и ЛЛС будет еще лучше по принятому комплексному критерию оптимизации.

При близких значениях  $\tau_{zu}$  передатчиков ЛЛС можно преобразовать формулу (5) и при анализе ориентироваться на энергию лазерного импульса  $E = E_{zu}$ . При этом целевая функция характеризует, в



основном, предельную дальность действия ЛЛС при ослабленном отражении ее точности:

$$F' = K \frac{1}{\tau_{zu}} \sqrt{P_{t\max} \cdot \tau_{zu} \cdot \frac{S_t \eta}{\lambda^3}} = K' \sqrt{E_{zu} \frac{S_t \eta}{\lambda^3}}. \quad (6)$$

Все КО, наблюдаемые ЛЛС, можно условно разделить на три вида: низкие, для них  $R_{\max} \leq 5000$  км (например, “ALISA”, “TOPEX”); средние по высоте, для них  $5000 \leq R_{\max} \leq 10000$  км (например, “LAGEOS”) и высокие, для которых  $R_{\max} \geq 10000$  км (например, “GPS”, “ЭТАЛОН”).

В таблице 1 приведены результаты расчетов значений  $F$  по формуле (5). Рассматривались следующие варианты построения системы: ЛЛС с лазером «1», как у SLR 2000; ЛЛС с лазером «2», как в АО Граца; ЛЛС с лазером «3», как в Астрономической обсерватории Львовского национального университета (АО ЛНУ). Лазер «3» близок по параметрам к лазеру системы «MOBLAS».

В таблице 2 показаны результаты расчетов значений  $F'$  по формуле (6). Рассматривалась ЛЛС с лазером «4», как в Крымской астрофизической обсерватории и с лазером «1» из таблицы 1. Длительности зондирующих импульсов этих ЛЛС близки, как и средние мощности лазеров при различиях по  $P_{t\max}$  и по  $E$  около  $10^3$ .

Все рассматриваемые лазеры выполнены на гранате с удвоением частоты излучения. Коэффициент пропускания атмосферы принимался как  $S_t = 0,44$ ; квантовая эффективность фотодетектора (ФЭУ) принималась как  $\eta = 0,3$ . Это усредненные данные из нескольких источников. Размерности были опущены, что соответствует правилам теории оптимизации.  $E = E_{zu}$ .

Таблица 1 – Результаты расчетов значений  $F$  по формуле (5),  $K = 1$

Тип лазера	$\lambda$ , мкм	$P_{t\max}$ , МВт	$\tau_{zu}$ , нс	$E$ , Дж	$f_{zu}$ , Гц	$P_a$ , Вт	$F$
«1»	0,532	0,32	0,42	$135 \times 10^{-6}$	$2 \times 10^3$	0,27	0,82
«2»	0,532	40	0,01	$400 \times 10^{-6}$	$2 \times 10^3$	0,8	59,5
«3»	0,532	770	0,13	$100 \times 10^{-3}$	5,0	0,5	72,5

Таблица 2 – Результаты расчетов значений  $F'$  по формуле (6),  $K' = 1$

Тип лазера	$\lambda$ , мкм	$P_{t\max}$ , МВт	$\tau_{zu}$ , нс	$E$ , Дж	$f_{zu}$ , Гц	$P_a$ , Вт	$F'$
«4»	0,532	286	0,35	0,1	5,0	0,5	15,9
«1»	0,532	0,32	0,42	$135 \times 10^{-6}$	$2 \times 10^3$	0,27	0,53

Из данных таблицы 1 видно, что самой низкой эффективностью по  $F$  обладает система с лазером «1», как у SLR 2000, наивысшую эффективность имеет ЛЛС с лазером «3», как у “MOBLAS” и ЛЛС АО ЛНУ, промежуточное положение занимает ЛЛС с лазером «2» как у ЛЛС АО Граца. Таблица 2 показывает явное преимущество ЛЛС с лазером «4» над ЛЛС с лазером «1» по показателю  $F'$ .

На рис. 1-3 показаны результаты экспериментов, проведенных в США и в Австрии, заимствованные из материалов 14-ой конференции “ILRS” в Испании и подтверждающие правильность результатов выполненного теоретического анализа. На этих рисунках показаны в виде точек отклики от КО и шумы, поступающие на регистратор в виде однофотоэлектронных импульсов (ОФЭИ) от фотодетектора. Шкалы по вертикали – расстояния до КО в виде прилегающих к предвычисленному значению увеличенных участков, по горизонтали – текущее время сеансов локации. Видно, что система SLR 2000 с лазером «1» дает четкий «след» на фоне шумов от низкого спутника “TOPEX” (рис.1), для средних и высоких спутников получить такой же результат не удалось. ЛЛС АО Граца с лазером «2» дает такой же «след» для среднего по высоте спутника “LAGEOS” (рис.2), а для высокого спутника “GPS” наблюдаются шумы, размывающие изображение «следа», или вообще нет ОФЭИ. По данным автора и многих конференций ЛЛС с лазерами «3» и «4» уверенно обнаруживают и позволяют наблюдать КО всех трех оговоренных выше видов.

Наиболее точной по дальности оказывается ЛЛС с лазером «2», благодаря минимальному значению  $\tau_{zu}$ . Это обеспечило ей значение  $F$ , немногим меньшее, чем у ЛЛС с лазером «3», несмотря на значительно меньшее значение  $P_{t\max}$ . За счет укороченного зондирующего импульса у ЛЛС с лазером «2»  $P_t$  на два порядка выше, чем у ЛЛС с лазером «1». Поэтому уменьшение  $\tau_{zu}$  выгодно не только для повышения точности по дальности, но и для увеличения  $P_{t\max}$ , а значит и предельной дальности действия ЛЛС.



уточненной теоретической модели с введением условий работы ЛЛС и экспериментальная ее проверка. Это позволит адаптивно управлять станцией.

*Рассмотрены попытки разных коллективов специалистов достичь оптимального построения спутниковых лазерно-локационных станций (ЛЛС). Проанализировано современное состояние соответствующей научной отрасли. Показано, что для оптимизации ЛЛС по наиболее важным показателям необходимы другие критерии по сравнению с ранее предложенными.*

*The attempts of different collectives of specialists to attain the optimum construction of the satellite laser-locating stations (LLS) are considered. The modern state of the proper scientific industry is analyzed. It is shown that for optimization of LLS on the most essential indexes other criteria are needed as compared to before offered.*

#### **Библиографический список.**

1. *Degnan J. United Approach to Photon-Counting Microlaser Ranges, Transponder and Altimeters // Geosciences Technology Office, Code 920.3 NASA Goddard Space Flight Center Greenbelt. – MD20771USA. – 2001. – С. 431-447.*

2. *Денищик Ю.С., Дрюченко А.М., Нагай И.В. Лазерная локация спутников // Вестник астрономической школы. – Киев: Изд. Национального авиационного университета. – 2002. – Т 3, № 2. – С.58 - 69.*

3. *Radar Handbook. Editor-In-Chief Merrill I. Skolnik. – McGraw-HILL BOOK Company. – 1970.*

4. *Гамал К. Состояние и перспективы использования техники лазерной локации ИСЗ // Квантовая электроника. – 1976. – Т. 3. - С.1158 – 1160.*

5. *Лазерные измерительные системы / А.С. Батраков, М.М. Бутусов, Г.П. Гречка и др.; под ред. Д.П. Лукьянова. – Москва: Радио и связь. - 1981.-456 с.*

6. *Гуткин Л.С. Оптимизация радиоэлектронных устройств по совокупности показателей качества. Москва: Советское радио. - 1975. - 368 с.*

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Зеленовым А.Б.*

*д. т. н., проф. Денищик Ю.С.,  
аспирант Любич И. В.  
(ГМЦ «Орион» ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ЛАЗЕРНЫХ АКТИВНЫХ СРЕДАХ ДЛЯ ПЕРЕДАТЧИКОВ ЛЛС**

*У статті обґрунтована необхідність дослідження енергетичної ефективності активних середовищ передавачів лазерно-локаційних станцій. Запропонована теоретична модель для чотирьохрівневих активних середовищ з використанням результатів, що були отримані раніше для трьохрівневого активного середовища (рубін). Наведена порівняльна оцінка енергетичної ефективності накачування стержнів з рубіну та гранату. Подані рекомендації щодо використання лазерів на відповідних активних середовищах.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Современные лазерно-локационные станции (ЛЛС) позволяют определять расстояния до космических объектов с точностью до единиц сантиметров при дальности в десятки тысяч километров.

Возможности локационной станции главным образом обусловлены характеристиками передатчика [1]. В передающих устройствах импульсных некогерентных ЛЛС в основном используются твердотельные лазеры на трех и четырехуровневых активных средах.

Преимущественное использование данных типов лазеров обусловлено сравнительно высоким временем жизни частиц метастабильного уровня ( $10^{-5}..10^{-2}$ с) и высокой концентрацией активных носителей в единице объема ( $10^{19}$  см<sup>-3</sup>). Это позволяет накапливать в активных элементах лазеров значительную энергию с последующим излучением оптического импульса высокой мощности ( $10^{10}$  Вт).

### **Постановка задачи.**

Необходимо отметить, что потери в активном элементе лазера одни из самых значительных. Целесообразен поиск оптимального по КПД режима работы лазера при котором эффективность активной среды была бы максимальна. Для того, чтобы оценить энергетическую эффективность режима работы лазера, необходимо дать количественную оценку преобразования энергии накачки. В связи с

этим представляет интерес разработка теоретической модели, приемлемой для оперативных оценок преобразования энергии с учетом усиления люминесценции в активных элементах твердотельных лазеров с накачкой оптическими импульсами.

#### **Анализ последних достижений и публикаций.**

За основу взята теоретическая модель для трехуровневых активных сред, приведенная в работе [2], которая была дополнена учетом нелинейной зависимости плотности люминесценции и инверсии населенности [3], также были учтены коэффициенты отражения от торцов стержня [4]. В указанных работах при изучении энергетической эффективности исследовалась трехуровневая активная среда на примере рубина. Представляет интерес выполнение подобного анализа для лазеров на четырехуровневых активных средах, преимущественно, на YAG:Nd.

Для определения условий, при которых наиболее эффективно используется накачка трехуровневых и четырехуровневых сред, проведены расчеты для стержней рубина и граната с одинаковыми габаритами (длина стержня 8 см). Кроме габаритов и коэффициентов, отражающих физические свойства активного тела, в модели используются относительные величины: приведенная энергия импульса накачки и длительность относительно времени жизни частиц на метастабильном уровне. Такой подход упрощает анализ результатов.

#### **Изложение материала с обоснованием полученных результатов.**

Энергетические процессы, происходящие в активном теле лазера, описываются исходя из уравнений баланса населенностей уровней. В процессе создания инверсии населенности и усиления среды важна разность концентраций основного и метастабильного уровней. Выражения для населенностей метастабильных уровней ( $n_2, n_3$ ) определены с учетом пренебрежения вероятностями неоптических и неосновных переходов [5].

Основой модели является целевая функция  $\phi$ , прямо пропорциональная энергии излучения лазера и обратно пропорциональная потерям энергии на суперлюминесценцию за время действия импульса накачки. Запасенную средой энергию характеризует кратность  $K$  превышения населенности метастабильного уровня над пороговой.

В таблице 1 приведены основные формулы, использованные для определения энергетических эффективностей двух типов активных сред.

Таблица 1 – Основные формулы для расчета энергетической эффективности трехуровневых и четырехуровневых активных сред.

Трехуровневая активная среда	Четырехуровневая активная среда
$\frac{n_2}{n} = \frac{E}{E + \tau_u / T_{21}} \left[ 1 - e^{-\frac{(E + \tau_u / T_{21}) t}{T_{21}}} \right]$	$\frac{n_3}{n} = E \frac{T_{32}}{\tau_u} \left[ 1 - e^{-\frac{t}{T_{32}}} \right]$
$k_{21}bl = \frac{(k_{21})_0 bl}{1 + a \frac{\chi_{21} - (k_{21})_0}{\chi_{21}} \cdot \frac{\chi_{21} + (k_{21})_0}{k_{21}} \cdot \left[ 1 - \frac{(1-r)(1-e^{-k_{21}bl})}{k_{21}bl(1-re^{-k_{21}bl})} \right]}$	$k_{32}bl = \frac{(k_{32})_0 bl}{1 + 2a\sigma \frac{\chi_{32} - (k_{32})_0}{\chi_{32}} \cdot \left[ 1 - \frac{(1-r)(1-e^{-k_{32}bl})}{k_{32}bl(1-re^{-k_{32}bl})} \right]}$
$P_{cl} = a \frac{\chi_{21} + k_{21}}{k_{21}} \left[ \frac{1-r}{k_{21}bl} \frac{e^{k_{21}bl} - 1}{1 - re^{k_{21}bl}} - 1 \right]$	$P_{cl} = 2a \left[ \frac{1-r}{k_{32}bl} \frac{e^{k_{32}bl} - 1}{1 - re^{k_{32}bl}} - 1 \right]$
$\Delta_k = \Delta_0 + \Delta_n \ln \frac{\Delta_k}{\Delta_0}$	
$K = \frac{\Delta_0}{\Delta_n}$	
$\phi = \frac{\Delta_0 - \Delta_k}{\Delta_n} \int_0^{t_u} P_{cl} dt$	

где  $n_2, n_3$  - населенности уровней;  
 $\chi$  - предельный коэффициент усиления;  
 $k_0$  - максимально возможное значение коэффициента усиления при данной накачке;  
 $r$  - коэффициент отражения от торцов стержней;  
 $K$  - кратность перенаселенности метастабильного уровня;  
 $\Delta_k$  - значение перенаселенности, которое устанавливается в активной среде сразу после излучения;  
 $\Delta_n$  - пороговое значение перенаселенности;  
 $P_{cl}$  - мощность, затрачиваемая на усиление люминесценции;  
 $\Delta_0$  - значение начальной перенаселенности активной среды на момент  $t = \tau_u$ , до генерации моноимпульса лазера;  
 $T_{21}, T_{32}$  - время жизни возбужденного состояния.

С помощью предложенной теоретической модели можно найти наиболее энергетически выгодные режимы работы лазеров. Данная

модель дает возможность проследить процессы накопления частиц на метастабильном уровне, излучения энергии, а также наглядно представляет изменение потерь, затрачиваемых на люминесценцию и ее усиление, в зависимости от параметров импульса накачки.

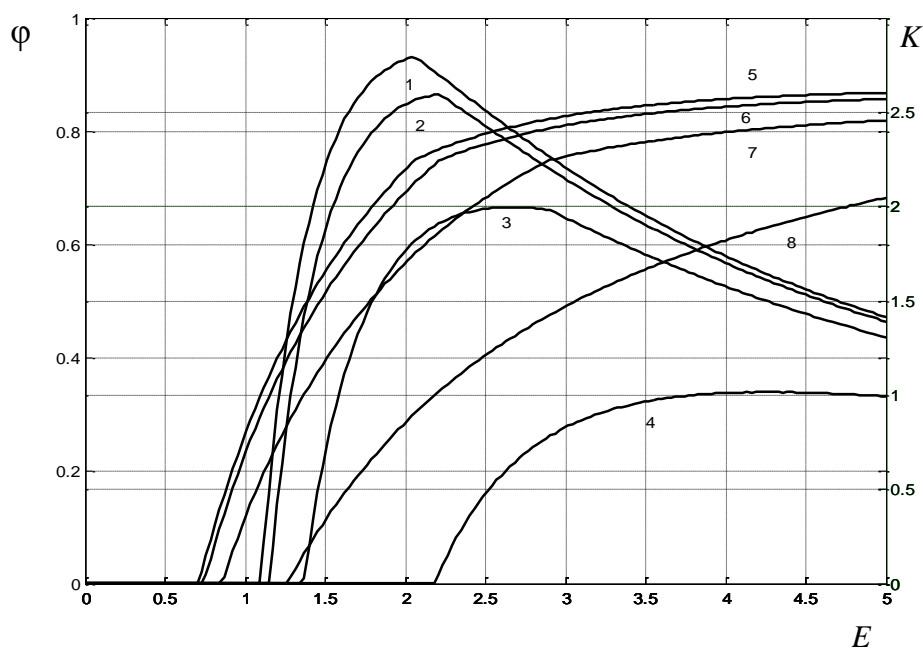
На рис. 1 показаны графики зависимостей показателя  $\phi$  и кратности  $K$  перенаселенности метастабильного уровня от приведенной энергии  $E$  накачки для трех- и четырехуровневых активных сред. Как видно, целевая функция обеих сред стремится к максимальному значению при сокращении длительности импульса накачки. При увеличении длительности импульса накачки в среде незначительно возрастает концентрация частиц на метастабильном уровне, но потери на люминесценцию и ее усиление резко возрастают. В работе [6] рекомендуются без учета люминесценции минимальные длительности импульса накачки, составляющие 0,1 – 0,2 от времени жизни частиц на метастабильном уровне. Но из приведенных графиков видно, что укорочение импульса накачки для рубина выгодно до значений 0,033 – 0,1 от времени жизни на метастабильном уровне, дальнейшее сокращение импульса накачки явно не оптимально. Для YAG:Nd можно ограничиться  $\tau_u/T_{32} = 0,1$ , так как накачка более короткими импульсами повышает  $\phi$  не существенно. Время жизни граната на порядок меньше, чем у рубина, что создает определенные трудности в формировании столь коротких импульсов накачки. Для длинных импульсов ( $\tau_u \geq T_{32}$ ) спонтанный распад существенно опустошает метастабильный уровень, поэтому значения  $\phi$  уменьшаются.

В отличие от трехуровневых сред, четырехуровневые среды имеют низкую пороговую энергию накачки, что объясняется практическим отсутствием населенности нижнего лазерного уровня, и каждый атом, оказавшийся в возбужденном состоянии, будет давать вклад в инверсию населенностей. Тогда как в трехуровневом генераторе число частиц на метастабильном уровне должно быть больше половины. Коэффициент усиления АИГ:Nd равен 18, что на много больше, чем у рубина (0,4). Поэтому усиление люминесценции в гранатовых стержнях значительно, что обуславливает низкий уровень запасаемой энергии, и выходная энергия лазеров на гранате не превышает десятых долей джоуля при любых габаритах стержней.

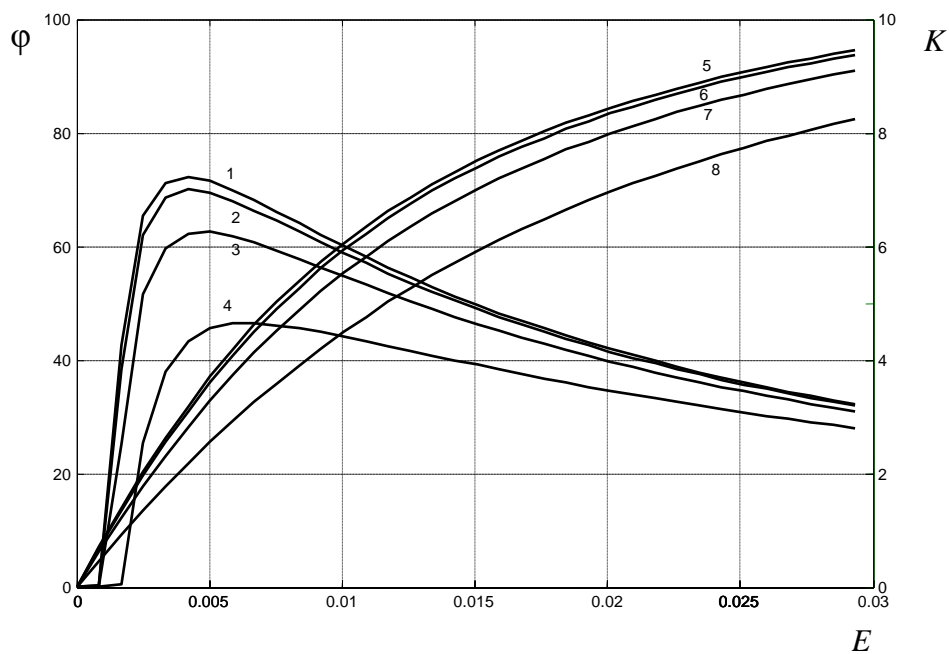
Таким образом, если необходима большая энергия импульса излучения при невысокой частоте следования зондирующих импульсов ЛЛС, целесообразно использовать рубин. При необходимости иметь невысокое энергопотребление при достаточно высокой частоте прохождения импульсов (десятки Гц), наилучшим элементом является



АИГ:Nd, который имеет невысокую пороговую энергию накачки и относительно высокий КПД.



а



б

Рисунок 1 - Графики зависимостей коэффициента преобразования энергии  $\phi$  (1, 2, 3, 4) и коэффициента перенаселенности  $K$  (5, 6, 7, 8) метастабильного уровня от энергии накачки для трехуровневой (а) четырехуровневой (б) активных сред при различных длительностях возбуждающего среду импульса  $\tau_u/T = 0.033$  (1, 5),  $\tau_u/T = 0.1$  (2, 6),  $\tau_u/T = 0.33$  (3, 7),  $\tau_u/T = 1$  (4, 8).

### **Выводы и перспективы развития данного направления.**

Моделирование энергетических процессов, происходящих в активном теле лазера, позволяет теоретически исследовать и обосновать наиболее приемлемые и энергетически выгодные режимы накачки лазера. Исследование этих процессов в лабораторных условиях затруднительно. Экспериментальный перебор вариантов параметров накачки требует большого количества времени и специального оборудования. Используя результаты моделирования, можно повысить энергетическую эффективность лазера без изменения конструкции системы накачки.

В статье обоснована необходимость исследования энергетической эффективности активных сред передатчиков лазерных локационных станций. Предложена теоретическая модель для четырехуровневых активных сред с использованием результатов, полученных ранее для трехуровневой среды (рубин). Приведена сравнительная оценка энергетической эффективности накачки стержней из рубина и граната. Даны рекомендации по использованию лазеров на соответствующих активных средах.

*The necessity of researching active medium's energy effectiveness in laser-locating stations transmitter was substantiated in the article. The theoretical model for four-level active medium was submitted, it based on the earlier results of three-level medium (ruby). The comparative appraisal of pumping energy effectiveness was showed for the ruby and neodymium-doped yttrium aluminate pivots. The application guidelines for the corresponding laser active mediums was done*

### **Библиографический список.**

1 Денищик Ю. С., Дрюченко А. М., Нагай И. В. Лазерная локация спутников // Вісник астрономічної школи. – К.: Видавництво національного авіаційного університету. – 2002. – Т. 3, № 2. – С. 58-69.

2 Денищик Ю. С. Об оценке влияния режима накачки на эффективность преобразования энергии в трехуровневой активной среде с учетом усиления люминесценции // Журнал прикладной спектроскопии. – 1987. – Т. 46, № 1. – С.164

3 Денищик Ю. С. Учет взаимного влияния инверсной заселенности и плотности люминесценции при оценке энергетической эффективности накачки трехуровневой активной среды в нестационарном режиме // ЖПС. – 1989. – Т. 51, № 5. – С. 777-781.

4 Денищик Ю. С., Нагай И. В. Улучшение энергетических характеристик лазеров для ЛЛС космического назначения// Вісник

*Східноукраїнського національного університету імені В. Даля. – Луганськ. – Видавництво СХУ ім. В. Даля. – 2006. – № 6 (100). – С. 200-206.*

*5 Методы расчета оптических квантовых генераторов/ Под ред. Б. И. Степанова. – Минск. «Наука и Техника», 1966. – Т.1. – 476 с.*

*6 Батраков А. С. – Вопросы радиоэлектроники. Сер. 12 «Общетеχνическая», 1966. – № 2. – С. 125-137*

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Зеленовым А.Б.*

*д. т. н., проф. Денищик Ю.С.,  
студенты Зыбин Д.И., Олейник А.Н.  
(ГМЦ «Орион» и кафедра радиофизики ДонГТУ,  
г. Алчевск, Украина)*

## **БЫСТРОДЕЙСТВУЮЩИЙ ИЗМЕРИТЕЛЬ ЭНЕРГИИ ЛАЗЕРНЫХ ИМПУЛЬСОВ ДЛЯ КОНТРОЛЯ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ ЛЛС**

*Запропонований швидкодіючий вимірювач енергії вихідних імпульсів передавачів супутникових лазерно-локаційних станцій (ЛЛС). Цей пристрій, на відміну від інших, не змінює параметрів ЛЛС, може працювати разом зі станцією в реальному часі та вводити результати вимірювань в комп'ютер.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Известно, что важнейшие характеристики лазерных локационных станций (ЛЛС) – предельная дальность действия и точность измерения дальности – сильно зависят от параметров передающего устройства – лазера и потерь излучения в оптических трактах станции [1]. Кроме этого, передатчик является самым энергонагруженным устройством ЛЛС и его время безотказной работы определяет надежность всей системы. Поэтому необходимы устройства, позволяющие измерять и регистрировать при помощи вычислительных средств энергию оптических импульсов лазерного передатчика до и после телескопа. Это дает возможность прогнозировать отказы при работе оборудования и вовремя принимать меры по их предотвращению, а также следить за состоянием оптических элементов телескопа, вносящих ощутимые потери лазерного излучения.

### **Анализ последних достижений и публикаций**

В существующих ЛЛС энергия лазерных импульсов измеряется периодически после ремонтов передатчика или при выполнении профилактических работ с помощью приборов «ИКТ» или «ИМО» серийного изготовления. Контроль параметров передатчика при работе станции в условиях астрономических наблюдений с помощью этих приборов невозможен. Они содержат калориметры, время остывания которых достигает нескольких минут, а период следования оптических импульсов передатчиков ЛЛС составляет десятые и сотые доли секунды. Приемлемым быстродействием обладают полупроводниковые фотоэлектронные устройства с регистрацией света путем измерения

напряжения на эквивалентном конденсаторе (емкости) обратно смещенного p-n перехода. На практике предварительно заряжают обратно смещенный фотодиод до напряжения, близкого к максимально допустимому, а потом измеряют это напряжение до и после засветки фотодиода определенной долей излучения лазера. Затем вычитают результат первого измерения из результата второго, и полученную разность ставят в соответствие значению энергии излучения лазера после предварительной калибровки с использованием стандартных (калориметрических) средств измерений. При фоновой засветке фотодиода, которая практически всегда имеет место, сначала таким же способом измеряют интенсивность фона, а потом – излучения лазера. Затем из второй вычисленной разности вычитают первую. В этом случае измерение энергии лазерного импульса выполняется в четыре этапа. Устройство для реализации такого принципа измерений описано в работе [2]. Однако оно мало приемлемо для использования в составе ЛЛС, т.к. для четырех указанных выше этапов измерений половина импульсов, запускающих передатчик от телескопа, будет использоваться в приборе и не подаваться на лазер. Данный фактор приводит к пропускам посылок зондирующих импульсов на космический объект, что снижает эффективность астрономических наблюдений и может быть отнесено к потере данных. К тому же прибор не имеет внутреннего калибратора, что затрудняет его использование. В состав калориметрических измерителей энергии такие калибраторы входят.

#### **Постановка задачи**

Создать прибор, свободный от указанных недостатков.

#### **Изложение материала с обоснованием полученных результатов.**

В ГМЦ «Орион» было разработано устройство, свободное от указанных выше недостатков, функциональная схема которого показана на рисунке 1.

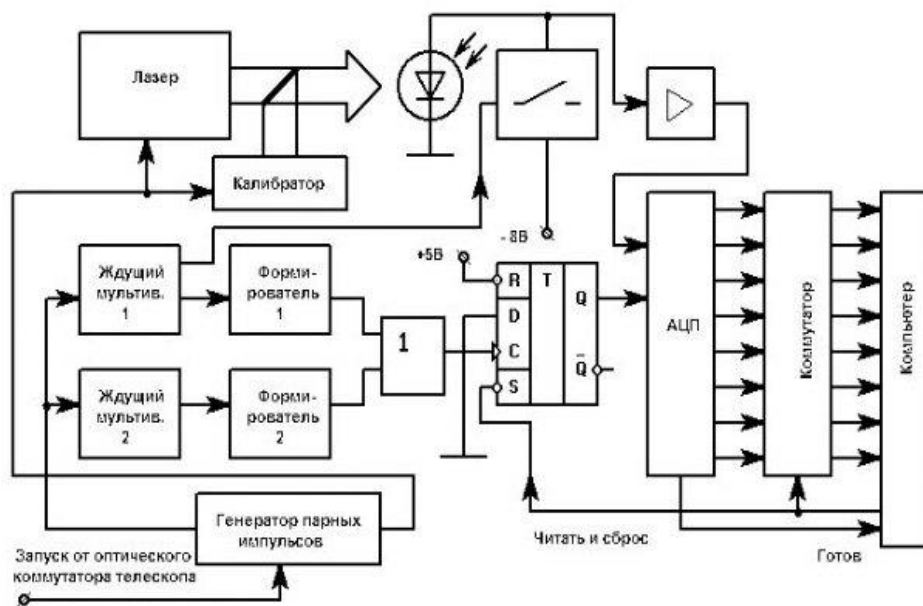


Рисунок 1- Функциональная схема измерителя энергии лазерного излучения

Основным управляющим устройством прибора является генератор парных импульсов, который по каждому сигналу запуска от телескопа ЛИС выдает два импульса длительностью по 600 мкс с временным интервалом 1 мс по передним фронтам. Первый импульс пары запускает ждущие мультивибраторы 1 и 2. Выходной импульс мультивибратора 1 через аналоговый ключ заряжает эквивалентную емкость фотодиода до обратного напряжения 8 В и по заднему фронту переводит триггер в активное состояние через формирователь 1 и схему «ИЛИ» для запуска 30 мкс цикла преобразования АЦП. По сигналу от АЦП «Готов» компьютер запускает коммутатор, происходит считывание усиленного и оцифрованного напряжения на фотодиоде, а также сброс триггера в исходное состояние. Это первый байт данных, соответствующий исходному напряжению на фотодиоде до засветки его фоном или лазерным излучением. Далее ждущий мультивибратор 2 выдает импульс длительностью 300 мкс, по заднему фронту которого формирователь 2 через схему «или» второй раз переводит триггер в активное состояние, и происходит считывание интенсивности фона за эти 300 мкс, что соответствует его энергии. Это второй байт данных. После этого генерируется второй импульс пары, по приходу которого на мультивибраторы 1 и 2 выполняются те же действия, только теперь дополнительно запускается лазер после измерения исходного напряжения на фотодиоде (третий и четвертый байты данных). Четвертый байт соответствует напряжению на фотодиоде после засветки излучением лазера и фоном. Дальше в компьютере

выполняется вычисление энергии излучения лазера по следующей формуле:

$$E_{\text{л}} = (E_{\text{л+ф}} - E_{\text{и}}) - (E_{\text{ф}} - E_{\text{и}}) = E_{\text{л+ф}} - E_{\text{ф}},$$

где  $E_{\text{л}}$  – значение энергии излучения лазера;  $E_{\text{л+ф}}$  – значение суммарной энергии излучения лазера и излучения фона;  $E_{\text{ф}}$  – значение энергии излучения фона;  $E_{\text{и}}$  – значение энергии, соответствующее исходному напряжению на фотодиоде.

При этом энергия фона отсчитывается при одном и том же времени засветки фотодиода, соответствующем интервалу накопления, что обеспечивается выбором длительностей импульсов мультивибраторов 1 и 2. Вместо лазера может запускаться введенный в устройство калибратор со светодионом, который выдает оптический импульс длительностью 1 мкс с достаточной для работы прибора интенсивностью. Для этого электрический импульс, подаваемый на светодиод, имеет амплитуду 50В, что значительно больше максимально допустимого постоянного напряжения. Однако ввиду незначительной длительности этого импульса светодиод надежно работает в этом режиме.

Принцип измерения энергии лазерного импульса с помощью измерения напряжения на обратном смещенном фотодиоде иллюстрируется осциллограммами, показанными на рисунках 2...5. На фотодиод подавалось излучение светодиода, который «зажигался» электрическими импульсами от наносекундного формирователя с длиной линии И1-7. На всех рисунках «а» - электрический импульс от формирователя, «б» - разность напряжений до и после засветки фотодиода, снимаемая с усилителя (рисунок 1). Приняты сокращения:  $M_{\text{г}}$  – масштаб по горизонтали для обеих разверток;  $M_{\text{в}}$  – масштаб по вертикали для нижней развертки (б);  $U_{\text{фл}}$  – напряжение заряда формирующей линии прибора И1-7;  $t$  – длительность электрического импульса от И1-7 и оптического импульса от светодиода.

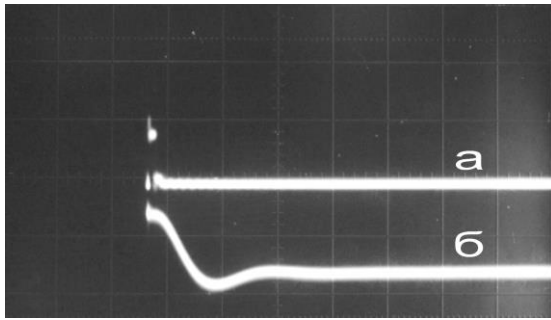


Рисунок 2 – Осциллограммы указанных параметров.  $M_T$  – 1 мкс/дел.  $M_B$  – 0,05 В/дел.  $U_{фл} = 200В$ ;  $t = 100$  нс

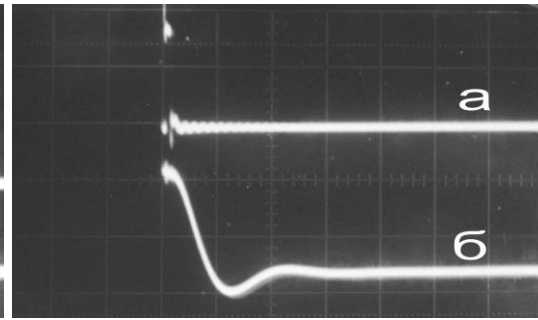


Рисунок 3 – Осциллограммы тех же параметров.  $M_T$  – 1 мкс/дел.  $M_B$  – 0,05 В/дел.  $U_{фл} = 100В$ ;  $t = 100$  нс.

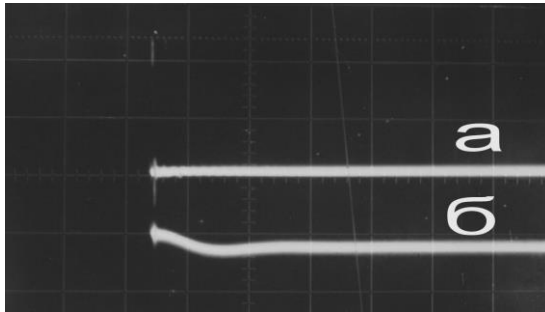


Рисунок 4 – Осциллограммы тех же параметров.  $M_T$  – 1 мкс/дел.  $M_B$  – 0,05 В/дел.  $U_{фл} = 200В$ ;  $t = 10$  нс.

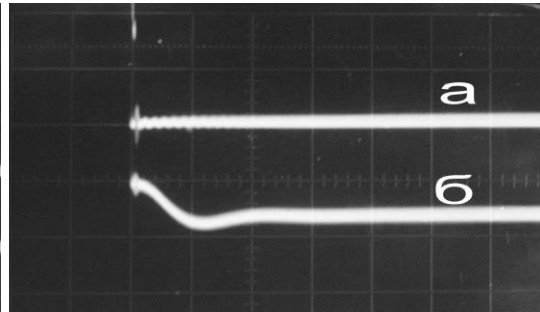


Рисунок 5 – Осциллограммы тех же параметров.  $M_T$  – 1 мкс/дел.  $M_B$  – 0,05 В/дел.  $U_{фл} = 200В$ ;  $t = 30$  нс.

На рисунках 2...5 видно, что разность напряжений на фотодиоде, определяемая разрядом эквивалентного конденсатора, прямо пропорциональна напряжению заряда формирующей линии (амплитуде интенсивности оптического импульса светодиода) и длительности этого оптического импульса. Произведение указанных величин является энергией для прямоугольного импульса света, который имеет место в нашем случае. Отсюда можно сделать вывод о линейности измерителя энергии, которая экспериментально наблюдалась в динамическом диапазоне до 100 относительных единиц. При облучении фотодиода частью лазерного излучения для внесения минимальных потерь в оптический тракт ЛЛС разность напряжений на выходе усилителя до и после засветки фотодиода составляет единицы вольт, что соответствует номинальным значениям для АЦП.

#### **Выводы и перспективы развития данного направления**

Таким образом, измерение энергии лазерного излучения для описываемого устройства выполняется полностью в промежутках



между импульсами, поступающими для запуска лазера от телескопа. Каждому запускающему передатчик ЛЛС импульсу соответствует выходной импульс лазера, без пропусков облучения космического объекта. Максимально допустимая частота запускающих импульсов составляет величину не менее 500 Гц, т.к. полное время одного измерения энергии лазерного импульса не превышает 2 мс. Обычно ЛЛС работают с лазерами, имеющими частоты следования выходных импульсов до 100 Гц. Введенный в устройство калибратор позволяет выполнять поверку прибора перед эксплуатацией с записью результатов в компьютер наряду с результатами измерений энергии лазерных импульсов во время работы станции.

В перспективе прибор будет являться частью измерительного комплекса для контроля функционирования всей системы, что приблизит ее по составу и возможностям к хорошо развитым в данном направлении радиолокационным станциям.

*Предложен быстродействующий измеритель энергии выходных импульсов передатчиков спутниковых лазерно-локационных станций (ЛЛС). Этот прибор, в отличие от других, не изменяет параметров ЛЛС, может работать вместе со станцией в реальном времени и вводить результаты измерений в компьютер.*

*The fast-acting energy measuring device of transmitters' output impulses of the satellite laser-locating stations (LLS) is offered. This device, unlike other, does not change the parameters of LLS, can work together with the station in real time and enter the results of measurements in a computer.*

#### **Библиографический список.**

1. Денищик Ю.С., Дрюченко А.М., Нагай И.В. Лазерная локация спутников // Вісник астрономічної школи. – К.: Видавництво Національного авіаційного університету. – 2002. – Т.3, №2. – С. 58-69.
2. Шургалін М.В. Измеритель энергии импульсов оптического излучения // Приборы и техника эксперимента. – М.: Издательство Академии наук СССР. – 1992. – № 5. – С. 175 – 177.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Зеленовым А.Б.*

*д. т. н., проф. Зиновкин В.В.,  
ассистент Залужный М.Ю.  
(ЗНТУ, г. Запорожье, Украина)*

## **МЕТОДОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ НЕСТАЦИОНАРНЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ В ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОМ ОБОРУДОВАНИИ СПЕЦИАЛЬНОГО НАЗНАЧЕНИЯ**

*Отримано критеріальні умови фізичної подоби та моделювання нестационарних електромагнітних процесів в електротехнічному обладнанні, працюючому в мережах з різкозмінними навантаженнями. Теоретичні результати підтверджено експериментальними дослідженнями на масштабній моделі та силовому трансформаторі спеціального призначення.*

**Общая характеристика исследуемого вопроса.** Условия эксплуатации электротехнического оборудования (ЭТО) в системах с резкопеременным характером нагрузки (приводы прокатных станов, преобразовательные и инверторные подстанции линий электропередачи и вставок постоянного тока, дуговые сталеплавильные печи, плазменные электротехнологии и др.) существенно отличаются от систем общего назначения. В ЭТО имеют место нестационарные электромагнитные процессы, которые приводят к большим добавочным потерям, перегревам деталей конструкции, потере электродинамической стойкости, изменениям геометрических размеров и формы обмоток, а также ускоренному старению и пробоям в изоляции и др. Это поясняется тем, что в системах с резкопеременными нагрузками используется ЭТО общего назначения. При его проектировании использовались методики инженерных расчетов и моделирования электромагнитных процессов без учета особенностей возбуждающих параметров (несимметрия и несинусоидальность тока и напряжения, технологические к.з.) и нелинейности электромагнитных характеристик конструкционных и электротехнических сталей. Поэтому аварийность в таких системах значительно выше по сравнению с системами общего назначения. Очевидно, что в системах с резкопеременным характером нагрузки необходимо устанавливать ЭТО специального назначения или модернизировать действующее [1-4]. Таким образом, настоятельной необходимостью промышленности является повышение эффективности электротехнологий и надежности их электро-

снабжения путем разработки и внедрения энергосберегающих решений и совершенствования действующего ЭТО. Решение отмеченной проблемы подтверждает актуальность разработки методик исследования и моделирования нестационарных электромагнитных процессов в ЭТО и системах с резкопеременным характером нагрузки. Для выбора наиболее оптимального технического решения необходимо изучить различные процессы с учетом влияния условий эксплуатации и реальных режимов, а так же внешних и внутренних факторов. В настоящее время для исследований электромагнитных явлений широко используются математические и физические модели.

При математическом моделировании устанавливаются взаимосвязи между отдельными параметрами, которые исследователь относит к преимущественным. Построение модели основывается на тождественности уравнений в модели и исследуемом объекте, что не всегда соответствует реальной картине протекания физического явления и взаимосвязям между его параметрами. При этом отдельные параметры определяются с большими погрешностями, что не удовлетворяет требованиям решения практических задач.

Физическое моделирование используется как метод исследования совокупности электромагнитных параметров и их взаимосвязи в ЭТО, серийный выпуск которого и эксплуатация требует обеспечения работоспособности в номинальных режимах и обеспечении стойкости в аварийных. Наиболее полную картину взаимосвязей между электромагнитными параметрами и численными их значениями в деталях конструкции и пространстве ЭТО можно получить на масштабных моделях. Здесь уточняются теоретические знания на основании полученных экспериментальных результатов. В основу физического моделирования положена теория подобия, которая определяет условия идентичного протекания электромагнитных процессов в реальном электротехническом оборудовании и его физической (масштабной) модели. Она предопределяет условия и режимы постановки эксперимента, измерения и обработку данных измерений, приведения полученных результатов исследований к проектируемому (модернизируемому) ЭТО и распространение полученных результатов на аналогичные объекты. Теория подобия является связующим звеном между физическим и математическим моделированием, а также экспериментом и режимами оборудования в условиях эксплуатации.[5]

При физическом моделировании происходит изменение масштаба, но сохраняется природа исследуемого явления. Качественные и количественные связи явлений устанавливаются в виде критериальных соотношений, которые безразмерны, а размерность любых электромагнитных параметров можно выразить через них. Это позволяет выделить

наиболее опасные участки и места в деталях электротехнического оборудования, принять меры для их устранения и отработать наиболее оптимальный вариант ЭТО.

**Принципиальные основы физического моделирования.** При исследованиях нестационарных электромагнитных явлений на физической (масштабной) модели и на реальном электротехническом оборудовании (оригинале) определяющим условием является сохранение природы исследуемого явления. Качественные и количественные связи между параметрами явления устанавливаются в виде критериальных соотношений, которые обеспечивают условия подобия и идентичности их проявления. В настоящей работе внимание уделяется исследованию добавочных потерь в деталях конструкции с целью обеспечения нормируемых их нагревов и снижения потерь в разрабатываемом оборудовании. Таким образом, идентичность потерь в оригинале  $P^{(o)}$  и модели  $P^{(м)}$  должна обеспечиваться при соблюдении следующего условия:

$$P^{(o)} \cdot \varphi(h, l) \cdot k^{-1} = P^{(м)} \cdot \mathcal{G}(h) \quad (1)$$

где  $\varphi(h, l)$  и  $\mathcal{G}(h)$  – некоторые функции зависимости потерь от распределения магнитного поля  $h$  и линейных размеров  $l$ ;  $k$  – коэффициент подобия.

При изготовлении деталей конструкции из одинаковых конструкционных сталей, вторые сомножители в (1) можно представить в следующем виде:

$$\mathcal{G}(h) \cdot k = \varphi(h) \cdot \varphi(l) = \varphi(h, l) \quad (2)$$

Коэффициент  $k$ , характеризующий подобие электромагнитных процессов, должен оставаться постоянным. В противном случае полученные результаты будут получены с недопустимыми погрешностями. Для нахождения и доказательства условия постоянства коэффициента  $k$  продифференцируем (2) по  $l$ :

$$\frac{d\varphi(h, l)}{d(h, l)} \cdot \frac{d(h, l)}{dl} = \frac{d\varphi(l)}{dl} \cdot \varphi(h) \quad (3)$$

Очевидно, что при  $h = l^{-1}$ :

$$\left. \frac{d\varphi(h, l)}{d(h, l)} \right|_{h=l^{-1}} = const \quad (4)$$

Дальнейший анализ показывает, что в геометрически подобных местах (точках) измеренные потери в модели пересчитываются к оригиналу с учетом масштабных коэффициентов.

Моделирование электромагнитных параметров в объеме модели и оригинала требует пространственного представления исследуемых явлений. Для упрощения задачи ограничимся анализом напряженности магнитного  $H(t)$ , электрического  $E(t)$  полей рассеяния и потерь  $P_r(H)$ .

$$\begin{cases} H(t,l) = \Psi^0(N,l,i) = \Theta^0(i) \cdot \alpha_1 \cdot \beta_1 \cdot \gamma_1 \\ E(t,l) = \Psi^1(N,l,u) = \Theta^1(u) \cdot \alpha_2 \cdot \beta_2 \cdot \gamma_2 \\ P(t,l) = \Psi^2(I,l,S) = \Theta^2(S) \cdot \alpha_3 \cdot \beta_3 \cdot \gamma_3 \end{cases} \quad (5)$$

Нам необходимо определить каким условиям должна удовлетворять разрабатываемая модель. Для этого прологарифмируем уравнения системы (6):

$$\begin{cases} \lg H(t,l) = \alpha_1 \lg N + \beta_1 \lg l + \gamma_1 \lg i \\ \lg E(t,l) = \alpha_2 \lg N + \beta_2 \lg l + \gamma_2 \lg u \\ \lg P(t,l) = \alpha_3 \lg I + \beta_3 \lg l + \gamma_3 \lg S \end{cases} \quad (6)$$

Эта система имеет одинаковые решения если определитель, составленный из коэффициентов не равен нулю:

$$\Delta = \begin{vmatrix} \alpha_1 & \beta_1 & \gamma_1 \\ \alpha_2 & \beta_2 & \gamma_2 \\ \alpha_3 & \beta_3 & \gamma_3 \end{vmatrix} \neq 0 \quad (7)$$

Соблюдение этих условий обеспечивает взаимосвязь и независимость искомых функций в системе (5). Это подтверждает возможность распространения рассматриваемого подхода к значительно большему числу переменных, например электродинамических усилий, звуковой мощности, нагревов и т.д. Следует отметить, что придания большей корректности при исследованиях необходимо классифицировать возбуждающие и вызываемые ими параметры. Таким образом, для соблюдения подобия электромагнитных процессов в модели и оригинале необходимо обеспечить идентичность параметров электромагнитных процессов путем выбора соответствующего коэффициента подобия и размерностей. Практически это достигается путем изготовления модели в соответствующем масштабе, в зависимости от частоты питающего напряжения, с сохранением конструктивных особенностей оригинала (проектируемого или модернизируемого ЭТО). Детали конструкции необходимо изготавливать из одинаковых конструкционных сталей, а систему возбуждения электромагнитного поля – идентичной.

**Критерии подобия нестационарных электромагнитных процессов.** Выше показано условие идентичности электромагнитных параметров в модели и оригинале применительно к поверхностным потерям в деталях конструкции. Рассмотрим критериальные соотношения обеспечивающее подобие электромагнитного поля рассеяния в пространстве ЭТО. Полагаем, что магнитное поле рассеяния в объеме силового ЭТО пропорционально возбуждаемому току, которое представляем в следующем виде:

$$H_{\xi}^{(0)}(\delta,t) = H^{(m)}(\delta,t) \cdot m_e^{-1} \cdot k\omega_p = H_{\xi}(\delta,t) \cdot m_e^{-1}, \quad (8)$$

$$H_{\xi}^{(0)}(\delta, t) = H_{\Pi}(\delta, t) + H_O(\delta, t) + H_{\Sigma}(\delta, t), \quad (9)$$

$$H_{\Sigma}(\delta, t) = \left\{ \frac{1}{T} \left[ \sum_{v=1}^H H_{m,v} \cdot \cos(v\omega t + \varphi_v) dt \right]^2 \right\}^{0.5}, \quad (10)$$

$$H(\delta, t) = \left\{ T^{-1} [H_m \cos(\omega t + \varphi) dt]^2 \right\}^{0.5}. \quad (11)$$

где  $H_{\xi}(\delta, t)$ ,  $H_{\Sigma}(\delta, t)$  и  $H(\delta, t)$  – усреднённые за период первой гармонической составляющей магнитное поле, изменяющееся во времени по резкопеременному, несинусоидальному и синусоидальному законам соответственно;  $\delta$  – нагрузочный параметр, характеризующий характер изменения поля;  $t$  – время;  $\omega$  – круговая частота;  $f$  – промышленная частота;  $T$  – период первой гармоники;  $\varphi$  – начальная фаза;  $m$  – амплитуда магнитного поля; индексы (0) и (m) обозначают принадлежность поля оригиналу и модели соответственно;  $k\omega_p$  – коэффициент эквивалентирования потерь.

Полагаем, что среда, в которой распространяется электромагнитное поле, имеет линейные электромагнитные характеристики. В таком случае, напряжённость электрического поля для оригинала и модели представляем в следующем виде:

$$E_{\xi}^{(0)}(\delta, t) = E_{\xi}^{(m)}(\delta, t) m_e^{-1} = E_{\Xi}(\delta, t) m_t^{-1} k\omega_E \quad (12)$$

Поскольку масштабная модель является уменьшенной копией оригинала, то электромагнитные процессы протекают идентично в модели и оригинале. Они должны удовлетворять следующим уравнениям Максвелла, для оригинала и модели:

$$\begin{aligned} \operatorname{rot} H_{\xi}^{(0)}(\delta, t) &= \operatorname{rot} H_{\xi}^{(m)}(\delta, t) \cdot m_e m_H^{-1} = \\ &= \left( \sigma E_{\xi}^{(m)}(\delta, t) + \varepsilon \frac{\partial E}{\partial t} \right) \cdot m_{\sigma} m_e m_E^{-1} \end{aligned} \quad (13)$$

Целью является исследование электромагнитных процессов в проводящих материалах, то вторым слагаемым в уравнении (6) пренебрегаем (поскольку оно описывает характер изменение электрического поля в диэлектрике), тогда:

$$\operatorname{rot} H_{\xi}^{(0)}(\delta, t) = \sigma E_{\xi}^{(m)}(\delta, t) m_E^{-1} m_{\sigma} \quad (14)$$

Очевидно, что это уравнение отражает характер изменения магнитного поля в каждой точке пространственных координат в зависимости от изменения электрического поля.

Для сложной системы электротехнического оборудования второе уравнение Максвелла представляем в следующем виде:

$$\begin{aligned} \operatorname{rot} E_{\xi}^{(0)}(\delta, t) &= \operatorname{rot} E_{\xi}^{(m)}(\delta, t) \cdot m_e m_E^{-1} = \\ &= -\mu \frac{\partial H_{\xi}^{(m)}(\delta, t)}{\partial t^{(m)}} \cdot m_t m_H^{-1} \end{aligned} \quad (15)$$

где  $m_H = H^{(m)}(\delta, t) / H^{(0)}(\delta, t)$ ,  $m_E = E^{(m)}(\delta, t) / E^{(0)}(\delta, t)$  – масштабы напряжённостей магнитного и электромагнитного полей;  $m_{\sigma} = \sigma^{(m)} / \sigma^{(0)}$ ,  $m_{\mu} = \mu^{(m)} / \mu^{(0)}$  – масштабы электрической проводимости и магнитной проницаемости неактивных деталей конструкции, которые изготавливаются из конструкционных сталей;  $m_{\omega} = \omega^{(m)} / \omega^{(0)}$ ,  $m_t = t^{(m)} / t^{(0)}$  – масштабы круговой и эквивалентной частоты, а также времени протекания электромагнитного процесса.

Уравнения (12-14) в полной мере отражают характер и идентичность протекания нестационарных электромагнитных процессов в модели и оригинале при условии равенства электрических проводимостей и магнитных проницаемостей.

В случае, когда детали конструкции модели и оригинала изготовлены из одинаковых материалов, то:

$$\sigma^{(0)} = \sigma^{(m)} = \text{const}, \quad (16)$$

$$\mu^{(0)} = \mu^{(m)} = \text{const}. \quad (17)$$

В результате преобразований уравнений Максвелла с учетом (16) – (17) приходим к критериальным уравнениям подобия электромагнитного поля в модели и оригинале.

$$\begin{aligned} (m_e \cdot m_E \cdot m_{\sigma}) m_H &= 1 \\ (m_e \cdot m_{\mu} \cdot m_H) (m_E \cdot m_t)^{-1} &= 1' \end{aligned} \quad (18)$$

или определяющему критерию подобия электромагнитных процессов в модели и оригинале:

$$m_e^2 \cdot m_t^{-1} \cdot m_{\mu} \cdot m_{\sigma} = 1. \quad (19)$$

При выполнении определяющего критерия подобия количественные показатели параметров электромагнитных процессов пересчитываются от модели к оригиналу по соответствующим масштабным коэффициентам.

**Экспериментальные исследования и их анализ.** Проверка методики осуществлялась на силовом преобразовательном трансформаторе ОДЦНП-175000/±400/500-83У1 (предназначенном для работы в линии

электропередачи постоянного тока) и его масштабной модели, которые показаны на рисунках 1,2. На рисунке 1 приняты следующие обозначения: 1, 5 – ярмовые балки; 2 – прессующие кольца; 3 – отводы; 4 – система возбуждения электромагнитного поля (блок обмоток); 6 – изоляционный прокладки. На рисунке 2: 1 – выводы соответствующих обмоток; 2 – ярмовые балки; 3 – присущие кольца; 4 – система возбуждения электромагнитного поля (блок обмоток); 5 – боковые ярма магнитной системы; 6 – полка нижней ярмовой балки. При этом использовалось специализированное оборудование и методика исследований совокупности параметров, характеризующих нестационарные электромагнитные. Измерялись добавочные потери в наиболее характерных местах неактивных деталей конструкции[5,6]. Магнитная система трансформатора выполнена на двух стержнях. Испытания электромагнитных процессов выполнялись на масштабной модели, а затем сравнивались с измеренными на реальном трансформаторе в условиях завода изготовителя при питании током, изменяющимся во времени, по синусоидальному и несинусоидальному законам. Гармонический состав несинусоидального тока модели и оригинала в опытах выдерживался одинаковым.

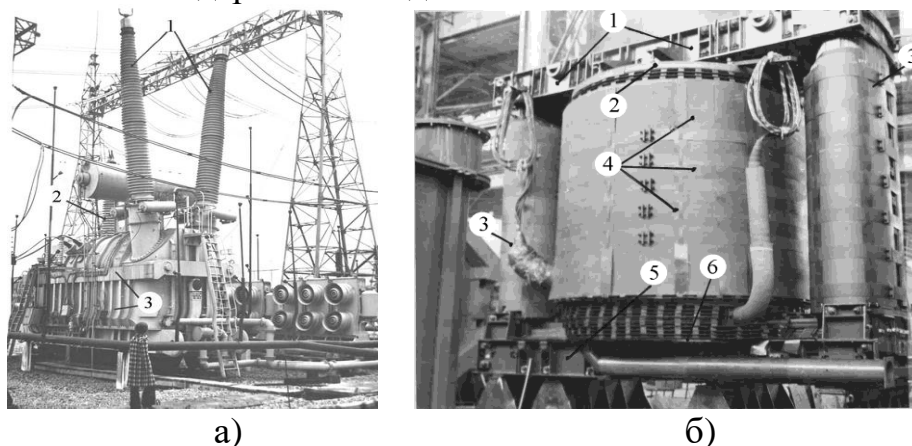


Рисунок 1 – Трансформатор специального назначения мощностью 175 МВА на напряжение  $\pm 400$  кВ (оригинал) (а) и его система возбуждения электромагнитного поля (б)

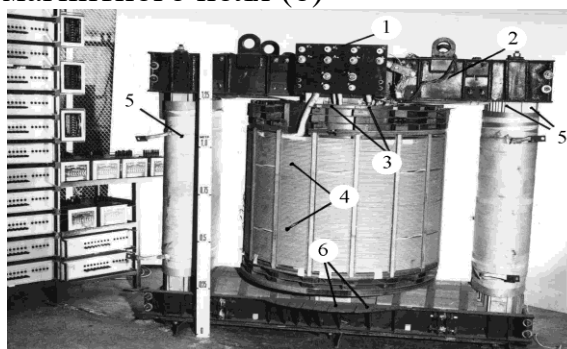


Рисунок 2 – Физическая модель трансформатора специального назначения, выполненная в масштабе 1: 3,16 мощностью 175 МВА



Методика физического моделирования нестационарных электромагнитных процессов использовалась при выборе оптимального варианта конструкции трансформатора специального назначения мощностью 175 МВА. Исследования проводились на масштабной модели, показанной на рис.2. Измерялись удельные потери в неактивных деталях и общие потери в конструкции.

Аналогичные исследования но в значительно меньшем объеме выполнялись на трансформаторе. Полученные результаты оценивались по изменению местных поверхностных потерь:

$$P = F(H_{(0)}, \sigma, \mu), \quad (20)$$

измеренных в стенке бака при синусоидальном токе

$$H_{(0)} = \frac{1}{T} \int_0^T H \sin(\omega t + \varphi) \quad (21)$$

– касательная составляющая напряженности магнитного поля на поверхности стенки бака при установленных шунтах и при их отсутствии.

По величине этого поля определялась эквивалентная магнитная проницаемость конструкционной стали, из которой изготовлен бак:

$$\mu = \mu_0 \langle |H_{(0)}| \rangle \quad (22)$$

Затем исследования проводились при резкопеременном токе:

$$P_{\Sigma} = F(H_{\Sigma(0)}, \sigma, \mu), \quad (23)$$

$$H_{\Sigma(0)} = \frac{1}{T} \int_0^T \sum_{v=1}^{v=n} H_v \sin(\omega_v t + \varphi_v), \quad (24)$$

при установленных шунтах на стенке бака и при их отсутствии.

Результаты этих исследований показаны на рисунке 3 и в таблице 1.

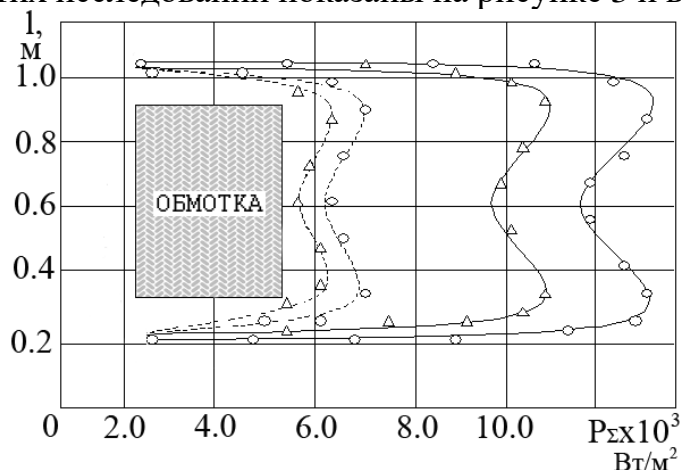


Рисунок 3 – Распределение удельных поверхностных потерь в стенке бака модели силового трансформатора специального назначения при синусоидальном ( $\Delta$ ) и резкопеременном ( $o$ ) токах: (-) без магнитных шунтов и (- -) под магнитными шунтами; 1 – бак; 2 – магнитные шунты; 3 – устройства крепления шунтов; 4 – система обмоток

Как видно из этого рисунка, система шунтирования является эффективным способом снижения добавочных и местных потерь, а также чрезмерных нагревов стенки бака при существенном снижении материалоемкости.

Таблица 1 – Добавочные потери в деталях конструкции силового трансформатора

Детали и материал	Модель		Оригинал			
	Потери Вт/м <sup>2</sup>		потери, Вт/м <sup>2</sup>		Коэффициент увеличения потерь, о.е.	
	синус	несинус	Синус.	Несин.	эксп.	расчет
Бак	10,3	11,85	105,0	121,8	1,15	1,16
Ярмовая балка	10,8	17,93	108,0	185,7	1,66	1,71
Пластина стержня	13,1	15,46	125,0	151,2	1,18	1,21
Первый пакет	10,2	11,53	98,0	112,7	1,13	1,15

Анализ результатов исследований приведенных на рис.3 и табл. 1 показал, что при несинусоидальности возбуждающего тока  $K_f=28.6\%$  поверхностные потери увеличиваются на 30% по сравнению с синусоидальным полем той же интенсивности. При этом если не учитывать нелинейную зависимость магнитной проницаемости от напряженности магнитного поля (в модели интенсивность поля находится в области слабых магнитных полей, а в оригинале – в области сильных) то при расчете потери могут быть завышены на 20%. Как видно из результатов, приведенных в табл. 1 смоделированные поверхностные потери хорошо согласуются с измеренными на оригинале. Это подтверждает, что физическое моделирование позволяет получить более достоверные результаты при исследовании нестационарных электромагнитных процессов по сравнению с математическим.

### Выводы

1. Добавочные потери в неактивных деталях конструкции электротехнического оборудования в системах с резкопеременным характером нагрузки существенно увеличиваются в 1.3 раза при несинусоидальности 28.6% возбуждающего тока по сравнению с синусоидальным.
2. Наиболее достоверная информация и взаимосвязи между параметрами нестационарных электромагнитных процессах может быть получена на масштабных моделях электротехнического оборудования.
3. При приведении добавочных потерь измеренных на модели к оригиналу без учета нелинейности магнитной проницаемости от напряженности магнитного поля потери могут быть завышены на 20% в области сильных и средних полей.

*Получены критериальные условия физического подобия и моделирования нестационарных электромагнитных процессов в электротехническом оборудовании, работающего в системах с резкопеременными нагрузками. Теоретические результаты подтверждены экспериментальными исследованиями на масштабной модели и силовом трансформаторе специального назначения.*

*The criterion terms of physical similarity and design of electromagnetic transients in the electrical engineering equipment are got, working in the systems with the non-variable loadings. Theoretical results are confirmed by experimental researches on a scale model and power transformer of the special setting.*

### Библиографический список.

1. Actira Nabal, Toshihiko Tanaka. *Definition of Instantaneous Active-Reactive Current and Power Based on Instantaneous Space Vectors on Polar Coordinates in Three-Phase Circuits* // *IEEE Transactions on Power Delivery*. Vol. 11. -1996. -№ 3. – P. 1238-1244.
2. Gzarmeski L. *Comments on Active Power Flow and Energy Accounts in Electrical Systems With Nonsinusoidal Waveforms and Asymmetry* // *IEEE Transactions on Power Delivery*.- Vol. 11.-1996.-№3.- P. 1244-1250.
3. *Эксплуатационные особенности трансформаторного оборудования в системах электроснабжения энергоёмких электротермических комплексов типа ДСП* /В.А.Лейбензон, Н.С.Балабуха, В.В.Зиновкин // *Технічна електродинаміка*. – 2000.- №5.– С. 56 – 61.
4. *Веников В.А., Веников Г.В. Теория подобия и моделирования /применительно к задачам электроэнергетики/. М.: «Высшая школа». – 1984. – 440с.*
5. *Зиновкин В.В., Куц В.В., Залужный М.Ю. Методика экспериментальных исследований физических процессов на моделях силового электрооборудования при резкочеренных токах // Доклады 4-й научно-технической конференции: «Метрология электрических измерений в электротехнике». РАО «ЕС России», ОАО «ВНИИЭ». М. 2004. – С. 264 – 268.*
6. *Зиновкин В.В., Залужный М.Ю.. Моделирование нестационарных электромагнитных процессов в массивных конструкционных сталях. Праці ІЕД НАН України - № 3 (13). - 2006. – с. 41-45.*
7. *Зиновкин В.В., Залужный М.Ю.. Моделирование добавочных потерь в электрооборудовании и системе электротехнического комплекса при несинусоидальных токах. Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету імені Михайла Остроградського. Випуск 4 (45) частина 1. – 2007. – с 49-53.*

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Паэрандом Ю.Э.*

*д. т. н., вед. научн. сотр. Яковенко В.В.*

*(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

*к. т. н., доц. каф. «Приборы» Шведчикова И.А.,*

*аспирант каф. «Приборы» Водолазский В.Н.*

*(ВНУ им. В. Д. Даля, г. Луганск, Украина)*

## **СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДИКИ СИНТЕЗА ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ СИСТЕМЫ МЕТАЛЛОДЕТЕКТОРА**

*Розглянуто методику синтезу електромагнітної системи, яка складається з кількох котушок прямокутного перетину, по заданому значенню напруженості поля. Запропоновано спосіб оптимізації розмірів та взаємного розташування котушок з метою зменшення значень струмів.*

**Постановка проблемы в общем виде.** Магнитные системы, построенные на основе катушек прямоугольного сечения, находят применение в различных технических устройствах, например, в вихретоковых датчиках металлодетекторов для создания зондирующих магнитных полей [1, 2]. Обоснованный выбор параметров таких магнитных систем с целью улучшения их метрологических и функциональных характеристик, а также экономических показателей устройств, в которых они используются, представляет научный и практический интерес.

**Анализ последних достижений и публикаций.** Основой параметрического синтеза магнитного поля катушек прямоугольного сечения является подход, предложенный в работе [3]. При этом исходная катушка разбивается на ряд секций из тонких катушек, витки которых имеют прямоугольную форму (рис.1). Методика синтеза, изложенная в [3], позволяет подобрать оптимальные геометрические размеры тонких катушек исходя из найденных значений токов, обеспечивающих заданную величину индукции магнитного поля в отдельных точках исследуемой области, имеющей форму параллелепипеда. При использовании данной методики предполагается, что секции катушки имеют одинаковые геометрические размеры. Дальнейшее развитие указанная методика получила в работе [4], где синтез магнитного поля электротехнического устройства (в частности, металлодетектора) выполнялся при различных геометрических размерах

секций катушек, однако без учета возможного изменения координат секций.

**Постановка задачи.** Пусть в объеме контролируемой зоны  $V$ , имеющем форму параллелепипеда, требуется создать однородное поле, направленное вдоль оси  $Oy$ , с помощью катушки, представляющей собой совокупность  $N$  тонких катушек, витки которых имеют прямоугольную форму и лежат в плоскостях, параллельных плоскости  $xoz$  (рис.2). Из рис.1 следует, что координаты секций 1 и 3 по оси  $y$  являются фиксированными и обусловлены требованиями к габаритным размерам проектируемого устройства (металлодетектора). Расположение секции 2 между секциями 1 и 3 может быть произвольным. Следовательно, изменяя положение секции 2 относительно секций 1 и 3, можно подобрать ее оптимальное расположение с точки зрения значений токов в секциях катушки прямоугольного сечения. Таким образом, необходимо определить геометрические размеры тонких катушек и значение координаты  $y$  секции 2 катушки, при которых токи в секциях будут минимальными, что и является целью настоящей публикации.

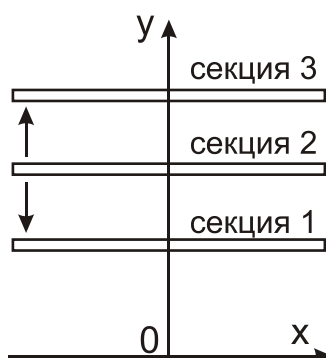


Рисунок – 1 Расположение секций катушки прямоугольного сечения

### **Изложение материала и полученные результаты.**

Алгоритм решения задачи синтеза.

Бесконечно тонкие прямоугольные витки катушки, как следует из рис.2, имеют размеры  $2a_j$  и  $2c_j$  ( $j=1, 2, 3$ ), а ось  $Oy$  проходит через центры проектируемых тонких катушек.

Как было отмечено выше, синтез магнитного поля электромагнитной системы металлодетектора выполняется путем подбора размеров секций катушки и их взаимного расположения, при которых обеспечиваются минимальные значения токов в этих секциях, удовлетворяющие заданным значениям напряженности поля в контролируемой зоне (рис. 3).

Для определения токов в секциях воспользуемся зависимостью  $y$ -составляющей напряженности магнитного поля  $H_j(y)$  в  $k$ -ой точке пространства от величины тока  $j$ -ой секции [4]

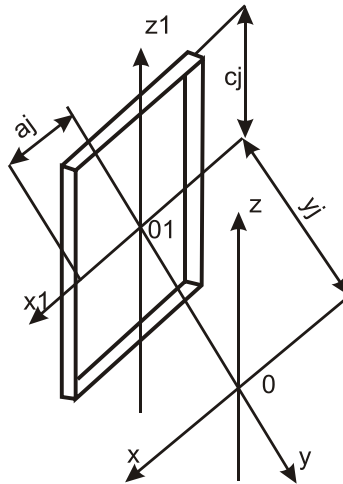


Рисунок – 2 Геометрические размеры зондирующей катушки

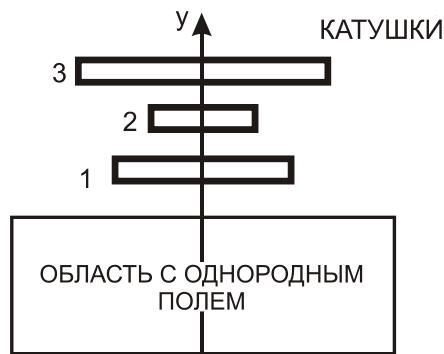


Рисунок – 3 Расположение секций катушек и зоны однородного поля

$$H_j(y) = \frac{1}{\pi} \frac{a_j c_j}{\sqrt{a_j^2 + (y_k - y_j)^2 + c_j^2}} \left[ \frac{1}{(y_k - y_j)^2 + a_j^2} + \frac{1}{(y_k - y_j)^2 + c_j^2} \right], \quad (1)$$

где  $y_k$  – координата  $k$ -той точки пространства;  
 $y_j$  – координата  $j$ -й секции;  
 Токи в секциях катушки находятся из условия:

$$\left\| \bar{H}_j(y) - \sum_{j=1}^N i_j \bar{H}_j(y) \right\| = \min, \quad (2)$$

где  $N$ - количество секций катушки.

$$y \in [om - 1 \text{ до } + 1]$$

В приведенном выражении под нормой понимается норма в линейном Гильбертовом пространстве векторных полей, заданных в интервале [от 1 до 1-1] В этом случае мы приходим к задаче о разложении по неортогональной системе, которая сводится к системе линейных алгебраических уравнений, решением которой будет совокупность токов в секциях катушек

$$\sum_{j=1}^N (H_j; H_k) i_j = (H, H_k), k = 1, N. \quad (3)$$

По данной методике расчет производился в два этапа. На первом этапе выполнялся расчет для секций катушек, у которых был задан геометрический параметр  $a_j$ , а параметр  $c_j$  подбирался таким образом, чтобы токи секций  $i_1$ ,  $i_2$  и  $i_3$  были минимальными. При расчете было принято допущение о том, что катушка состоит из одного витка.

Синтез проводился для напряженности поля, равной  $H=200\text{А/м}$ . Значения напряженности определялись в лежащих на оси  $Oy$  точках с координатами  $y_1=0\text{м}$ ,  $y_2=0,05\text{м}$ ,  $y_3=0,15\text{м}$ . При этом нулевое значение по координате  $y$  соответствует плоскости конвейерной ленты.

На втором этапе с учетом найденных на первом этапе геометрических размеров секций токи  $i_1$ ,  $i_2$  и  $i_3$  уточнялись путем изменения положения секции 2 относительно секций 1 и 3. При этом был использован метод прямого перебора. Результаты расчета токов в секциях катушки при изменении положения секции 2 представлены на рис.4. Минимальные значения токов были достигнуты при расположении секции 2 в точке с координатой  $y=0,301\text{м}$ . В табл.1 приведены для сравнения результаты, полученные на первом и втором этапах оптимизации.



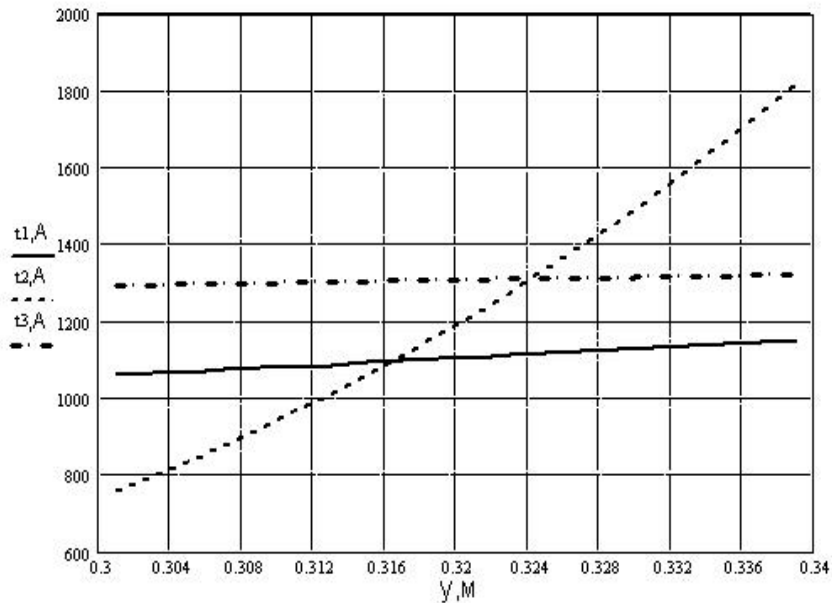


Рисунок – 4 Изменение токов в секциях катушки при изменении положения секции 2

Как видно из таблицы, удалось добиться значительного снижения значений токов в секциях катушек.

**Выводы.** Для получения однородного поля в контролируемой зоне предлагается применять блоки возбуждающих катушек прямоугольного сечения. При этом синтез геометрических размеров и взаимного расположения катушек целесообразно проводить по описанному выше методу для получения заданных значений напряженности поля.

Таблица 1 - Результаты оптимизации

Значения токов	Секция 1	Секция 2	Секция 3
До оптимизации, $\times 10^3$ А	74,152	176,071	104,267
После первого этапа оптимизации, $\times 10^3$ А	1,104	1,190	1,308
После второго этапа оптимизации (изменения положения секции 2), $\times 10^3$ А	1,059	0,758	1,292

*Рассмотрено методика синтеза электромагнитной системы, состоящей из нескольких катушек прямоугольного сечения, по заданному значению напряженности поля. Предложен способ оптимизации размеров и взаимного расположения катушек с целью уменьшения значений токов.*

*A technique of synthesis of the electromagnetic system consisting of several coils of rectangular section at prescribed value of field intensity is considered. The way of optimization of the sizes and relative position of coils with the purpose of reduction of currents values is proposed.*

### **Библиографический список.**

1. Шведчикова И.А., Водолазский В.Н. Повышение чувствительности и помехоустойчивости вихретокового металлодетектора // Вестник НТУ «ХПИ». - 2004. - №22. - С.107-112.

2 Шведчикова И.А., Водолазский В.Н. Принципы построения металлодетекторов (обзор)// Вісник СНУ імені Володимира Даля.- 2006.- №9(103). - С. 242-247;

3. Стадник И.П. Улучшение сходимости итерационного процесса разложения по неортогональной системе в применении к синтезу катушки прямоугольного сечения по заданному полю в объеме // Изв. вузов СССР. Электромеханика. – 1984. - №7. - С.5.-11.

4. Яковенко В.В., Водолазский В.Н. Синтез магнитного поля электротехнического устройства// Вісник КДПУ імені Михайла Остроградського. – 2007. - № 3 (44), частина I. – С. 58-59.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Зеленовым А.Б.*

*к. т. н., доц. Заблодский Н.Н.,  
аспирант Филатов М.А.,  
ст. преподаватель Смагина И.А.,  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

*к. т. н. Захарченко П.И.,  
инженер Гринь Г.М.  
(ОАО «Первомайский электромеханический  
завод им. К.Маркса», г. Первомайск, Украина)*

## **ДИНАМИКА И ГАРМОНИЧЕСКИЙ СОСТАВ ТОКОВ ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНЫХ ЭЛЕКТРОТЕПЛОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЭНЕРГИИ**

*Наведені результати експериментальних досліджень динаміки та гармонічного складу струмів поліфункціональних електротепломеханічних перетворювачів технологічного призначення.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Полифункциональные электротепломеханические преобразователи (ЭТМП) технологического назначения – новый класс электромеханических систем [1], отличающийся от традиционных асинхронных машин структурной, функциональной и тепловой интеграцией. Указанные особенности определяют необходимость в усовершенствовании методов исследований энергетических, тепломассообменных и механических процессов, происходящих в ЭТМП.

**Анализ исследований и публикаций.** Известные результаты исследований динамических режимов и математические модели асинхронных машин не могут в полной мере быть использованы для описания динамических режимов ЭТМП, поскольку в большинстве случаев не учитывается связь тепловых и электромагнитных полей во внутренней структуре ЭТМП, а также взаимодействие последнего с нагрузочно – охлаждающей средой [2,3]. Ряд математических моделей, предложенных для описания процессов в асинхронных двигателях с массивным ротором [4,5], а также математические модели шнековых [6] и погружных ЭТМП [7] значительно приблизили описание динамики процессов в ЭТМП к реально происходящим. При этом были приняты следующие допущения: независимость процессов, происходящих в отдельных модулях; принятие в расчет момента инерции только того участка массивного ротора, который связан с конкретной длиной

статора двигателя (ДМ) и тормозного (ТМ) модуля; отсутствие взаимного влияния по цепям питающего напряжения для бистаторного исполнения ЭТМП; неучет изменений коэффициентов затухания электромагнитных и электромеханических процессов от температуры. Погрешность от введения таких допущений может быть определена только экспериментальным путем. Наконец, динамика процессов в ЭТМП, безусловно, формируется взаимным воздействием ДМ и ТМ через общий массивный ротор – вал. В качестве интегральной характеристики, отражающей переходные процессы, может быть принят ток отдельных модулей и общий ток ЭТМП.

**Постановка задачи.** Целью данной работы является экспериментальное исследование на натуральных образцах динамики и гармонического состава токов ЭТМП для установления особенностей переходных процессов и адекватности математических моделей.

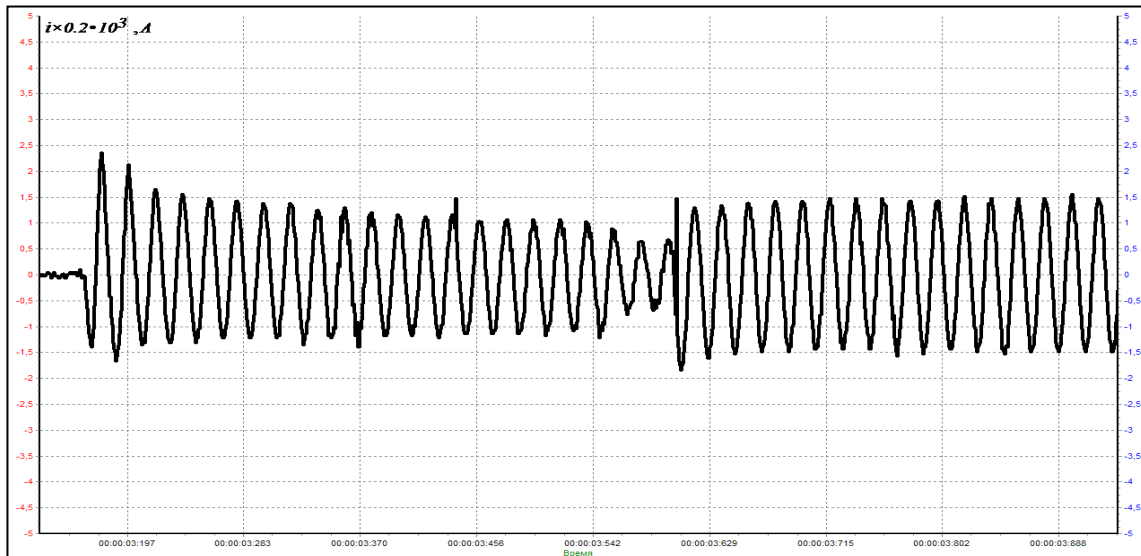
**Изложение материала и его результаты.** В [8] изложена структура и принцип работы системы импульсного управления реверсом и форсировкой ЭТМП технологического назначения, формирующей процесс форсированного пуска в три этапа:

- одновременное, согласное (по вращающему моменту) включение ДМ и ТМ с последующим разгоном ротора до определенной скорости;
- реверсирование ТМ и перевод его в режим противовключения;
- одновременная работа двух модулей с низкой частотой вращения ротора и выход на установившийся режим.

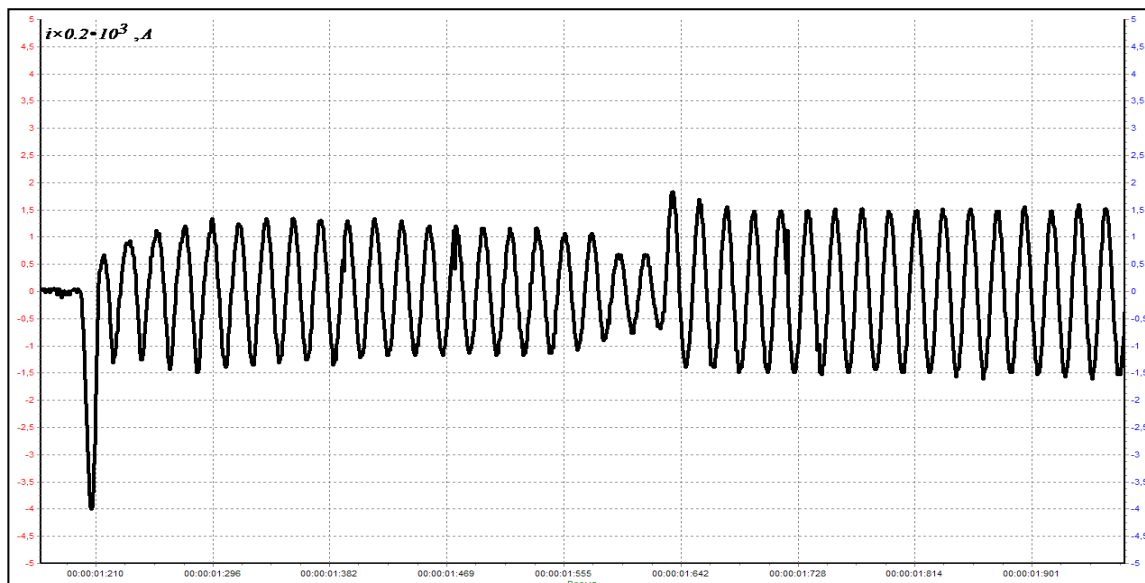
Для регистрации переходных процессов электрических величин и частоты вращения использован USB – осциллограф на базе микроконтроллера C8051F321 с поддержкой высокоскоростного канала обмена данными (USB) с компьютером и не требующий дополнительных источников питания. Применялись режимы работы осциллографа, спектроанализатора и самописца. В последнем случае сигнал непрерывно в реальном масштабе времени считывался с микроконтроллера. Разрядность АЦП – 10 бит, входное напряжение - 20...+20 В, частота дискретизации – 0,01 Гц...200 кГц. Результаты измерения копировались в виде растрового рисунка формата \*.bmp (Windows Bitmap) в буфер обмена Windows для последующей обработки. Ток вход осциллографа подключался к датчику тока, выполненному на базе трансформатора тока с калиброванным нагрузочным сопротивлением. В качестве датчика напряжения был использован трансформатор напряжения.

На рис.1 (а, б) представлены осциллограммы общего тока ЭТМП для двух вариантов пуска на холостом ходу: при начальном значении

скорости вращения ротора  $\omega_{po} = 0$  и при вращающемся роторе  $\omega_{po} = 25$  рад/с.



а)



б)

Рисунок 1 – Осциллограммы пуска электротепломеханического преобразователя энергии при различных начальных скоростях вращения

а)  $\omega_{po} = 0$ ;

б)  $\omega_{po} = 25$  рад/с.

На осциллограммах каждому из указанных выше этапов пуска соответствует своя временная зона и характер изменения тока. Полная аналогия наблюдается лишь по второму этапу (процесс реверса ТМ). Характерно, что процесс отключения ТМ на этом этапе не сопровождается броском тока – уменьшается лишь амплитуда общего тока, поскольку питающее напряжение поступает только на ДМ. Основное отличие в характере переходного процесса наблюдается на первом этапе (однонаправленные электромагнитные моменты ДМ и ТМ). При пуске ЭТМП из состояния покоя мы наблюдаем типичный для асинхронных машин переходный процесс: начальный бросок (ударный ток) и апериодический процесс снижения амплитуды тока практически до квазиустановившегося значения. Длительность процесса, определяемая малой электромагнитной постоянной, составляет не более 0,4 с. Повторный пуск ЭТМП при вращающемся роторе с незатухшим магнитным полем сопровождается большим в 1,7 раза ударным током и совершенно иным характером переходного процесса: амплитуда тока в течение 0,08 с нарастает, а затем уменьшается с такой же закономерностью, как в осциллограмме а). Третий этап в осциллограммах различается небольшим превышением амплитуд тока в осциллограмме б).

На рис. 2 показана осциллограмма общего потребляемого тока и начальные сигналы датчика движения ротора при пуске ЭТМП с  $\omega_{po} = 0$ . Угловая скорость ротора в пределах одного (первого) оборота ротора составляет 24,8 рад/с, при этом электромагнитный процесс практически затухает в пределах этого оборота.

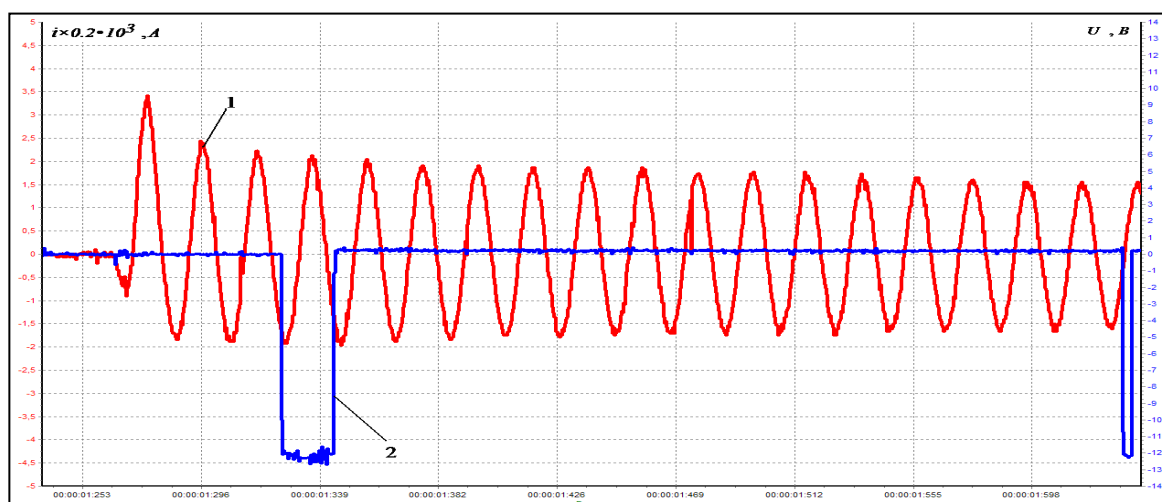


Рисунок 2 – Осциллограмма пуска ЭТМП  
1- кривая общего тока; 2 - импульсы датчика движения.

Как видим, вращение ротора и наличие незатухшего поля в момент пуска ЭТМП формирует заметную величину противо ЭДС в обмотке статора и снижает значение потребляемого тока. Необходимо учитывать ещё одну закономерность, установленную ранее в [9]: первая полуволна электромагнитного момента при пуске асинхронного двигателя с вращающимся ротором (на скорости более половины синхронной) имеет отрицательный знак, что и является причиной ударного значения тока, некоторого замедления ротора, сопровождающегося увеличением амплитуды тока.

Скольжение, при котором работает ТМ на третьем участке пуска, составляет  $(2-s_d)$ , где  $s_d$  – скольжение ДМ. Поскольку частота вращения ротора при запуске с вращающимся ротором к моменту наступления третьего этапа значительно больше, чем в случае пуска с неподвижным ротором, то значение тока ТМ и тормозного момента им создаваемого несколько выше. В итоге результирующий момент при фактически закончившемся электромагнитном переходном процессе определяется только электромеханическими и тепловыми процессами:

$$M_{pi} = M_{Di} + M_{Ti} = \left[ (i'_{2d})^2 \cdot \frac{R'_{2d}}{s_d} - (i'_{2t})^2 \cdot \frac{R'_{2t}}{(2-s_d)} \right] \cdot \frac{m \cdot p}{\omega_i}, \quad (1)$$

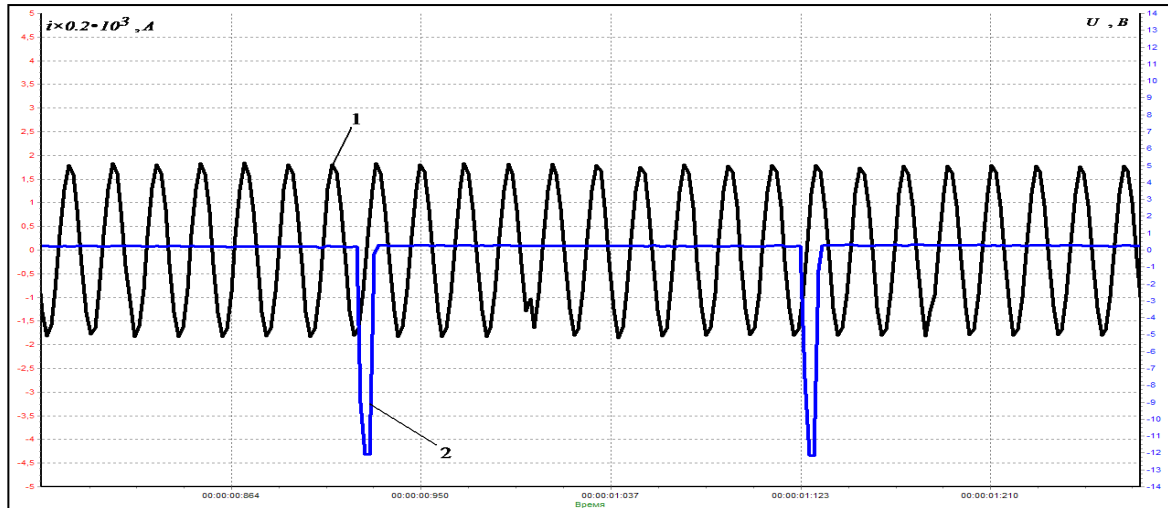
где  $i'_{2d}$ ,  $i'_{2t}$ ,  $R'_{2d}$ ,  $R'_{2t}$ ,  $R'_{2d}$ ,  $\omega_i$  – текущие значения приведенного тока и активного сопротивления ротора соответственно ДМ и ТМ, а также значение угловой скорости поля ротора;

$M_{Di}$ ,  $M_{Ti}$  – текущие значения электромагнитных моментов ДМ и ТМ;

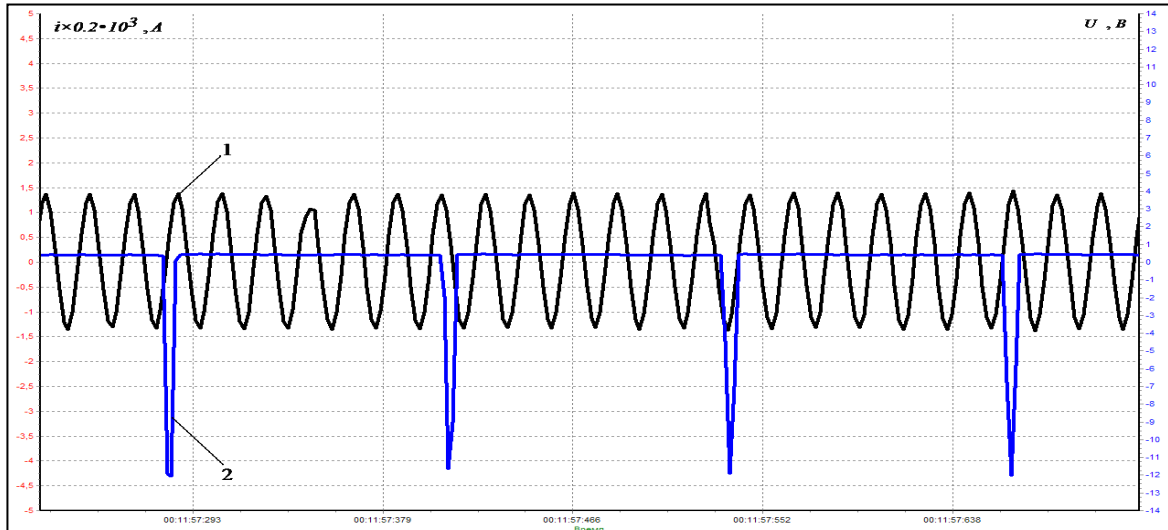
$m$ ,  $p$  – соответственно число фаз и число пар полюсов в модулях ЭТМП. В общем случае ДМ и ТМ могут иметь разные значения  $m$  и  $p$ .

Переходный процесс изменения тока формируется не только электромагнитными и электромеханическими процессами, происходящими в ЭТМП в период пуска или воздействия резкопеременных нагрузок, но и температурными воздействиями на статор и массив ротора. Необходимо отметить, что диапазон изменения температуры ротора может составлять  $(20...350)^\circ\text{C}$ , что существенно меняет величины электромагнитных параметров ЭТМП. На рис. 3 и рис. 4 показаны фрагменты осциллограмм токов и частоты вращения (импульс с амплитудой 12 В соответствует одному обороту ротора), снятых в период времени непосредственно после пуска и по истечении примерно 12 мин работы ЭТМП на холостом ходу. Сравнительный анализ изменения величины за этот промежуток времени дал следующие результаты:

- изменение частоты вращения (увеличение) в 1,5 раза;
- изменение амплитуды тока ТМ (снижение) в 1,07 раза;
- изменение амплитуды тока ДМ (снижение) в 1,25 раза;
- изменение амплитуды общего тока ЭТП (снижение) в 1,34 раза.



а)



б)

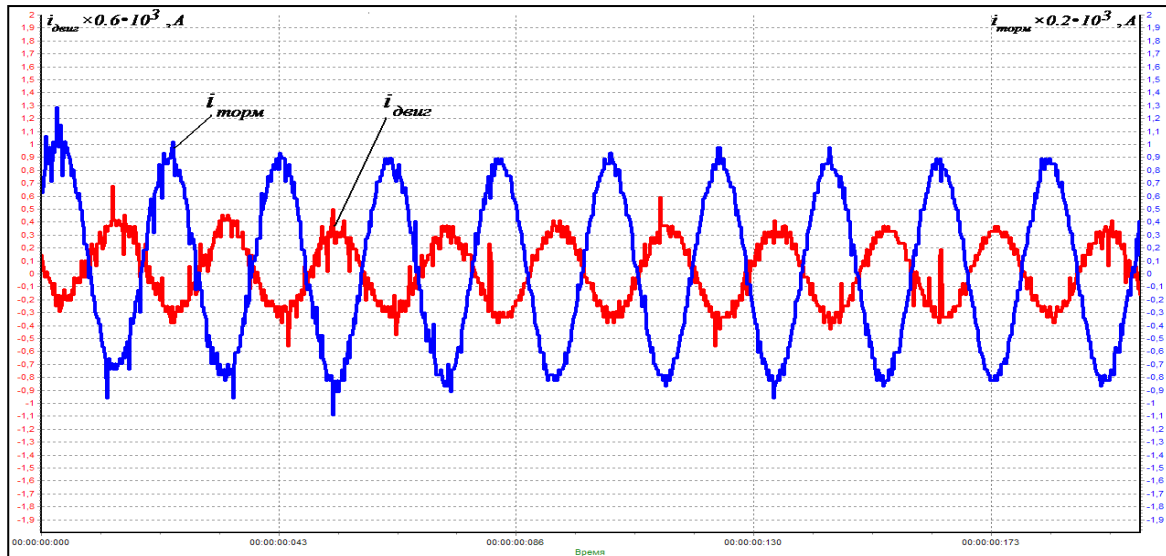
1 – кривая тока; 2 – импульс датчика движения.

Рисунок 3 – Осциллограммы изменения общего тока и скорости вращения

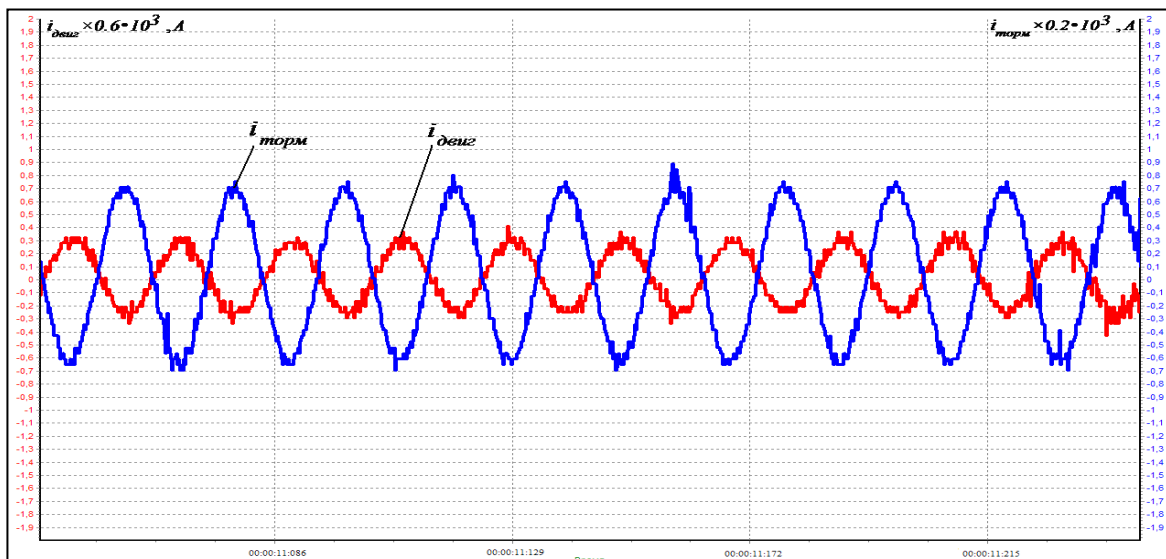
а) в начальный момент после пуска;

б) по истечению 12 мин.





а)



б)

$i_{\text{торм}}$  – кривая тока ТМ;  $i_{\text{деиз}}$  – кривая тока ДМ.

Рисунок 4 – Осциллограммы изменения токов отдельных модулей  
 а) в начальный момент после пуска;  
 б) по истечению 12 мин.

Достаточно сложная зависимость (1) результирующего момента от приведенного вторичного тока, скольжения и активного сопротивления ротора, как видим, отражается в полученных экспериментальных осциллограммах как свойство саморегулируемости

ЭТМП при температурных воздействиях: увеличение частоты вращения, вызванное повышением результирующего момента, происходит как своеобразная компенсация температурного снижения токов в ДМ и ТМ.

По результатам экспериментальных исследований установлены также отклонения от расчетных значений величин и параметров, полученных по обобщенной математической модели [6], максимальное значение которых не превышает 9,5%.

Магнитное поле в воздушном зазоре ЭТМП в соответствии с методом гармонических проводимостей для системы координат, закрепленной на статоре, может быть представлена выражением:

$$b_1(x_1, t) = \sum_{k_1=0}^{k_1=\infty} \sum_{\lambda=0}^{\lambda=\infty} B_{\lambda} \cdot \cos\left(k_1 \cdot \omega_1 \cdot t - \lambda \cdot \pi \cdot \frac{x_1}{\tau_1} - \gamma_{\lambda}\right), \quad (2)$$

где  $b_1(x_1, t)$  - мгновенное значение магнитной индукции в точке с координатой  $x_1$  вдоль воздушного зазора, расположенной на внешней (внутренней) поверхности статора модуля ДМ либо ТМ;

$B_{\lambda}$  - амплитудное значение гармоники;

$\omega_1, \tau_1$  - угловая частота и полюсное деление основной гармоники соответственно;

$\gamma_{\lambda}$  - начальный фазовый угол гармоники;

$k_1, \lambda$  - числа, определяющие порядок соответственно временных и пространственных гармоник магнитной индукции.

При этом значения чисел  $k_1$  и  $\lambda$  находим в соответствии с выражениями:

$$k_1 = 1 + j + \frac{i_D}{p} \cdot (1 - s_1); \quad (3)$$

$$\lambda = v_1 + \alpha \frac{z_1}{p} + j + \frac{i_c}{p} + \frac{i_d}{p} + \frac{2}{p} \frac{i_t}{p}; \quad (4)$$

где  $v_1 = (6 \cdot k_1 + p)$  - порядок гармоник МДС обмотки статора;

$k_1 = 0; \pm 1; \pm 2; \dots$  ;

$p$  - число пар полюсов ДМ (ТМ);

$z_1$  - число пазов статора ДМ (ТМ);

$s_1$  - скольжение ротора по отношению к основной гармонике;

$\lambda, j, i_c, i_d, i_t$  - целые числа, включая ноль, определяющие порядок гармоник, вызванных наличием пазов на статоре ( $\lambda$ ), насыщением магнитной цепи ( $j$ ), статическим ( $i_c$ ) и динамическим ( $i_d$ ) эксцентриситетом, а также температурными колебаниями удельного сопротивления  $\rho$  и относительной магнитной проводимости  $\mu$  участков ротора за один оборот его вращения ( $i_t$ ).

Рассмотрим некоторые особенности формирования высших гармоник в ЭТМП.

Динамический эксцентриситет возникает при моментной неуравновешенности ротора-шнека (главная ось инерции пересекает ось вращения в центре масс) или динамической неуравновешенности при наличии одновременно статической и моментной неуравновешенности (главная ось инерции и ось вращения пересекаются не в центре масс или перекрещиваются). При этом формируются возмущающие силы и моменты, вызывающие вращательные колебания ротора относительно поперечной оси, проходящей через центр масс и в любой осевой плоскости.

Изменение тангенциальной составляющей напряженности магнитного поля по направлению в глубь ротора (координата  $y$ ) происходит по экспоненциальному закону:

$$\dot{H}_x = \dot{H}_{x0} \cdot \exp[-(1+j) \cdot \alpha \cdot y], \quad (5)$$

где  $\dot{H}_{x0}$  - напряженность поля на внутренней поверхности ротора;

$\alpha = \frac{1}{\Delta}$  - величина, обратная глубине проникновения при допущении постоянства магнитной проницаемости.

Однако относительная магнитная проницаемость является функцией напряженности поля:

$$\mu' = \frac{K_2}{h \left(1 - \frac{1}{n}\right)} \cdot \left(1 - e^{-\alpha_2 \cdot H \cdot m}\right) + \mu'_n, \quad (6)$$

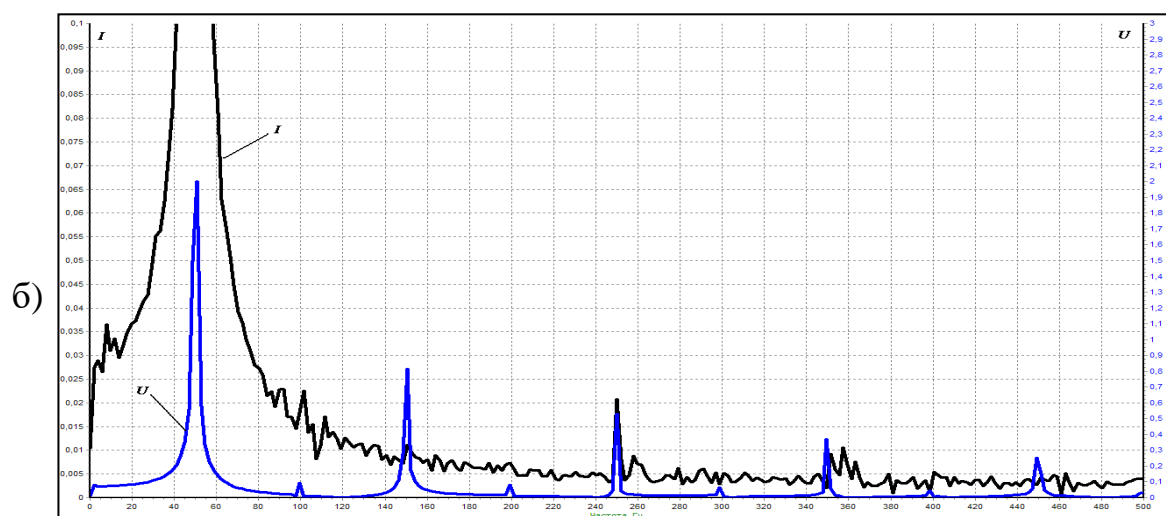
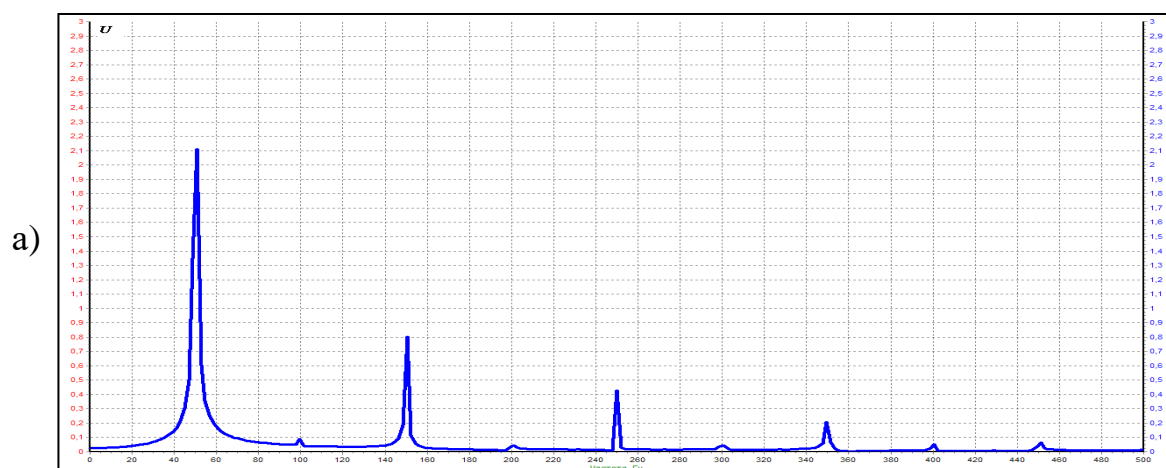
где  $h$  - показатель, зависящий от вида кривой  $\mu' = f(H)$  для данного сорта материала и изменяющийся в пределах 10...20;

$K_2, m, \alpha_2$  - постоянные, определяемые по кривой намагничивания;

$\mu'_n$  - относительная магнитная проницаемость при  $H \rightarrow 0$ .

В области малых индукций и напряженности ( $H < 20 \cdot 10^3$  А/м) кривая относительной магнитной проницаемости имеет резко нелинейный характер. Для шнекового ЭТМП такие области располагаются ближе к внешней поверхности ротора, где производная магнитной проницаемости в слое  $\frac{d\mu}{dH}$  может резко изменять знак при колебаниях тока в слое. Последний, как уже отмечалось ранее, изменяется при циклических изменениях температуры охлаждения ротора.

На рис. 5 (а, б, в) представлены спектрограммы питающего напряжения и потребляемого тока ЭТМП. Из сравнения спектрограмм а) и б) следует, что подключение ЭТМП к сети сопровождается усилением амплитуды нечетных гармоник напряжения, кроме первой и третьей, и тем в большей степени, чем выше порядок гармоники. Например, усиление девятой гармоники напряжения при включении ЭТМП достигает четырехкратного значения.



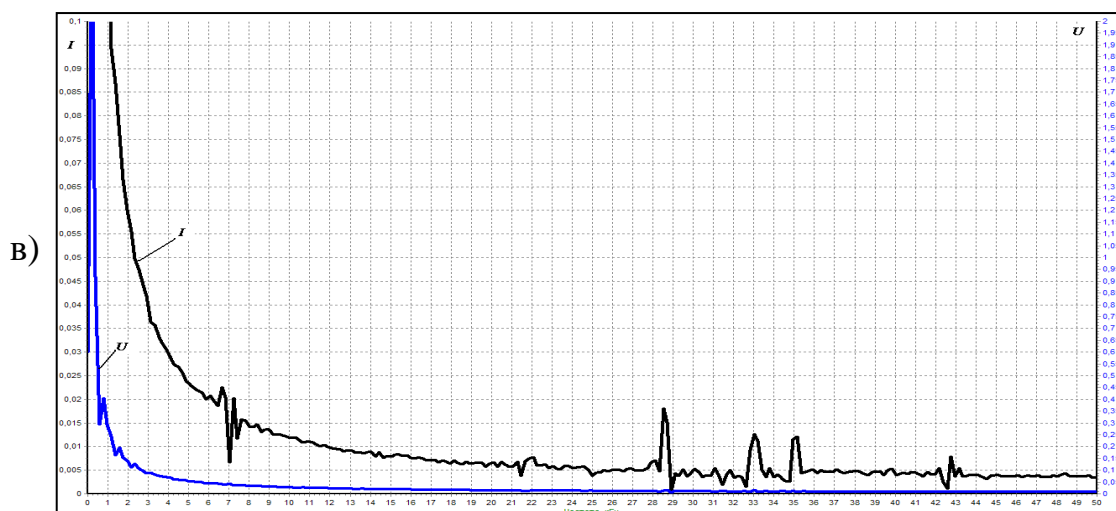


Рисунок 5 – Спектрограммы питающего напряжения и потребляемого тока ЭТМП

Анализируя спектрограммы токов (рис. 5 б, в) можно отметить, что высшие гармоники в диапазоне частот (0...500 Гц) менее выражены, чем в спектрограммах напряжений, однако все же более ярко проявились на частотах 101 Гц; 105 Гц; 145 Гц; 245 Гц; 375 Гц. В диапазоне от 1 до 50 кГц в спектрограммах токов проявляются гармоники следующих частот: 1 кГц; 7 кГц; 15 кГц; 17 кГц; 28,5 кГц; 33 кГц; 35 кГц; 43 кГц. Указанные выше гармоники относятся к разряду четных.

Как показали измерения ЭДС датчика Холла (ДХ), расположенного на статоре, спектр гармоник содержит в основном временные гармоники, обусловленные насыщением магнитной цепи модуля и динамическим эксцентриситетом. В этом спектре имеются также составляющие с частотами питающего напряжения. Однако возможность выделения гармоник, вызванных зубчатостью статора, температурными колебаниями в структуре ротора, статическим эксцентриситетом появляется при размещении ДХ на внутренней поверхности ротора ЭТМП.

Получение дополнительной возможности разделения прямых и обратных статорных гармоник можно организовать при питании обмотки статора постоянным током, значение которого эквивалентно значению трехфазного переменного тока. Ротор шнекового ЭТМП при этом вращается с помощью стороннего внешнего статора.

Для точного определения порядка и амплитуды гармоник ДХ как на роторе, так и на статоре, были использованы мультипликативные

свойства преобразователя Холла. Датчик Холла при этом питается синусоидальным управляющим током регулируемой частоты  $k \cdot \omega$ , а выходные сигналы с холловских выводов фиксируются с помощью USB- осциллографа.

Мгновенные значения анализируемой магнитной индукции  $b(t)$  определяются выражением (2). С помощью генератора синусоидальных напряжений на управляющие входы ДХ подается напряжение:

$$u(t) = U_m \cdot \sin(k \cdot \omega \cdot t + \alpha_k), \quad (7)$$

где  $\alpha_k$  - угол сдвига фаз между  $u(t)$  и анализируемой функцией.

На холловских контактах получаем напряжение:

$$u_2 = K \cdot b(t) \cdot u(t), \quad (8)$$

где  $K$  – коэффициент пропорциональности.

Поскольку средние значения всех гармонических составляющих, за исключением  $K$  - й, за период равны нулю, то среднее значение напряжения Холла определится из выражения:

$$u_{2cp} = K \cdot \frac{1}{2 \cdot \pi} \int_0^{2 \cdot \pi} b(t) \cdot u(t) dt = K \cdot \frac{u_k \cdot B_m}{2} \cdot \cos(\varphi_k - \alpha_k), \quad (9)$$

Из выражения (9) определяем амплитуду и фазу  $K$  – й гармоники.

### **Выводы и направление дальнейших исследований.**

1. Предложена аппаратурная реализация способа исследования переходных и квазиустановившихся процессов бистаторного ЭТМП технологического назначения. Установлен характер переходного процесса изменения тока в период пуска ЭТМП при различных начальных значениях скорости массивного ротора.

2. Установлено, что переходный процесс изменения интегральной величины – потребляемого тока ЭТМП определяется не только электромагнитными и электромеханическими процессами, но и тепловыми изменениями электромагнитных параметров ЭТМП.

3. Предложены аналитические зависимости расчета результирующего электромагнитного момента и мгновенных значений магнитной индукции в воздушном зазоре ЭТМП.

4. Экспериментально зарегистрирован спектр высших гармоник питающего напряжения и потребляемого тока ЭТМП. Предложены

способы разделения гармоник в соответствии с формирующими их причинами.

5. Для полного анализа спектра высших гармоник необходимо провести более детальные исследования с записью дополнительных экспериментальных данных, которые могут быть получены с датчиков Холла при размещении их на подвижных и неподвижных частях ЭТМП.

*Приведены результаты экспериментальных исследований динамики и гармонического состава токов полифункциональных электротепломеханических преобразователей технологического назначения.*

*The results of experimental researches of dynamics and harmonic composition of currents of polyfunctional electric-warmly-mechanical transformers of the technological setting.*

#### **Библиографический список.**

1. Шинкаренко В.Ф., Заблодский Н.Н. Генетическое моделирование и структура генома электромеханических преобразователей энергии технологического назначения // *Восточно-европейский журнал передовых технологий*. – Харьков: Технолог. центр, 2004. - №2 (8). –С. 44-51.

2. Трещев И.И. *Электромеханические процессы в машинах переменного тока*. - Л.: Энергия, Ленинград. отд-ние, 1980. – 314с.

3. Копылов И.П. *Математическое моделирование электрических машин: Учебник для вузов*. – М.: Высш.шк., 1987. – 248 с.

4. Вербовой А.П., Вербовой П.Ф., Съянов А.М. *Электромагнитные параметры асинхронных двигателей с массивными ферромагнитными роторами // Регулируемые асинхронные двигатели*. – К.: Ин-т электродинамики НАН Украины. – 1996. – С. 55 – 56.

5. Съянов А.М. *Расчет характеристик асинхронного двигателя с массивным ферромагнитным ротором методом конечных элементов // Регулируемые асинхронные двигатели*. – К.: Ин-т электродинамики НАН Украины. – 1998. – С. 20 – 29.

6. Васьковский Ю.Н., Заблодский Н.Н. *Моделирование полей и характеристик электротепломеханических преобразователей технологического назначения // Техн. электродинаміка*. – К.: Ін-т електродинаміки НАН України Тем. вип. «Проблеми сучасної електротехніки»,- 2006, част.7.- С. 41-44.

7. Заблодский Н.Н. *Моделирование динамических режимов и*

*теплообменных процессов электротепломеханических преобразователей // Техн. електродинаміка. – К.: Ін-т електродинаміки НАН України Тем. вип. «Проблеми сучасної електротехніки»,- 2004, част.б.- С. 34-37.*

*8. Заблодский Н.Н., Коцемир И.А., Стройников В.Г. Система импульсного управления реверсирования и форсировки электротепломеханических преобразователей энергии технологического назначения // Сб. науч. тр. Донбасского госуд. техн. ун-та. Вып. 23 – Алчевск: ДонГТУ, 2007. – С. 323 – 328.*

*9. Петров Л.П., Чан Ван Тхинь. Динамика магнитных потоков асинхронного электропривода // Электричество. -1991. -№12. – С. 40 – 48.*

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Зеленовым А.Б.*





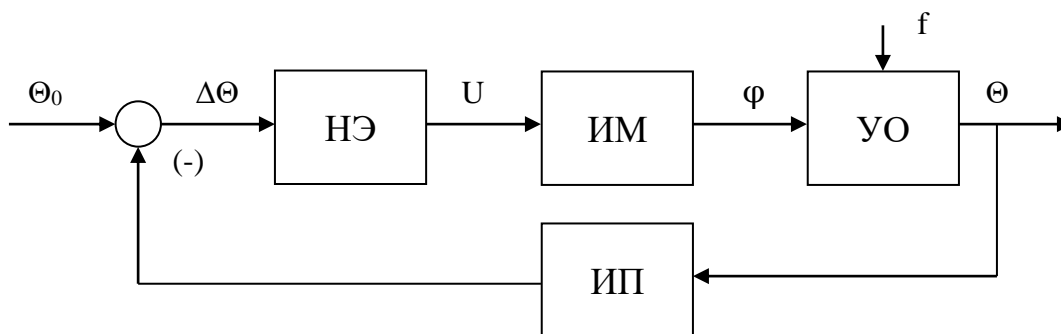


Рисунок 2 – Функциональная схема установки

Обозначения на функциональных схемах (рис. 1, 2):

Н - внешние условия;

ТВС – температура воздуха в стволе;

ТВК – температура воздуха через калорифер;

ТПК – температура пара калорифера;

УО – управляемый объект (ТВС, ТВК, ТПК);

ИП – измерительный прибор;

ВЭ – воспринимающий элемент;

ЗУ – задающее устройство;

РУ - релейно-регулирующее устройство;

ИРЭ – исполнительный релейный элемент;

ЭК – элемент контроля и обратной связи;

ПРЭ – промежуточный релейный элемент;

АРУ – автоматическое регулирующее устройство (ЗУ, РУ, ИРЭ, ЭК, ПРЭ);

СП – сервопривод;

РО – регулирующий орган;

ЭУ – элемент управления;

ИМ – исполнительный механизм (СП, РО, ЭУ);

АС – средства аварийной сигнализации;

ЭЗК – элемент защиты и контроля;

НЭ – нелинейный элемент;

f – случайное воздействие;

$\Theta_0$  – предписанное значение температуры;

$\Theta$  – фактическое значение температуры управляемого объекта;

$\Delta\Theta$  – отклонение фактической температуры от заданной;

U – управляющее воздействие;

$\phi$  – угол открытия заслонки подачи теплового воздуха от калорифера.

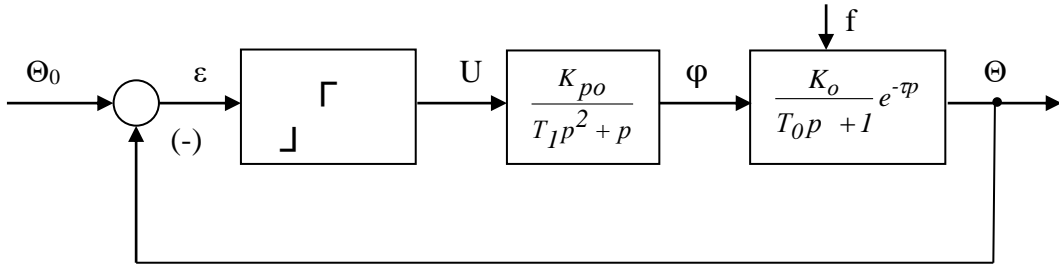
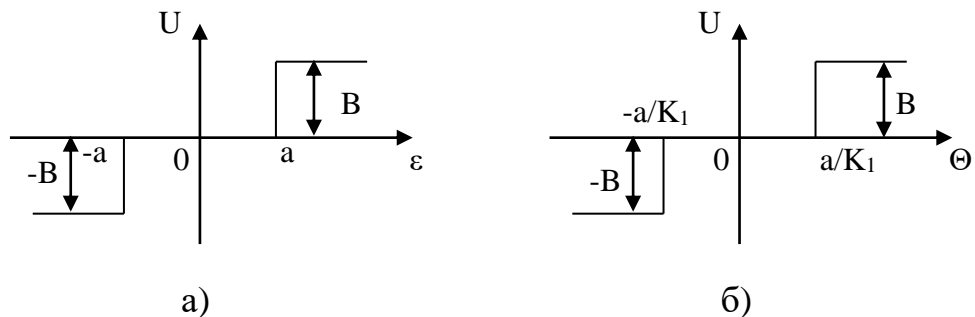


Рисунок 3 – Структурная схема установки

$$\left\{ \begin{array}{l} T_0 \frac{d\Theta}{dt} + \Theta = -k_0 \varphi + f(t) \\ T_1 \frac{d^2\varphi}{dt^2} + \frac{d\varphi}{dt} = k_{po} U \\ U = B \operatorname{sign} \varepsilon(t - \tau) = B \operatorname{sign} \varepsilon(t) \mathbb{1}(t - \tau), \\ \varepsilon = k_1 \Theta \\ \varepsilon = \Theta_0 - \Theta \end{array} \right. \quad (1)$$

Где  $k_0$ ,  $k_{po}$ ,  $k_1$  – статические коэффициенты усиления объекта регулирования, регулирующего органа и обратной связи;  $T_0$ ,  $T_1$  – постоянные времени объекта регулирования и регулирующего органа.

Случайное внешнее воздействие  $f(t)$  можно принять равным нулю. Чтобы запаздывание учесть как единичное воздействие: выделить  $\varepsilon(t)$  в самостоятельную функцию. Решить систему уравнений с учетом вида характеристики нелинейного элемента.



а) характеристика однозначной нелинейности  $U=f(\varepsilon)$   
 б) характеристика однозначной нелинейности  $U=f(\Theta)$

Рисунок 4 – Характеристики нелинейностей

Структурная схема (рис. 3) с учетом рис. 4 и уравнения (1) примет вид (рис. 5).

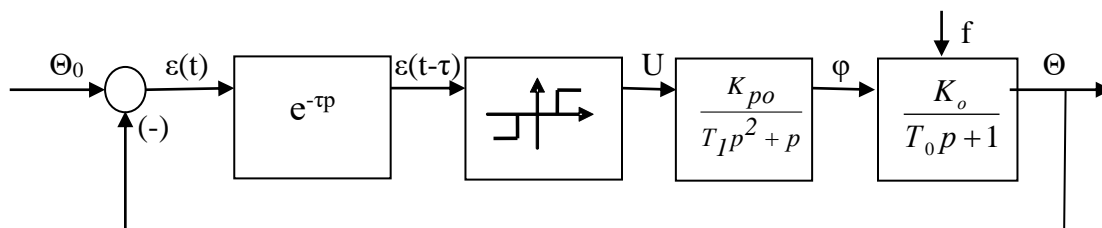


Рисунок 5 – Преобразованная структурная схема установки

Для построения фазовых траекторий данной структуры (рис. 5) необходимо из уравнений (1) исключить функцию времени  $t$  в явной форме. Решение сводят к результату  $\dot{\Theta} = f(\Theta)$ . При этом построение провести справа, слева и в зоне нечувствительности нелинейного элемента на фазовой плоскости.

Решим уравнение (1) относительно  $\Theta$  и управляющего воздействия.

Для этого установим зависимости для  $\frac{d\varphi}{dt}$  и  $\frac{d^2\varphi}{dt^2}$

$$\begin{aligned} T_0 \frac{d^2\Theta}{dt^2} + \frac{d\Theta}{dt} &= -k_0 \frac{d\varphi}{dt} \\ T_0 \frac{d^3\Theta}{dt^3} + \frac{d^2\Theta}{dt^2} &= -k_0 \frac{d^2\varphi}{dt^2} \end{aligned} \quad (2)$$

И используем их в следующем уравнении

$$T_I \frac{d^2\varphi}{dt^2} + \frac{d\varphi}{dt} = -k_0 k_{po} U,$$

получим

$$\frac{T_I}{-K_0} \left( T_0 \frac{d^3\Theta}{dt^3} + \frac{d^2\Theta}{dt^2} \right) + \frac{1}{-K_0} \left( T_0 \frac{d^2\Theta}{dt^2} + \frac{d\Theta}{dt} \right) = K_{po} U \quad (3)$$

Считаем  $T_I T_0 \approx 0$ , тогда

$$(T_I + T_0) \frac{d^2\Theta}{dt^2} + \frac{d\Theta}{dt} = -k_0 k_{po} B \text{sign} \varepsilon(t) l(t - \tau);$$

$$(T_I + T_0) \frac{d^2\Theta}{dt^2} + \frac{d\Theta}{dt} = -k_0 k_{po} K_I B \text{sign} \Theta$$

Для зоны справа от линий переключения на фазовом портрете и зоны слева имеем

$$(T_1 + T_0) \frac{d^2 \Theta}{dt^2} + \frac{d\Theta}{dt} = -k_0 k_{po} B, \text{ при } \Theta > \frac{a}{K_1} \quad (4)$$

$$(T_1 + T_0) \frac{d^2 \Theta}{dt^2} + \frac{d\Theta}{dt} = k_0 k_{po} B, \text{ при } \Theta < -\frac{a}{K_1} \quad (5)$$

Для зоны нечувствительности

$$(T_1 + T_0) \frac{d^2 \Theta}{dt^2} + \frac{d\Theta}{dt} = 0, \text{ при } -\frac{a}{K_1} \leq \Theta \leq \frac{a}{K_1}$$

Чтобы исключить функцию времени из уравнений (4), (5), обозначим  $y = \frac{d\Theta}{dt}$  и разделим левую и правую часть уравнений (4) и (5) на  $y$ .

$$(T_1 + T_0) \frac{dy}{d\Theta} = \frac{-y - K_0 K_{po} B}{y}$$

$$d\Theta = -(T_1 + T_0) \frac{y dy}{y + K_0 K_{po} B} \quad (6)$$

Проинтегрировав уравнение (6), получают уравнение для фазовых траекторий справа от линии переключения нелинейно элемента (7).

$$\Theta = (T_1 + T_0) [k_0 k_{po} B \ln(y + k_0 k_{po} B) - y] + c_2, \quad (7)$$

где  $c_2$  – постоянная интегрирования определяется начальными условиями переходного процесса.

Слева от линии переключения (8)

$$\Theta = (T_1 + T_0) [k_0 k_{po} B \ln(y - k_0 k_{po} B) + y] - c_3 \quad (8)$$

Для зоны нечувствительности имеем

$$\begin{aligned}
(T_1 + T_0) \frac{dy}{d\Theta} + 1 &= 0 \\
(T_1 + T_0) dy &= -d\Theta \\
dy &= -\frac{1}{(T_1 + T_0)} d\Theta
\end{aligned}
\tag{9}$$

После интегрирования выражения (9)

$$y = -\frac{1}{(T_1 + T_0)} \Theta + c_1 \tag{10}$$

где  $c_1, c_2, c_3$  – постоянные интегрирования на интервале  $-\infty < c_i < \infty$ .

По уравнениям (7,8,9) строят фазовые траектории, учитывая запаздывание  $\tau$ . Анализ рассмотренной нелинейной системы возможен с помощью модифицированного метода [3] вспомогательных функций (ММВФ), что исключает необходимость интегрирования в случаях когда это затруднено.

**Выводы.** 1. Рассмотренный пример исследования нелинейной автоматизированной системы с чисто запаздывающим элементом показал возможность получения аналитических решений для установления показателей переходного процесса с помощью фазовых траекторий.

2. В случаях сложных алгоритмов, интегрирование которых затруднено следует применять метод модифицированных вспомогательных функций, который охватывает более широкий класс задач, где входящие параметры являются разрывными или обобщенными функциями.

*Рассмотрена автоматизированная система с нелинейным элементом и чисто запаздывающим звеном. Предложена методика последовательности получения алгоритмов фазовых траекторий, позволяющим также использовать метод модифицированных вспомогательных функций, если интегрирование затруднено.*

*Non-linear element and pure lag row automation system was observed. The method of phase trajectory is offered, that permits to use the method of modifying additional function if the integration is hampered.*

### **Библиографический список.**

1. Иркиевский В.Д., Ризун В.И. Математические методы исследования движения сложных подвижных объектов. – К.: ІСДО, 1994. – 409с.

2. Иркиевский В.Д. Автоматическое управление. Учебн. пособие. – К.: Лыбидь, 1992. – 200с.

3. Ризун В.И. Современные проблемы науки и техники, связанные с решением дифференциальных уравнений с переменными коэффициентами (Методы решения и их применения): Монография: В 4-х т. – Луганск: ВНУ, 2006. – 834с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Денищиком Ю.С.*

*к. т. н., доц. Дрючин В.Г.,  
ассистент Ткачев Р.Ю.  
(ДонГТУ, г Алчевск, Украина)*

## **СИНТЕЗ РЕГУЛЯТОРОВ НА БАЗЕ ИНТЕГРИРУЮЩИХ ФИЛЬТРОВ СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ ОБЪЕКТАМИ С ЗАПАЗДЫВАНИЕМ В КООРДИНАТАХ СОСТОЯНИЯ И УПРАВЛЕНИЯ**

*Розглядається синтез систем управління нелінійними і лінійними об'єктами з запізнюванням, як у координатах стану, так і в управлінні, при наявності інформації тільки про вихідну координату. Приводяться вираження, що забезпечують розрахунок параметрів регулятора на базі інтегруючих фільтрів за заданими показниками якості.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Практическое применение автоматических регуляторов для различного рода технологических процессов часто затруднено вследствие возникающих при данных процессах запаздываниях. Особенно трудными в управлении являются процессы, в которых запаздывания возникают в координатах состояния, как правило, при охвате объекта управления контуром рециркуляции вещества, по которому выходной сигнал объекта спустя время  $\theta$ , поступает на его вход. К таким объектам относятся технологические объекты с рециклом, у которых выходной поток или его часть возвращается на вход технологического агрегата [1].

**Анализ исследований и публикаций.** Исследованию систем управления объектами с запаздыванием в координатах состояния посвящено гораздо большее число работ, чем исследованию систем с объектами, содержащими запаздывание в управлении. Литература, посвященная дифференциальным уравнениям с запаздывающим аргументом, по сути содержит изложение результатов, относящихся к объектам с запаздыванием между координатами [2-7]. Среди них особо следует отметить работы [2, 3].

Несмотря на значительное число работ, относящихся к указанной проблеме, задача синтеза оптимальных замкнутых систем управления с запаздыванием в координатах является актуальной и требующей дальнейшего исследования.

**Постановка задачи.** Излагается алгоритм решения задачи синтеза



замкнутых систем управления с запаздыванием в координатах состояния и управлении (т.е. аналитическим путем находится зависимость между управляющими воздействиями, координатами объекта и возмущениями), который базируется на минимизации интегральной квадратичной формы

$$\mathbf{I} = \int_0^{\infty} \varepsilon^2 dt, \quad (1)$$

при уравнениях связи, являющихся уравнениями объекта с запаздыванием, представленным в виде уравнения «вход-выход»

$$\begin{aligned} & \left[ p^n + (\delta_1 + b_1)p^{n-1} + \dots + (\delta_j + b_j)p^{n-j} + \dots + (\delta_n + b_n) \right] e^{-p\theta} x_1 = \\ & \left[ p^m + (\varphi_1 + d_1)p^{m-1} + \dots + (\varphi_i + d_i)p^{m-i} + \dots + (\varphi_m + d_m) \right] e^{-p\tau} U, \end{aligned} \quad (2)$$

где  $x_1$  – выходная координата объекта;

$U$  – управление объекта;

$p = d/dt$  – оператор дифференцирования;

$\delta_j$  и  $\varphi_i$  – нелинейные функции фазовых координат объекта, заданные в аналитическом виде и имеющие непрерывные частные производные соответственно до  $(n-1)$ -го и  $(m-1)$ -го порядков включительно;

$b_j$  и  $d_i$  – постоянные коэффициенты;

$\theta$  – время эффекта последействия;

$\tau$  – время чистого запаздывания.

Функционал (1) представляет собой интегральный критерий среднеквадратичной ошибки, определяющей близость выходного сигнала замкнутой системы к желаемому (заданному).

Требуемые показатели качества замкнутой системы управления вполне определенно задаются желаемым дифференциальным уравнением (системой уравнений) следующего вида

$$\begin{aligned} & \left[ p^v + \gamma_1 p^{v-1} + \dots + \gamma_k p^{v-k} + \dots + \gamma_v \right] x_1 = \\ & = \left[ \gamma_{v-\lambda+1} p^{\lambda-1} + \dots + \gamma_{v-1} p + \gamma_v \right] e^{-p\tau} x_3, \end{aligned} \quad (3)$$

где  $x_3$  – задающее воздействие системы;

$v$  и  $\lambda$  – порядок и астатизм синтезируемой системы, соответственно;

$\gamma_k$  – коэффициенты, задающие распределение корней характеристического уравнения замкнутой системы.

Задача управления в этом случае будет сводиться к определению такого закона регулирования в дифференциальной форме

$$R_1(p, \tau, \theta, x)\varepsilon = R_2(p, \tau, \theta, x)U, \quad (4)$$

который присоединенный к объекту управления (2) гарантировал бы минимальное значение функционалу (1).

В выражении (4)  $R_1(p, \tau, \theta, x)$  и  $R_2(p, \tau, \theta, x)$  – многочлены некоторых степеней оператора дифференцирования с нелинейными коэффициентами, зависящими от фазовых координат объекта и времени запаздывания  $\theta$  и  $\tau$ .

**Изложение материала и его результаты.** Замкнутая система (2), (4) описывается дифференциальным соотношением вида

$$\begin{aligned} & \left\{ \left[ p^n + (\delta_1 + b_1)p^{n-1} + \dots + (\delta_j + b_j)p^{n-j} + \dots + (\delta_n + b_n) \right] \cdot e^{-p\theta} R_2(p, \tau, x) + \right. \\ & \left. + \left[ p^m + (\varphi_1 + d_1)p^{m-1} + \dots + (\varphi_i + d_i)p^{m-i} + \dots + (\varphi_m + d_m) \right] \cdot e^{-p\tau} R_1(p, \tau, x) \right\} x_1 = \\ & \left[ p^m + (\varphi_1 + d_1)p^{m-1} + \dots + (\varphi_i + d_i)p^{m-i} + \dots + (\varphi_m + d_m) \right] \cdot e^{-p\tau} R_1(p, \tau, x) x_3 \end{aligned} \quad (5)$$

Сравнивая (3) и (5) и выполнив математические преобразования, получим

$$\begin{aligned} R_1(p, \tau, x) &= \left[ p^n + (\delta_1 + b_1)p^{n-1} + \dots + (\delta_j + b_j)p^{n-j} + \dots + (\delta_n + b_n) \right] \cdot \\ & \cdot \left[ \gamma_{v-\lambda+1}p^{\lambda-1} + \dots + \gamma_{v-1}p + \gamma_v \right] \cdot e^{-p\theta}; \\ R_2(p, \tau, x) &= \left\{ \left[ p^v + \gamma_1p^{v-1} + \dots + \gamma_kp^{v-k} + \dots + \gamma_v \right] - \right. \\ & \left. - \left[ \gamma_{v-\lambda+1}p^{\lambda-1} + \dots + \gamma_{v-1}p + \gamma_v \right] \cdot e^{-p\tau} \right\} \times \\ & \times \left[ p^m + (\varphi_1 + d_1)p^{m-1} + \dots + (\varphi_i + d_i)p^{m-i} + \dots + (\varphi_m + d_m) \right]. \end{aligned} \quad (6)$$

Анализируя (6) можно отметить, что регулятор (4) будет реализуем физически, если

$$m + v \geq n + \lambda - 1. \quad (7)$$

Таким образом, выражения (7) накладывает ограничение на реализацию регулятора, который обеспечивал бы заданные показатели качества при требуемом астатизме системы управления объектом с запаздыванием, описываемый выражением (2).

Расчет регулятора выполним следующим образом. Преобразуем выражения (6) и подставим в (4). В результате математических преобразований получим

$$\begin{aligned} & \left[ M_0 p^{n+\lambda-1} + (M_1 + L_1 e^{-p\theta}) p^{n+\lambda-2} + \dots + (M_{n+\lambda-1} + L_{n+\lambda-1} e^{-p\theta}) \right] (x_3 - x_1) = \\ & = \left[ p^{m+v} + N_1 p^{m+v-1} + \dots + (N_{m+\lambda-2} - K_{m+\lambda-2} e^{-p\tau}) \cdot \right. \\ & \left. \cdot p^{m+\lambda-2} + \dots + (N_{m+v} - K_{m+v} e^{-p\tau}) \right] U, \end{aligned} \quad (8)$$

где  $M_i, N_i, K_i, L_i$  – нелинейные коэффициенты, зависящие от коэффициентов выражения (6).

Регулятор (8) возможно реализовать на базе интегрирующего фильтра

$$\begin{aligned} \dot{y}_i &= y_{i+1}, \quad i = 1, 2, \dots, m + v + r - 1 \\ \dot{y}_{m+v+r} &= U^*, \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} \text{где } U^* &= (x_3 - z) - (N_{m+v} - K_{m+v} e^{-p\tau}) y_1 - \dots \\ &- (N_{m+v-2} - K_{m+v-2} e^{-p\tau}) y_{m+\lambda-1} - \dots - N_1 y_{m+v}. \end{aligned}$$

В этом случае фазовые координаты фильтра (9) позволяют сформировать управление

$$\begin{aligned} U &= (M_{n+\lambda-1} + L_{n+\lambda-1} e^{-p\theta}) y_1 + (M_{n+\lambda-2} + L_{n+\lambda-2} e^{-p\theta}) y_2 + \\ &\dots + (M_1 + L_1 e^{-p\theta}) y_{n+\lambda-1} + M_0 y_{n+\lambda} \end{aligned} \quad (10)$$

Учитывая то, что выходная координата регулятора  $y_1$  и выходная координата объекта  $x_1$  при управлении (10) связаны соотношением

$$x_1 = \left[ \gamma_{v-\lambda+1} p^{\lambda-1} + \dots + \gamma_{v-1} p + \gamma_v \right] e^{-p\tau} y_1, \quad (11)$$

и можно выходную координату объекта использовать при

формировании управления  $U^*$  интегрирующего фильтра (9). Таким образом

$$U^* = (x_3 - z) - N_{m+v}y_1 - \dots - N_{m+v-2}y_{m+\lambda-1} - \dots - N_1y_{m+v} + [p^m + (\varphi_1 + d_1)p^{m-1} + \dots + (\varphi_m + d_m)]x_1. \quad (12)$$

Это устраняет необходимость в моделировании запаздывания при построении регулятора. Однако, при обработке возмущающих воздействий, действующих на объект, система остается разомкнутой по возмущению при сохранении требуемых качественных показателей по заданию. Для устранения этого, составляющие управления (12) одинакового порядка (при замене  $x_1$ , в соответствии с (11)) необходимо пропустить через фильтр "высоких частот", имеющий передаточную функцию вида

$$W_\phi(p) = \frac{T_\phi p}{T_\phi p + 1}.$$

### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

Изложенный выше метод синтеза систем управления с запаздыванием позволяет обеспечить требуемые показатели качества регулирования, как по заданию, так и по возмущению. Рассмотренное построение регуляторов обеспечивает их однотипность в смысле реализуемости на базе интегрирующих фильтров, как для линейных, так и для нелинейных объектов с запаздыванием. Синтезированный регулятор при управлении нелинейным объектом одновременно с компенсацией влияния запаздывания на устойчивость системы осуществляет компенсационную линеаризацию объекта. Обеспечение качественных показателей при обработке возмущений, действующих на объект, осуществляется путем введения в закон управления фильтра высокой частоты. Кроме того, рассмотренный метод синтеза характеризуется универсальностью, так как его можно применять при построении систем управления объектами линейными и нелинейными, с запаздыванием и без запаздывания.

*Рассматривается синтез систем управления нелинейными и линейными объектами с запаздыванием, как в координатах состояния, так и в управлении, при наличии информации только о выходной координате. Приводятся выражения, обеспечивающие расчет параметров регулятора на базе интегрирующих фильтров по заданным показателям качества.*

*The synthesis of control systems of nonlinear and linear objects with delay, both in coordinates of a condition, and in management is considered, at presence of the information only about target coordinate. The expressions ensuring account of parameters of a regulator on the basis of integrating filters on given parameters of quality are resulted.*

#### **Библиографический список.**

1. Мазуров В.М., Малов Д.И., Саломыков В.И. Система автоматического регулирования величины рН в абсорбционной колонне с рециклом. // *Химическая промышленность*, №4, 1974.

2. Красовский Н.Н. Теория управления движением. М.: Наука, 1968.

3. Мышкис А.Д. Линейные дифференциальные уравнения с запаздывающим аргументом. М.: Наука, 1972.

4. Габасов Р., Кирилова Ф.М. Качественная теория оптимальных процессов. М.: Наука, 1971

5. Солодов А.В., Солодова Е.А. Системы с переменным запаздыванием. –М.: Наука, 1980.

6. Янушевский Р.Т. Управление объектами с запаздыванием. М.: Наука, 1978.

7. Кіку А.Г., Білоус Т.І. Квазіоптимальні регулятори для об'єктів з чистим запізнюванням. // *Праці міжнародної конференції з управління "Автоматика 2000" – Львів: 2000. Том 2, С.115–120.*

*Рекомендовано к печати  
к. т. н., проф. Паэрандом Ю.Э.*

*к. т. н., провідн. наук. співробітн. Комісаренко О.І.,  
ст. наук співробітн. Ламанов С.Л.,  
наук. співробітн. Богданова О.В.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## ДОСЛІДЖЕННЯ ОСНОВНИХ ЧАСОВИХ І ІНТЕГРАЛЬНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ОПТИМАЛЬНОГО ПРОЦЕСУ ВІДКЛЮЧЕННЯ

*Проведено аналіз часових та інтегральних характеристик оптимального процесу відключення, а також залежності інтегральних характеристик цього процесу від комутаційних перенапруг. Виявлено, що зниження енерговиділення в період відключення послідовного електричного ланцюга вичерпується реалізацією оптимального процесу комутації і збільшенням коефіцієнту перенапруги до гранично припустимого рівня.*

**Проблема та її зв'язок із науковими та практичними задачами.** В комутаційних апаратах явище дуги відключення постійного струму при відповідному керуванні процесом гасіння грає позитивну роль. Електрична дуга – один з компактних та дешевих елементів, що розсіює енергію і який може керувати процесом відключення. Однак звичайний контур, що вимикається (рис.1), в якому повинна розсіюватися енергія електромагнітного поля окрім контактів з дугою відключення у дугогасильній камері (Д) та навантаження (зі складовими – активною  $R_H$  та індуктивною  $L_H$ ) містить також і джерело живлення (ДЖ).

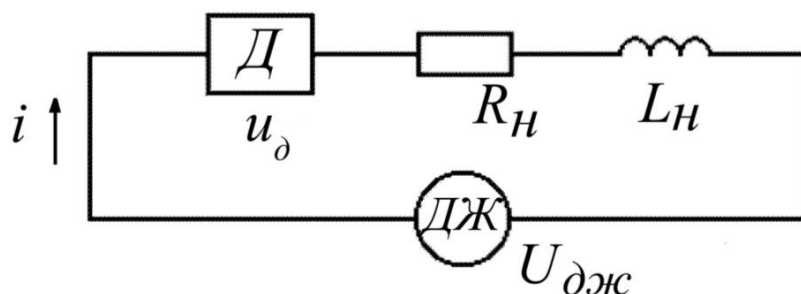


Рисунок 1 – Електричний ланцюг, що вимикається

Тому на активних елементах контуру, окрім енергії поля, попутно

розсіюється і енергія, яка надходить від джерела живлення. Це перевантажує контур, що вимикається „зайвою енергією” і негативно впливає на всі характеристики. Тому знаходження шляхів зменшення цього перевантаження принесе значний економічний ефект та сприятиме розвитку комутаційних апаратів.

**Аналіз досліджень і публікацій.** Проведені теоретичні дослідження показують, що у силовому ланцюзі постійного струму, який вимикається, з послідовним з'єднанням активно-індуктивного навантаження, комутуючого електричного апарата і джерела живлення за час комутації, крім запасу електромагнітної енергії, що розсіюється, виділяється велика кількість енергії від ДЖ [1]. Дослідження показують, що кількість енергії, що надходить від ДЖ, можна істотно скоротити, якщо поліпшити форму кривої спадання струму  $i(t)$  в ланцюзі [2]. Можливості поліпшення інтегральних характеристик процесу відключення вичерпуються реалізацією оптимального процесу комутації. Авторами встановлено, що для зменшення енерговиділення необхідно прагнути, щоб було реалізовано процес відключення близький до оптимального при максимально припустимому рівні комутаційних перенапруг.

**Постановка задачі.** Таким чином, при дослідженні та аналізі часових та інтегральних характеристик необхідно виявити межі зміни комутаційних перенапруг при яких оптимальний процес комутації максимально ефективний.

**Виклад матеріалу і його результати.**

На попередніх етапах дослідження доведено, що для здійснення оптимального дугогасіння необхідно, щоб дугогасильний пристрій комутуючого апарату на протязі всього процесу відключення забезпечував напругу на дузі на рівні

$$u_{\text{до}}^*(t^*) = \text{const} = K_{\text{П}}, \quad (1)$$

де  $u_{\text{до}}^* = u_{\text{до}} / U_{\text{дж}}$  – напруга на дузі у відносних одиницях при оптимальному процесі;

$u_{\text{до}}$  - напруга на дузі при оптимальному процесі;

$U_{\text{дж}}$  – напруга джерела живлення;

$t^* = t / T$  - поточний час у відносних одиницях;

$T = L_{\text{н}} / R_{\text{н}}$  – постійна часу;

$K_{\text{П}}$  – коефіцієнт комутаційних перенапруг.

При цьому струм у контурі, що вимикається, буде відповідати рівнянню

$$i_o^*(t^*) = 1 - K_{\Pi} [1 - \exp(-t^*)], \quad (2)$$

де  $i_o^* = i_o / I_n$  – струм при оптимальному процесі відключення у відносних одиницях;

$I_n = U_{дж} / R_n$  – струм навантаження.

Результати проведеної оптимізації локальних параметрів підтверджують, що при забезпеченні процесу відключення згідно з [1,2] оптимізуються не тільки інтегральні, а також часові характеристики. Даний висновок підтверджується результатами оптимізації інших параметрів, що містяться в літературі [3,4].

На рис.2 представлені часові характеристики - графіки залежностей: струму в ланцюзі, потужності на активних елементах ланцюга і опору дуги для оптимального процесу відключення при коефіцієнті перенапруг  $K_{\Pi}=2$  (криві праворуч відповідно  $i_{до}^*$ ,  $p_{до}^*$ ,  $p_{но}^*$  та  $r_{до}^*$ ) і для порівняння аналогічні криві для емпіричного процесу при  $n=2$  і  $K_{\Pi}=2$  (криві ліворуч відповідно  $i_{де}^*$ ,  $p_{де}^*$ ,  $p_{не}^*$  та  $r_{де}^*$ ), дані характеристики вказані у попередніх публікаціях [5, 6]. Часові характеристики (рис.2) підтверджують, що оптимальний процес комутації здійснюється у декілька разів швидше, ніж емпіричний. Значно менші і площі під кривими потужності, які пропорційні відповідним енергетичним характеристикам. Для наочності на рис.3 представлені енергетичні характеристики:  $W_{дж_e}$  - енергія джерела живлення;  $W_{д_e}$  - енергія в дузі;  $W_{н_e}$  - енергія в навантаженні емпіричного процесу відключення при  $n=2$  (рис.3а) та енергетичні характеристики:  $W_{д_o}$ ,  $W_{дж_o}$ ,  $W_{н_o}$  оптимального процесу відключення (рис.3б).

У порівнянні з емпіричним процесом при  $n=2$  і  $K_{\Pi}=2$  енергія в дузі при оптимальному процесі  $W_{д_o}^*$  зменшується усього в 1,25 рази. Чим вище  $K_{\Pi}$ , тим менше різниця по даному параметру між емпіричним і оптимальним процесами. Так, при  $K_{\Pi}=5$  вона вже складає 1,05. Усього при зміні характеру процесу відключення від емпіричного до оптимального у діапазоні зміни  $n$  від 1 до 4 і  $K_{\Pi}$  від 1,2 до 5 енергія в дузі може змінюватися приблизно у 4,5 рази, енергія джерела живлення та енергія в навантаженні при цьому можуть змінюватися в десятки разів.

Також, як і при емпіричному процесі, при оптимальному існує оптимальна область змін  $K_{\Pi}$ . Так, при зміні  $K_{\Pi}$  від 1,2 до 2  $W_{д_o}^*$  зменшується в 1,26 рази, а при зміні  $K_{\Pi}$  від 2 до 5 - у 1,13 разів. Отже,



для істотного зменшення енерговиділення в дузі досить, щоб апарат, що відключає, реалізував процес відключення близький до оптимального, при незначному рівні комутаційних перенапруг ( $K_{II} \approx 1,2 \dots 2$ ). Зменшення рівня  $K_{II}$  нижче 1,2 може привести до затяжної дуги і надмірного збільшення  $W_{\delta}$ , а збільшення  $K_{II}$  більше 2 може привести, наприклад, до нераціональної витрати матеріалів системи магнітного дуття, збільшенню імовірності повторних запалювань дуги.

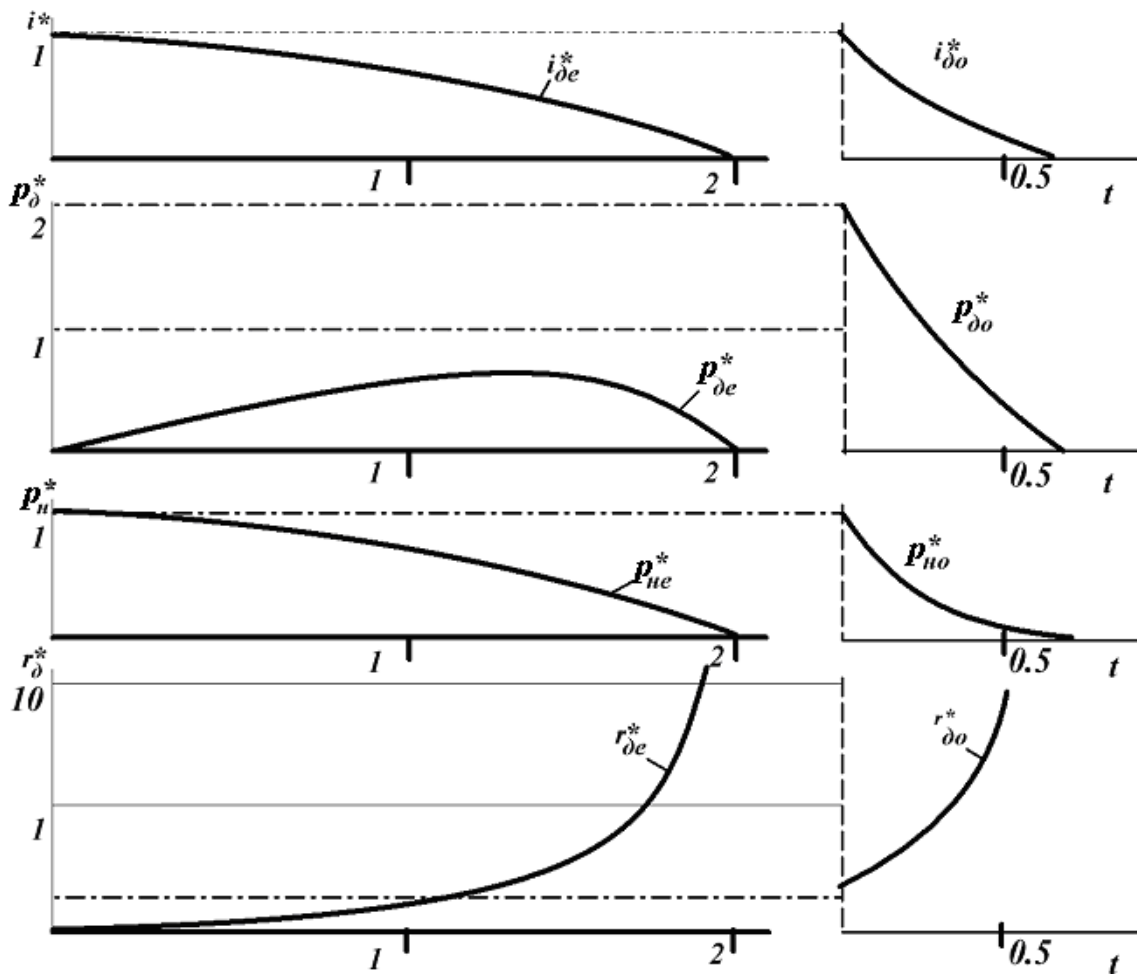


Рисунок 2 - Порівняння часових характеристик емпіричного (ліворуч) і оптимального (праворуч) процесів відключення.

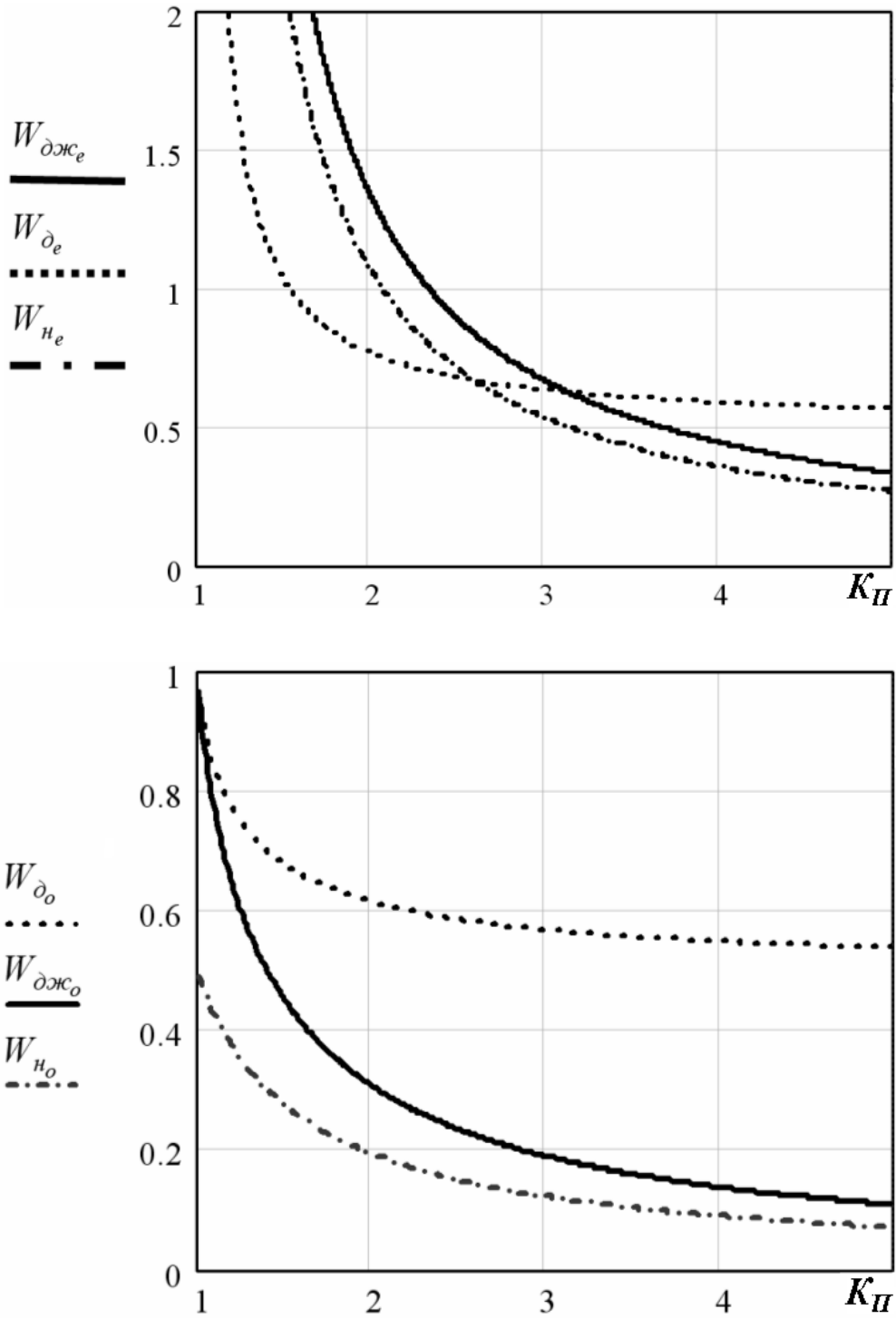


Рисунок 3 - Залежності інтегральних характеристик емпіричного процесу відключення при  $n=2$  (а), та оптимального (б) від величини комутаційних перенапруг  $K_{II}$ .

Незважаючи на те, що при переході до оптимального процесу незначно знижується  $W_{\partial}$  (у порівнянні з  $W_{\partial ж}$  і  $W_H$ ), його реалізація може принести істотну користь. Полягає вона в тому, що при оптимальному процесі можна понизити рівень комутаційних перенапруг  $K_{\Pi}$  (без істотного збільшення часу горіння дуги  $t_{\partial}$  і енергії дуги  $W_{\partial}$ ). При цьому поліпшуються умови експлуатації як навантаження, так і комутаційного апарату. Наприклад, зменшується імовірність пробою напівпровідникових приладів.

**Висновки.** Можливості зниження енерговиділення в період відключення послідовного ланцюга вичерпуються реалізацією оптимального процесу і збільшенням  $K_{\Pi}$  до гранично припустимого рівня.

Можна констатувати, що при  $u_{\partial o}^*(t^*) = K_{\Pi}$  досягається мінімальне надходження енергії в ланцюг, що відключається, та оптимальний розподіл цієї енергії по елементах ланцюга. Мінімальне енерговиділення в ланцюзі досягається за рахунок підтримки на гранично припустимому рівні швидкості зростання опору дуги, що перешкоджає надмірному надходженню енергії джерела живлення, а також сприяє найшвидшому розсіюванню енергії поля.

*Проведен анализ временных и интегральных характеристик оптимального процесса отключения, а также зависимости интегральных характеристик этого процесса от коммутационных перенапряжений, выявлено, что снижение энерговыделения в период отключения последовательной электрической цепи исчерпывается реализацией оптимального процесса коммутации и увеличением коэффициента перенапряжения до гранично допустимого уровня.*

*The analysis of temporal and integral descriptions of optimum process of disconnecting, and also dependences of integral descriptions of this process, is conducted from commutation overstrains, it is exposed, that the decline of energy selection in the period of disconnecting of successive electric chain is closed realization of optimum process of commutation and increase of coefficient of overstrain to the border possible level.*

### **Бібліографічний список.**

1. Комиссаренко А.И., Ламанов С.Л., Ткаченко Ю.С. О роли источника питания в энергетическом балансе отключаемой цепи постоянного тока / Вісн. Східноукр. нац. Ун-ту ім В.Даля.-2003.- №4(62) с110-114.

2. Ламанов С.Л., Михайлова Л.Ф., Яковенко В.В., Комісаренко О.І. Вплив форми кривої спадання струму на енерговиділення у комутуючому елементі / Вісн.Східноукр. нац. Ун-ту ім В.Даля - 2006.-№9(103) С. 277-230

3. Канов Л.Н., Марактанов В.А., Скляр Ю.С. Оптимальное управление коммутационными процессами в электрических цепях постоянного тока.- В кн.: Третий национальный симпозиум с международным участием СИЕЛА-77: Перспективы и проблемы автоматического электроаппаратостроения низкого напряжения. (2. Пловдив, Болгария, 25-28 мая 1977)1977, - С 69-74

4. Марактанов В.А., Пивненко А.Д. О возможности создания выключателя, работающего с заданным законом коммутации.- Электротехническая промышленность: Сер. Аппараты низкого напряжения, 1971, № 7, С.3-5.

5. Комиссаренко А.И., Ламанов С.Л., Ткаченко Ю.С., Яковенко В.В. Анализ временных характеристик процесса отключения цепей постоянного тока / Вісн.Східноукр. нац. Ун-ту ім В.Даля - 2002.- №8(54) С. 61-66.

6. Комиссаренко А.И., Ламанов С.Л. Методика исследований процесса отключения цепей постоянного тока контактными коммутационными аппаратами / Вісн.Східноукр. нац. Ун-ту ім В.Даля - 2002.-№1(47) С. 18-24.

*Рекомендовано до друку  
д. т. н., проф. Зеленовим А.Б.*

*магистр, аспирант Горелов П.В.,  
к. т. н., проф. Мотченко А.И.,  
к. т. н., доц. Яблонь В.П.,  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **УТОЧНЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СУХОГО ТРЕНИЯ В ПАКЕТЕ „MATLAB / SIMULINK”**

*Наведено результати досліджень використання створеної структури, що дозволяє проводити детальне моделювання сил (моментів) сухого тертя в механічних частинах електроприводів.*

**Постановка проблемы и ее связь с научными и практическими задачами.** Моделирование с помощью ЭВМ в последнее время становится чрезвычайно важным инструментом проведения исследований в области электропривода (ЭП). Учитывая, что моделирование с использованием ЭВМ осуществляется дискретно с ненулевым шагом интегрирования, то провести моделирование характеристики сухого трения достаточно нелегко, ввиду того, что довольно сложно определить точный момент времени, в который относительная скорость  $v$  проходит через ноль. Создание моделей без специальных средств точного определения момента перехода через разрыв характеристики сухого трения приводит к тому, что эти модели становятся неустойчивыми в области нулевой скорости. Модель в этой ситуации пребывает в квазистационарном режиме «качания» скорости относительно нулевого значения на интервале шага интегрирования. Если выбран относительно большой постоянный шаг интегрирования, то колебания скорости становятся заметными. При переменном шаге и установленной высокой точности расчета наблюдается как бы «застывание» в процессе интегрирования, вызванное «бесконечным» дроблением шага интегрирования. В среде SIMULINK существуют средства позволяющие избежать названных выше затруднений.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ разработок и исследований показывает, что, непосредственно, вопросу моделирования характеристик сухого трения в различных системах ЭП особого внимание не уделялось. В практике моделирования исследователи, как правило, обходились стандартным блоком, входящим в состав пакета SIMULINK.

**Постановка задачи.** Создать структуру, которая позволяет с высокой точностью реализовать характеристики сухого трения в ЭП и продемонстрировать на практике принципы ее функционирования.

**Изложение материала и его результаты.** Как известно, *сила (момент) сухого трения* при движении трущихся тел одно относительно другого не зависит от скорости этого движения и всегда направлена встречно движению. Указанные свойства довольно хорошо описываются математически с использованием сигнум-функции:

$$\begin{aligned} F_{СТ} &= -F_{ТД} \cdot \text{sign}(v), \text{ при } v \neq 0, \\ M_{СТ} &= -M_{ТД} \cdot \text{sign}(\omega), \text{ при } \omega \neq 0, \end{aligned} \quad (1)$$

где  $F_{ТД}, M_{ТД}$  - некоторые положительные величины, равные соответственно величине силы и момента сухого трения в движении, а  $v, \omega$  - соответственно скорости относительного поступательного и вращательного движений.

Однако известно, что если трущиеся тела неподвижны друг относительно друга, то приложение внешней движущей силы  $F_{ДВ}$  (движущего момента  $M_{ДВ}$ ) к одному из них не вызовет относительного движения тел до тех пор, пока эта движущая сила (момент) не превысит по величине так называемую «силу срыва»  $F_{СР}$  («момент срыва»  $M_{СР}$ ). В этом случае сила (момент) сухого трения уже определяется не величиной и направлением скорости, а величиной приложенной движущей силы, принимая такое значение и направление, что полностью компенсируется действие этой внешней силы (момента):

$$\begin{aligned} F_{ДВ} + F_{СТ} &= 0, \text{ если } v = 0 \text{ и } |F_{ДВ}| \leq F_{СР}, \\ M_{ДВ} + M_{СТ} &= 0, \text{ если } \omega = 0 \text{ и } |M_{ДВ}| \leq M_{СР}. \end{aligned} \quad (2)$$

На рисунке 1 представлены механические характеристики сил (моментов) сухого трения, создаваемые, например, механизмами горизонтального перемещения материалов, механизмами резания и т.п. В общем случае механическая характеристика сил (моментов) сухого трения может иметь несимметричный относительно вертикальной оси характер, что характерно, например, для механизма главного движения металлорежущего станка.

*Сила (момент) вязкого внешнего трения* возникают в случае движения системы в вязкой среде (газы и жидкости) и в общем случае может находиться в сложной зависимости от скорости движения:

$$F_{BH} = \alpha \cdot v^n, \quad (3)$$

$$M_{BH} = \beta \cdot \omega^n, \quad n > 0.$$

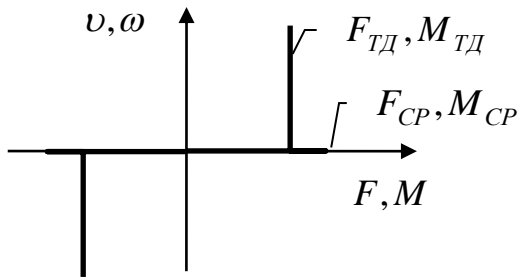


Рисунок 1 – Механическая характеристика сил и моментов сухого трения

В состав библиотеки Discontinuities пакета SIMULINK входит блок Coulomb & Viscous Friction (Сухое и вязкое трение), пиктограмма которого приведена на рисунке 2. Данный блок является «маскированным», т. е. представляет собой структуру из нескольких блоков «замаскированных» под один блок. Его внутреннее строение также

представлено на рисунке 2.

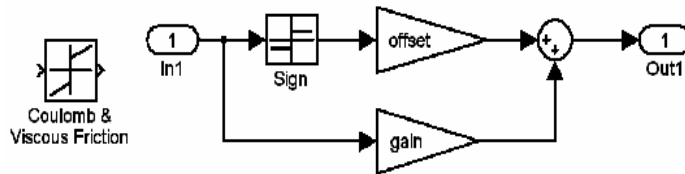


Рисунок 2 – Пиктограмма блока Coulomb & Viscous Friction и его внутренняя организация

Верхняя ветвь маскированной модели блока Coulomb & Viscous Friction служит для моделирования сил (моментов) сухого трения и соответствует уравнениям (1), а нижняя для моделирования сил (моментов) вязкого внешнего трения и соответствует уравнениям (3) при линейном характере зависимостей, т.е. при  $n = 1$ . Коэффициент усиления блока «offset» задается равным силе (моменту) трения движения ( $F_{ТД}$  или  $M_{ТД}$ ), а коэффициент блока «gain» задает наклон характеристики вязкого трения ( $\alpha$  или  $\beta$ ).

Как видно из рисунка 2, блок Coulomb & Viscous Friction представляет явление сухого трения в упрощенном виде, а именно:

- «сила срыва»  $F_{СР}$  или «момент срыва»  $M_{СР}$  принимаются равными силе  $F_{ТД}$  или моменту  $M_{ТД}$  трения движения, т.е. принимается, что  $F_{СР} = F_{ТД}$ ,  $M_{СР} = M_{ТД}$ ;

- не учитывается зависимость силы (момента) сухого трения при нулевой скорости от движущей силы или момента, т.е. не учитываются уравнения (2).

Если первое упрощение является общепринятым и существенно не влияет на интегрирование уравнений динамики механической системы, то второе ограничение вызывает ряд сложностей в процессе моделирования. С учетом уравнений движения

$$\begin{aligned} \frac{dv}{dt} &= \frac{1}{m} \cdot (F_{ДВ} + F_{СТ}(v)), \\ \frac{d\omega}{dt} &= \frac{1}{j} \cdot (M_{ДВ} + M_{СТ}(v)) \end{aligned} \quad (4)$$

и используя блок Coulomb & Viscous Friction можно получить модель динамики механической системы, представленную на рисунке 3.

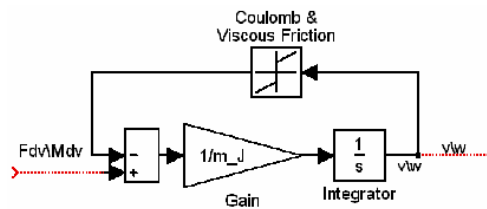


Рисунок 3 - Модель динамики механической системы с использованием блока Coulomb & Viscous Friction

Такая модель, например, используется в маскированном блоке машины постоянного тока (DC Machine), входящей в библиотеку Machines пакета SimPowerSystem ToolBox. Можно легко убедиться, что при ненулевом значении момента или силы сухого трения, моделирование можно провести только с постоянным шагом интегрирования. При выборе переменного шага интегрирования на участках где движущая сила оказывается меньше силы срыва ( $F_{ТД} < F_{СР}$ ), пересечение скоростью нулевого значения приводит как бы к «застыванию» процесса моделирования, что обусловлено «бесконечным» дроблением шага интегрирования. При постоянном шаге моделирование осуществить удастся, хотя и с существенными погрешностями. Модель в этой ситуации пребывает в квазистационарном режиме «качания» скорости относительно нулевого значения на интервале шага интегрирования, что обусловлено «скачками» силы сухого трения между двумя крайними значениями ( $-F_{СР}$  и  $F_{СР}$ ).



Уточненная модель динамики механической системы, работающей на преодоление реактивных сил сопротивления, представлена на рисунке 4.

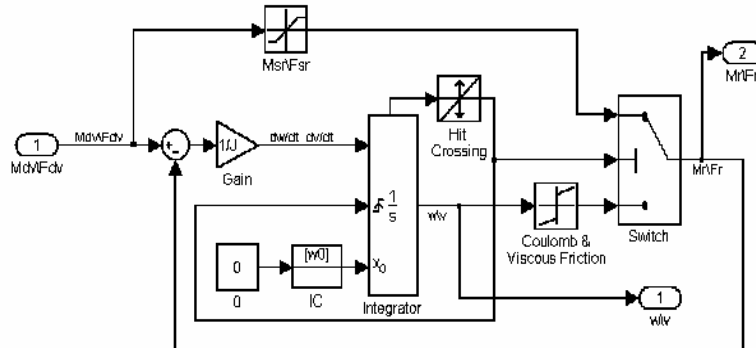


Рисунок 4 – Модель движения механической системы, находящейся под воздействием реактивных сил сопротивления

Схема представленная на рисунке 4 осуществляет однократное интегрирование уравнения (4). На вход схемы подается текущее значение движущего момента (силы)  $M_{dv}/F_{dv}$ , а на выходе  $\omega/v$  формируются значение скорости, а на выходе  $M_R/F_R$  реактивный момент (сила) сопротивления.

Основным блоком модели является Integrator, который осуществляет интегрирование подаваемого на него сигнала относительного ускорения, выдавая сигнал, равный текущему значению скорости  $\omega/v$ . Начальное значение скорости на момент начала моделирования задается в параметрах блока IC, а начальные условия продолжения моделирования после перехода через разрыв характеристики сухого трения передаются через данный блок с выхода блока Constant с обозначением 0.

Сигнал обобщенного ускорения формируется таким образом. Сначала на сумматоре движущий момент (сила)  $M_{dv}/F_{dv}$  суммируется с реактивным моментом (силой)  $M_R/F_R$ , результат подается на блок Gane, который осуществляет деление суммарного сигнала (динамического обобщенного момента или силы) на обобщенный момент инерции J или массу.

Формирование реактивного момента (силы) сухого и вязкого трения осуществляется блоками Saturation ( $M_{SR}/F_{SR}$ ) и Coulomb & Viscous Friction. Если скорость  $\omega/v$  не равна нулю, то переключатель в блоке Switch находится в нижнем положении и сигнал обобщенной скорости  $\omega/v$  проходит через блок Coulomb & Viscous Friction и

передается на сумматор как реактивный момент (сила)  $M_R \setminus F_R$ . Таким образом, реализуются уравнения (1) и (4).

Значительно сложнее осуществить моделирование уравнений (2). Для этого нужно как можно точнее определить момент времени, когда относительная обобщенная скорость  $\omega \setminus v$  проходит через нуль. Для этого необходимо сделать следующее:

- 1) в блоке интегратора надо открыть порт состояния (show state port) и подключить внешний сброс к интегратору, установив External rising в положение rising;
- 2) к порту состояния надо подключить вход блока Hit Crossing, который осуществляет фиксацию точного момента времени перехода скорости через нуль и выдает в этот момент времени управляющий единичный сигнал;
- 3) к выходу блока Hit Crossing следует подсоединить управляющий вход блока Switch и в качестве порога переключения последнего (параметр Treshold) нужно установить значение 0,5. Кроме того, выход блока Hit Crossing необходимо соединить с портом сброса интегратора.

Совокупность описанных блоков работает следующим образом. Если значение скорости  $\omega \setminus v$  не переходит через нуль, выходной сигнал блока Hit Crossing равен нулю. Он меньше порога срабатывания блока Switch, установленного в 0,5. Поэтому осуществляется моделирование уравнения (1), как это было описано ранее. Как только блок Hit Crossing фиксирует пересечение скоростью  $\omega \setminus v$  нуля, на его выходе сигнал становится равным единице, что превышает порог срабатывания ключа Switch и переключает на сумматор блок Saturation ( $M_{SR} \setminus F_{SR}$ ). Одновременно сигнал блока Hit Crossing поступает на вход сброса блока интегратора, по которому последний начинает интегрировать заново с момента пересечения скоростью нуля с начальным условием, установленным в блоке Constant с обозначением 0. Если при дальнейшем интегрировании значение скорости  $\omega \setminus v$  остается равным нулю, то состояние схемы остается неизменным. Если же величина  $\omega \setminus v$  на каком-то шаге интегрирования модели приобретает значение, отличное от нуля, блок Hit Crossing сбрасывает значение на своем выходе в нуль и переключает ключ Switch. После чего вновь заработает ветвь, моделирующая обобщенную силу трения движения и вязкого трения (Coulomb & Viscous Friction).

**Анализ полученных результатов.** С целью проведения апробации созданной структуры была создана экспериментальная модель, в которой на вход системы подавалось пилообразное воздействие. Полученные результаты представлены на рис. 5.

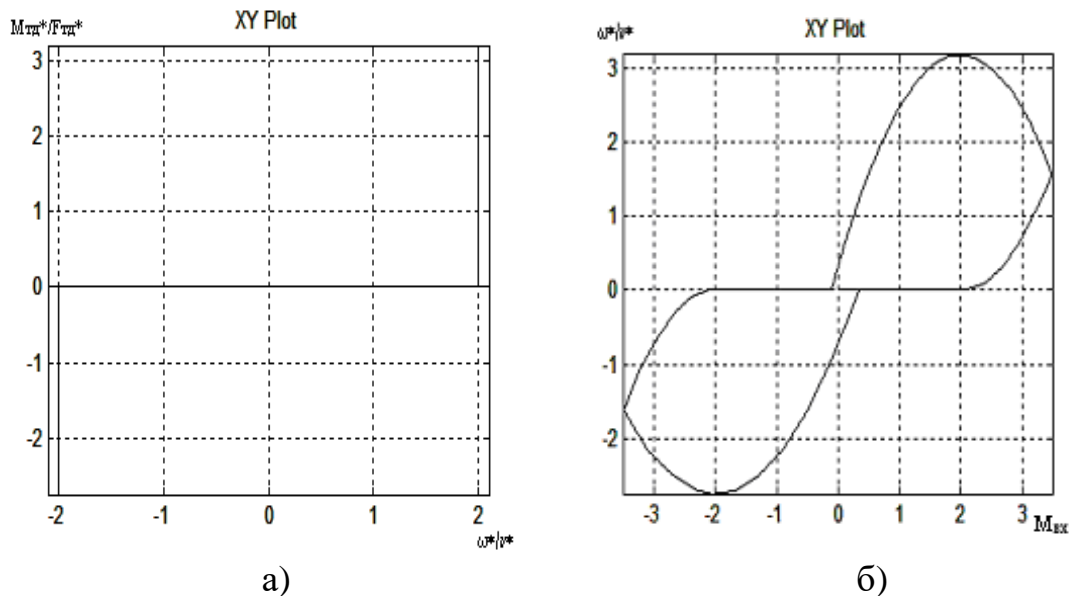


Рисунок 5 – Фазовые портреты исследуемой системы:  
 а) зависимость силы (момента) от скорости;  
 б) зависимость скорости от входного момента.

**Выводы и направления для дальнейших исследований.** Как можно увидеть из приведенных графиков, полученная структура полностью отражает реальный вид характеристики сухого трения: переключение с горизонтальных участков на вертикальные, участки момента (силы) срыва; корректно отрабатывает моменты переключения участков характеристики в положительной и отрицательной полуплоскостях при переходе скорости через нуль.

*Приведены результаты исследований применения созданной структуры, позволяющей проводить детальное моделирование сил (моментов) сухого трения в механических частях электроприводов.*

*The results of the studies of the using the created structure are presented, allowing conduct detailed modeling of powers (the torques) of dry friction in mechanical parts of electrical drives.*

#### **Библиографический список.**

1. Дьяконов В. // *Matlab 6: учебный курс*. СПб.: Питер, 2001. 544 с.
2. Кондрашов В., Королев С. // *Matlab как система программирования научно-технических расчетов*. М.: Мир, Институт стратегической стабильности Минатома РФ, 2002. 367 с.

3. Данилов А. // Компьютерный практикум по курсу "Теория управления". Simulink - моделирование в среде Matlab. М.: МГУИЭ, 2002. 687 с.
4. Дьяконов В. // Simulink 4: Специальный справочник. СПб.: Питер, 2001. 398 с.
5. Мартынов Н. // Введение в MatLab 6. М.: Кудиц-образ, 2002. 283 с.
6. Ануфриев И. // Самоучитель MatLab 5.3/6.x. СПб.: БХВ-Петербург, 2002. 768 с.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Зеленовым А.Б.*

*магистр Макурин А.В.,  
к. т. н., доц. Морозов Д.И.,  
к. т. н., проф. Шевченко И.С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СРАВНЕНИЕ СВОЙСТВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО И МЕХАНИЧЕСКОГО ВАЛОВ МЕТОДОМ ЦИФРОВОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ**

*Наведені результати теоретичних досліджень, одержані результати моделювання, проведено порівняння властивостей електричного та механічного валів.*

### **Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.**

Моделирование и последующее сравнение свойств электрического вала с механическим предоставляет возможность на стадии проектирования правильно выбрать наиболее выгодный вид связи между механизмами, а также позволит рассматривать для определенных случаев электрический вал как аналог механических валов.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ отечественных исследований и разработок показывает, что большое внимание в работах [1,2] уделялось исследованиям статических свойств электрических валов, в зарубежных публикациях [3] исследовались наряду с вопросами статики также проблемы статической и динамической устойчивости. Моделирование систем синхронного вращения (ССВ) не проводилось.

**Постановка задачи.** Разработать математические модели вала на базе асинхронных машин (АМ), объединенных электрически роторными цепями, и механического валов, провести исследование и сравнение их свойств.

**Изложение материала и его результаты.** Одной из наиболее мобильных программ моделирования электроприводов и других физических устройств является среда SIMULINK пакета MATLAB, позволяющая составлять модели по иерархическому принципу.

SIMULINK дает возможность составлять модели по системе дифференциальных уравнений (по структурной схеме), или использовать пакет расширения SIM POWER SYSTEM (SPS), с

помощью которого можно получить модель из принципиальной схемы. Это дает существенную выгоду при моделировании ССВ и каскадных приводов с преобразователями в роторных цепях, так как отпадает необходимость в составлении громоздких дифференциальных уравнений. В то же время составление полной модели в SPS приводит к большим осложнениям при описании магнитной цепи машины.

В данной статье предлагается использовать непосредственно SIMULINK для описания статорных уравнений АМ, вывода ЭДС ротора и вычисления электромагнитного момента М. Для вычисления токов ротора и исследования переходных процессов в силовой части роторных цепей используется пакет SPS. Уравнения, согласно которым построена модель, наиболее полным образом отражающая процессы в АМ, имеют вид [2]:

$$\begin{aligned}
 \frac{d}{dt}(\Psi_{a1} - \Psi_{b1}) &= U_{ab1} - \alpha_s \omega_b (\Psi_{a1} - \Psi_{b1}) - \frac{\omega_b}{\sqrt{3}}(\Psi_{c1} - \Psi_{a1}) + \frac{\omega_b}{\sqrt{3}}(\Psi_{b1} - \Psi_{c1}) + r_1 k_s I_{a2} - r_1 k_s I_{b2} \\
 \frac{d}{dt}(\Psi_{b1} - \Psi_{c1}) &= U_{bc1} - \alpha_s \omega_b (\Psi_{b1} - \Psi_{c1}) - \frac{\omega_b}{\sqrt{3}}(\Psi_{a1} - \Psi_{b1}) + \frac{\omega_b}{\sqrt{3}}(\Psi_{c1} - \Psi_{a1}) + r_1 k_s I_{b2} - r_1 k_s I_{a2} \\
 \frac{d}{dt}(\Psi_{c1} - \Psi_{a1}) &= -\frac{d}{dt}(\Psi_{a1} - \Psi_{b1}) - \frac{d}{dt}(\Psi_{b1} - \Psi_{c1}) \\
 \frac{d}{dt} I_{a2} &= -\frac{k_s}{3\sigma x_2} \omega_b \frac{d}{dt}(\Psi_{a1} - \Psi_{b1}) + \frac{k_s}{3\sigma x_2} \omega_b \frac{d}{dt}(\Psi_{c1} - \Psi_{a1}) - \alpha_r \omega_b I_{a2} \\
 \frac{d}{dt} I_{b2} &= -\frac{k_s}{3\sigma x_2} \omega_b \frac{d}{dt}(\Psi_{b1} - \Psi_{c1}) + \frac{k_s}{3\sigma x_2} \omega_b \frac{d}{dt}(\Psi_{a1} - \Psi_{b1}) - \alpha_r \omega_b I_{b2} \\
 \frac{d}{dt} I_{c2} &= -\frac{k_s}{3\sigma x_2} \omega_b \frac{d}{dt}(\Psi_{c1} - \Psi_{a1}) + \frac{k_s}{3\sigma x_2} \omega_b \frac{d}{dt}(\Psi_{b1} - \Psi_{c1}) - \alpha_r \omega_b I_{c2} \\
 M &= -\frac{2k_s}{3\sqrt{3}} [I_{a2}(\Psi_{b1} - \Psi_{c1}) + I_{b2}(\Psi_{c1} - \Psi_{a1}) + I_{c2}(\Psi_{a1} - \Psi_{b1})],
 \end{aligned} \tag{1}$$

где  $(\Psi_{a1} - \Psi_{b1}), (\Psi_{b1} - \Psi_{c1}), (\Psi_{c1} - \Psi_{a1})$  – разности мгновенных значений потокосцеплений фаз статора;

$U_{ab1}, U_{bc1}$  – мгновенные значения напряжений статора;

$I_{a2}, I_{b2}, I_{c2}$  – мгновенные значения токов ротора;

$\alpha_s = \frac{r_1}{x_s}$  – коэффициент затухания цепи статора;

$\alpha_r = \frac{r_2}{x_r}$  – коэффициент затухания цепи ротора;

$k_s = \frac{x_o}{x_s}$  – коэффициент рассеяния обмотки статора;

$k_r = \frac{x_o}{x_r}$  – коэффициент рассеяния обмотки ротора;

$\sigma = 1 - k_s k_r$  – коэффициент рассеяния по Blondellю;

$\omega_b$  – базисная частота вращения ротора;

$\omega_r$  – электрическая скорость вращения ротора;  
 $x_s, x_r, x_0$  – полные индуктивные сопротивления обмоток статора, ротора и контура намагничивания, приведенные к ротору;  
 $r_s, r_r$  – активные сопротивления обмоток статора, ротора, приведенные к ротору.

Имитационная модель (рисунок 1) состоит из блоков-подсистем: MOTOR 1, MOTOR 2 – подсистемы, состоящие из блоков (рисунок 2): преобразования частоты «u/f stator» (рисунок 3), блок вычисления потокосцеплений статора и их производных «stator» (рисунок 4), блок вычисления роторных ЭДС «edc rotor» (рисунок 5), блок вычисления электромагнитного момента и скорости «M/w rotor» (рисунок 6); ROTOR – блок вычисления роторных токов – выполнен в пакете SIM POWER SYSTEM, представлен на рисунке 7. На рисунке 7 приведена модель работы роторных цепей обеих АМ ССВ в пакете SPS, составленная на базе принципиальной схемы. На нем обозначены:

–  $E_{a1} \dots E_{a6}$  – управляемые источники напряжения, имитирующие ЭДС фаз ротора;

–  $R_{a21} \dots R_{c21}, R_{a22} \dots R_{c22}, L_{a21} \dots L_{c21}, L_{a22} \dots L_{c22}$  – активные сопротивления обмоток ротора и собственные индуктивности обмоток статора и ротора, приведенные к ротору для двигателей 1 и 2;

Вычисленные значения токов ротора передаются в основную модель с помощью блоков-амперметров через блоки безусловного перехода.

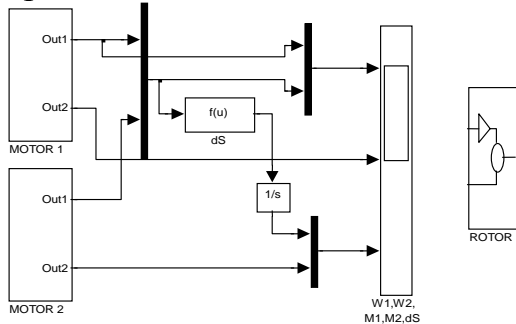


Рисунок 1 – Модель ЭВ

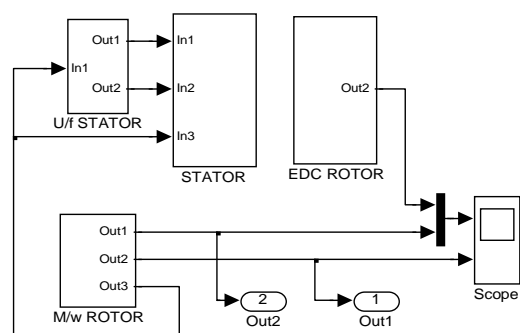


Рисунок 2 – Модель одной АМ MOTOR 1

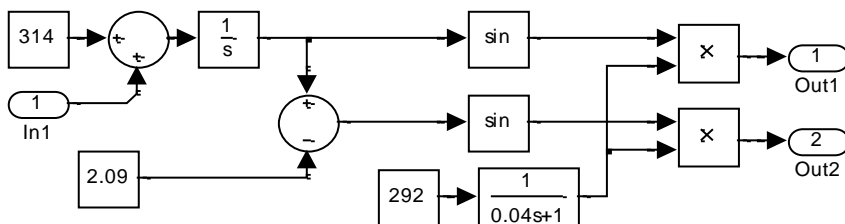


Рисунок 3 – Блок-подсистема преобразования частоты U/f STATOR

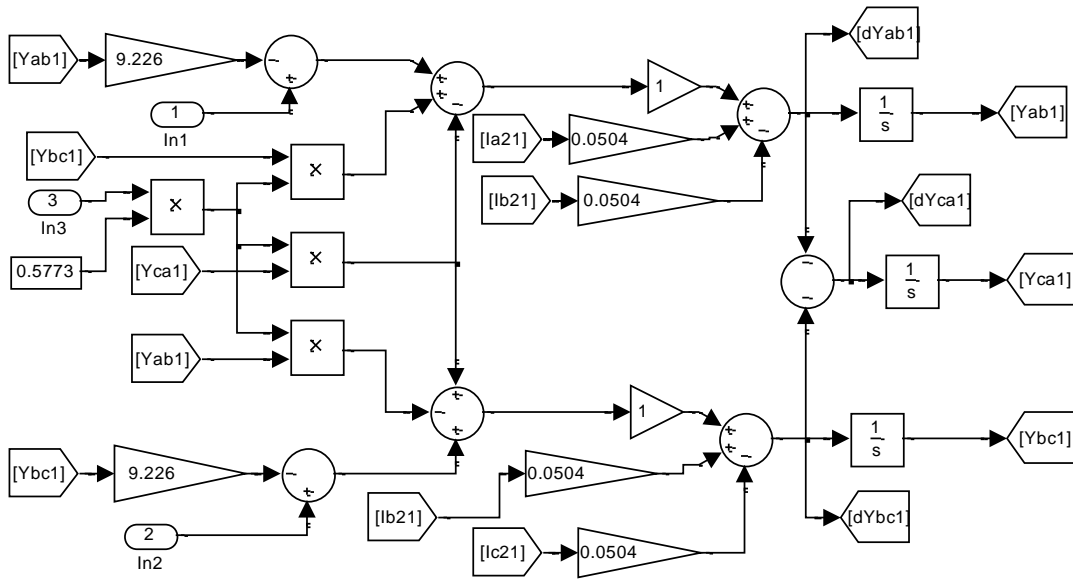


Рисунок 4 Блок-подсистема вычисления потокосцеплений статора и их производных (STATOR)

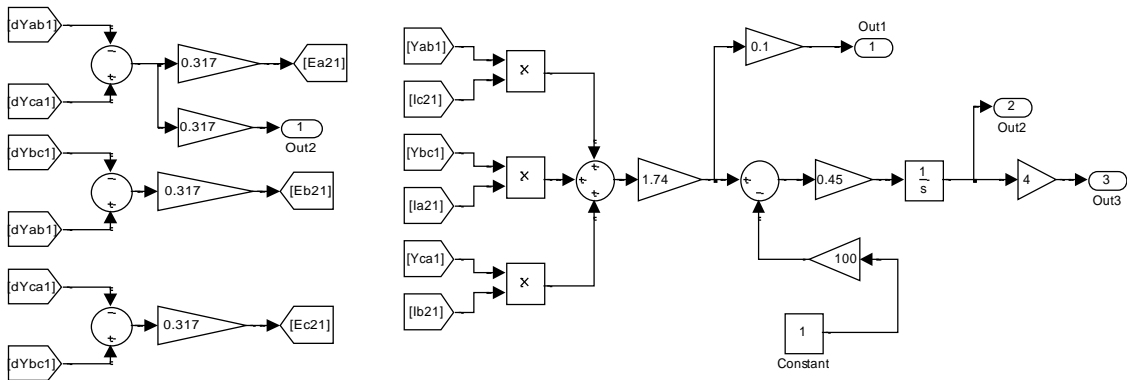


Рисунок 5 – Расчет эдс ротора (EDC ROTOR)

Рисунок 6 – Подсистема вычисления момента и скорости (M/ω ROTOR)

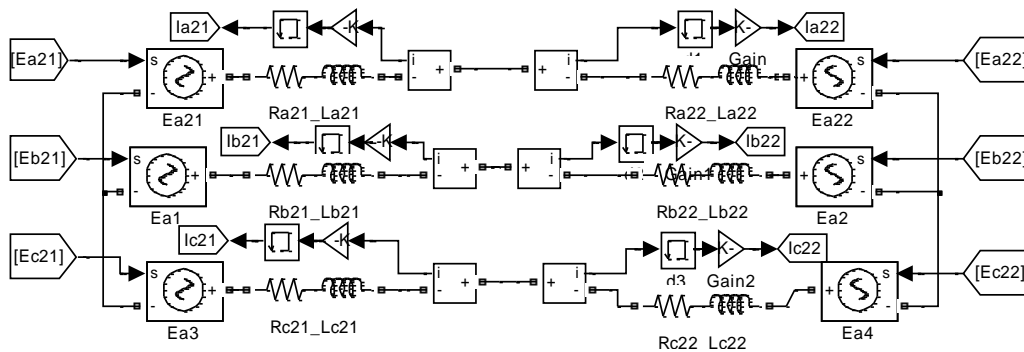


Рисунок 7 – Блок – подсистема ROTOR



Если принять потокосцепления АМ постоянными, то процессы в ССВ можно записать системой уравнений [3]:

$$\begin{aligned} J_1 \frac{d^2}{dt^2} \theta_1 + d_{11} \frac{d}{dt} \theta_1 + d_{12} \frac{d}{dt} \theta_2 + c_1(\theta_1 - \theta_2) &= 0 \\ J_2 \frac{d^2}{dt^2} \theta_2 + d_{22} \frac{d}{dt} \theta_2 + d_{21} \frac{d}{dt} \theta_1 + c_2(\theta_2 - \theta_1) &= 0 \end{aligned} \quad (2)$$

где  $\theta_1, \theta_2$  – угловые отклонения от положений равновесия;

$d_{11}, d_{12}, d_{22}, d_{21}$  – коэффициенты демпфирования, которые характеризуют затухание колебаний и подобны коэффициентам вязкого трения в механических валах;

$c_1, c_2$  – удельные синхронизирующие моменты, характеризующие жесткость электрического вала;

$J_1, J_2$  – моменты инерции на валах каждой из машин электрического вала.

В рамках данной статьи ограничимся исследованием на примере дистанционного ЭВ. Дистанционным принято считать ЭВ, у которого на одной из сторон отсутствует основная машина. Скорость одного из концов вала (в нашем случае 1) будет неизменна. В результате система (2) вырождается в одно дифференциальное уравнение 2-го порядка:

$$J_2 \frac{d^2}{dt^2} \theta + d_{22} \frac{d}{dt} \theta + c_2 \theta = 0 \quad (3)$$

Структурная схема дистанционного ЭВ показана на рисунке 8.

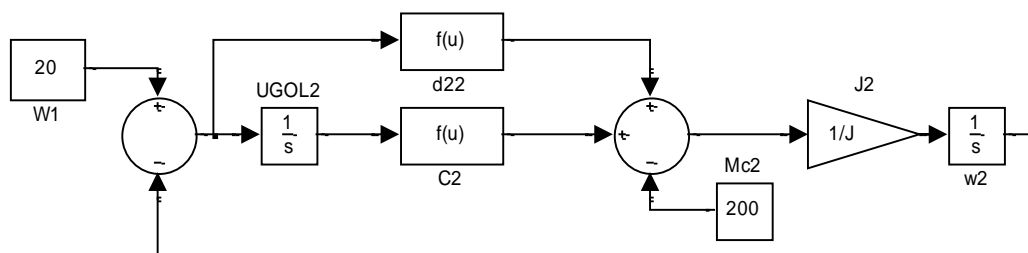


Рисунок 8 – Структурная схема дистанционного электрического вала

Дифференциальному уравнению (3) соответствует характеристическое уравнение:

$$p^2 + p \frac{d_{22}}{J_2} + \frac{c_2}{J_2} = 0;$$

решение которого выглядит так

$$p_{1,2} = -\frac{d_{22}}{2J_2} \pm j \sqrt{\left( \frac{c_2}{J_2} - \left( \frac{d_{22}}{2J_2} \right)^2 \right)}.$$

Полученные корни соответствуют колебательному переходному процессу, где  $T_d = \frac{J_2}{d_{22}}$  – постоянная времени затухания, с;

$$\Omega = \sqrt{\left( \frac{c_2}{J_2} - \left( \frac{d_{22}}{2J_2} \right)^2 \right)} \text{ – резонансная частота колебаний, с}^{-1};$$

$$\Omega_0 = \sqrt{\frac{c_2}{J_2}} \text{ – собственная частота колебаний, с}^{-1};$$

Для расчета коэффициентов демпфирования  $d_{22}$  и жесткости  $c_2$  ЭВ воспользуемся формулами [3]:

$$c_2 = \frac{3}{2} \frac{p_n}{\omega} U_1 I_\mu (1-\sigma) s \frac{s(\alpha^2 + \sigma) \sin p_n \varphi - \beta(1 + \alpha^2)(1 - \cos p_p \varphi)}{(1 + \alpha^2)[(\alpha\beta - s\sigma)^2 + (\beta + s\alpha)^2]}; \quad (4)$$

$$d_{22} = \frac{3}{2} \frac{p_p}{\omega} U_1 I_\mu (1-\sigma) \frac{\left[ \begin{aligned} &(1 + \alpha^2)\beta[\beta(1 + \alpha^2) + s\alpha(1 - \sigma)] + s^2(\sigma + \alpha^2)^2 + \\ &+ s\alpha^2(1 - \sigma)(\sigma + \alpha^2) \sin p_p \varphi + \\ &+ s\alpha(1 - \sigma)[\beta(1 + \alpha^2) + s\alpha(1 - \sigma)] \cos p_p \varphi \end{aligned} \right]}{(1 + \alpha^2)[(\alpha\beta - s\sigma)^2 + (\beta + s\alpha)^2]} \Delta s_2.$$

Если принять сопротивление статора равным нулю, что справедливо для машин средней и большой мощности, то  $\alpha = 0$  и формулы (4) принимают следующий вид:

$$c_2 = \frac{3}{2} \frac{p_n}{\omega} U_1 I_\mu (1-\sigma) s \frac{s\sigma \sin p_n \varphi + \beta(1 - \cos p_n \varphi)}{\beta^2 + s^2 \sigma^2}; \quad (5)$$

$$d_{22} = \frac{3}{2} \frac{p_p}{\omega} U_1 I_\mu (1-\sigma) s \frac{\beta^2 - s^2 \sigma^2}{\beta^2 + s^2 \sigma^2} \Delta s_2;$$

где  $p_n$  – число пар полюсов машин ЭВ;

$\omega$  – скорость поля статора;

$\beta$  – коэффициент затухания обмотки ротора, равный  $\alpha_r$ , ( $\beta = r_2/x_2$ );

$U_1$  – напряжение сети статора;

$I_\mu$  – ток намагничивания;

Рассмотрим вторую половину задачи исследования – механический вал (МВ), расчетная схема которого приведена на рисунке 9. На схеме МВ обозначены:

$J_1, J_2$  – моменты инерции соединяемых механизмов 1 и 2;

$M_1, M_2$  – моменты на этих концах вала;  
 $c$  – коэффициент жесткости вала;  
 $d$  – коэффициент демпфирования колебаний вала.

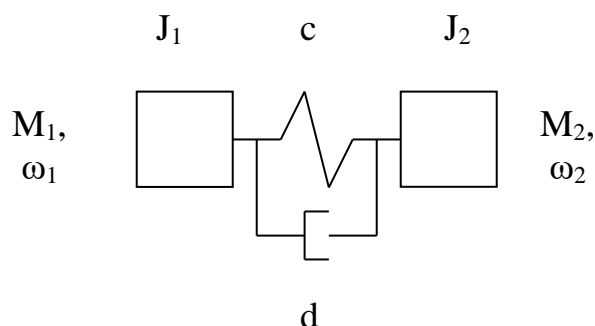


Рисунок 9 – Схема механического вала

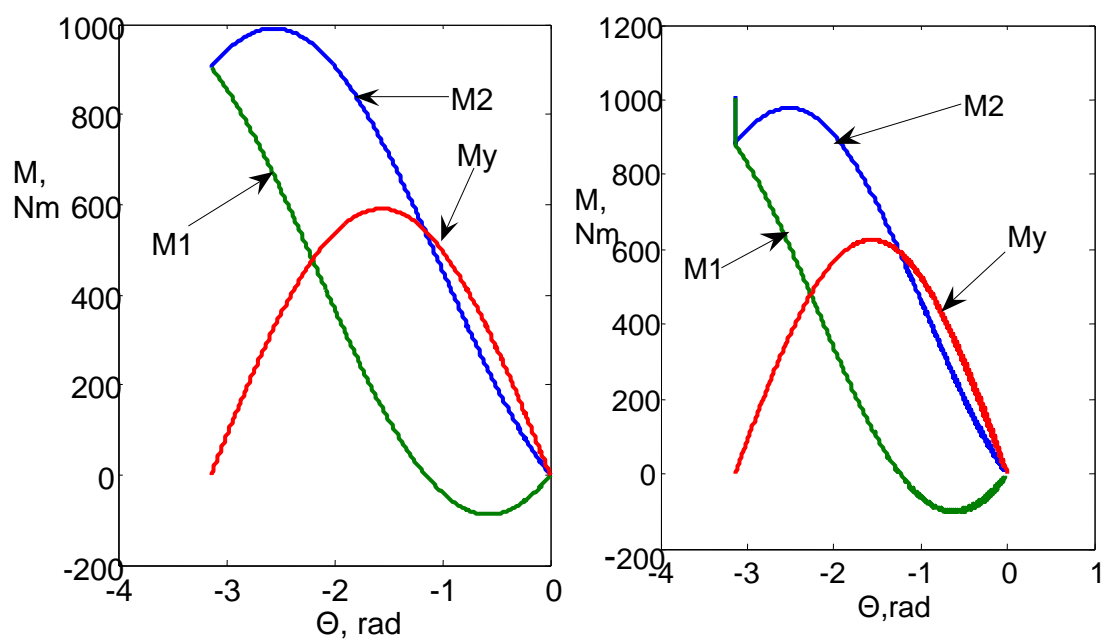
Структурная схема МВ соответствует схеме дистанционного ЭВ (рисунок 8), но  $c_2$  и  $d_{22}$  представляют собой в этом случае постоянные коэффициенты.

В качестве образца для эксперимента использованы асинхронные машины с фазным ротором серии МТ:  $P_n = 22$ кВт при  $\omega_1 = 20$ рад/с. Статические характеристики ЭВ (моментов  $M_J$  от угла рассогласования) с такими АМ, полученные при плавном нарастании момента, приведены на рисунке 10: для модели по (1) – рисунок 10а; для модели по (3) – на рисунке 10б. Переходные процессы второго конца вала  $\omega_2(t)$ , для обеих моделей, полученные при набросе нагрузки 0.35Мн, приведены соответственно на рисунках 11,а и 11,б. По статическим характеристикам определены коэффициенты жесткости ЭВ. Согласно нижеприведенным формулам определена  $\Omega_o$  (частота собственных колебаний). Произведена оценка показателей переходных процессов: получена  $\Omega_p$  (резонансная частота колебаний),  $\lambda_{BT}$  (логарифмический декремент затухания),  $\alpha_{BT}$  (коэффициент затухания),  $\beta_{12}$  (коэффициент вязкого трения). Результаты сведены в таблицу 1.

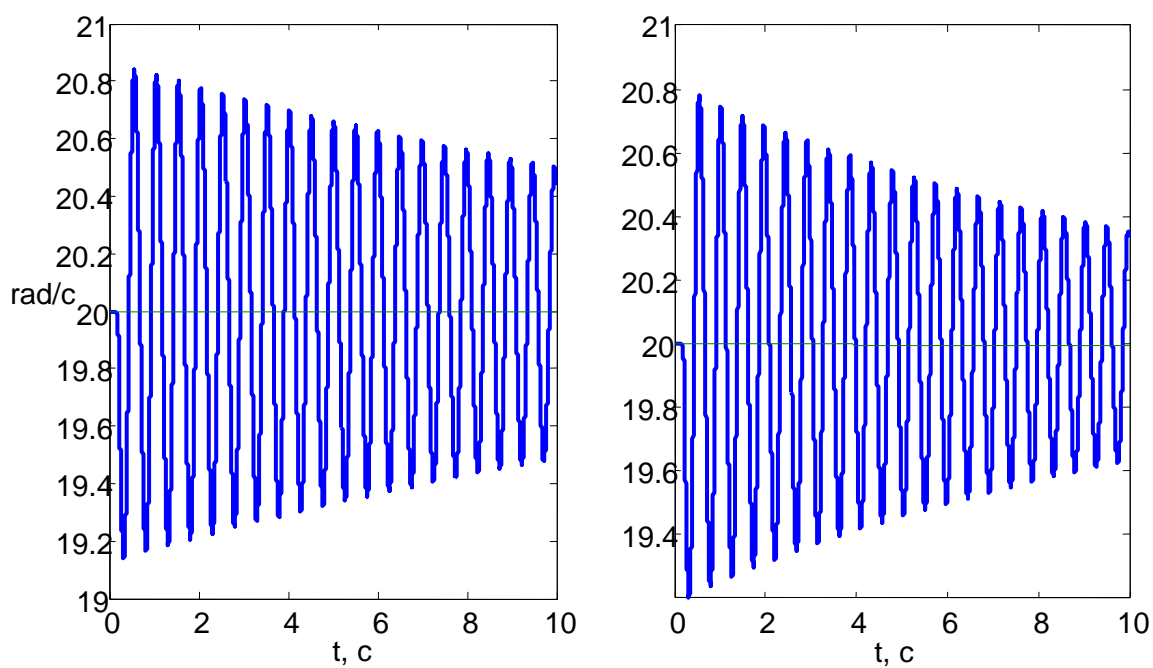
$$\Omega_{12} = \sqrt{\frac{c_{12}}{J_2}}; \quad \Omega_p = \sqrt{\Omega_{12}^2 + \alpha_{BT}^2}; \quad \alpha_{BT} = \lambda_{BT} \Omega_p / 2\pi;$$

$$\Omega_p = \Omega_{12} \frac{2\pi}{\sqrt{4\pi^2 + \lambda_{BT}^2}}; \quad \lambda_{BT} = \ln\left(\frac{A_1}{A_2}\right); \quad \beta_{12} = \frac{2\lambda_{BT} c_{12}}{\Omega_{12} \sqrt{4\pi^2 + \lambda_{BT}^2}}; \quad (6)$$

где  $A_1, A_2$  – амплитуды первой и второй положительных полувольт колебаний.



а) б)  
Рисунок 10 – Статические характеристики ЭВ



а) б)

Рисунок 11 – Переходные процессы  $\omega_2(t)$

Подставив постоянные значения жесткости  $c$  и коэффициента затухания  $\beta$  в модель 2-го порядка (рисунок 8), получим модель механического вала, аналогичную рассматриваемому ЭВ. График переходного процесса при нагрузке  $0,35M_n$  представлен на рисунке 12.

Таблица 1 – Параметры переходного процесса ЭВ

Наименование модели вала	$\Omega_{12}$ , рад/с	$\Omega_p$ , рад/с	$c_{12}$ , Нм/рад	$\lambda_{BT}$	$\alpha_{BT}$	$\beta_{12}$
Имитационная модель (рис. 1)	13.1	13.1	430	0.039	0.082	1.63
Модель второго порядка (рис. 8)	12.81	12.81	375	0.027	0.057	1.05

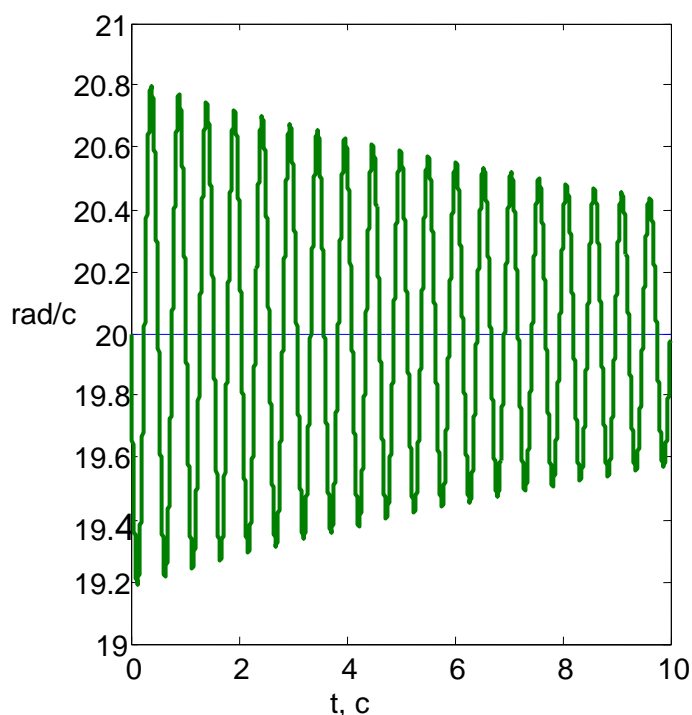


Рисунок 12 – График скорости  $\omega_2(t)$  выходного конца МВ

### **Выводы и направление дальнейших исследований.**

Если сравнить график скорости механического вала (рисунок 12) с аналогичными графиками (рисунок 11), то можно отметить их высокую корреляцию, когда соблюдаются следующие условия:

1) при малых углах рассогласования (до 30 градусов), когда жесткость ЭВ имеет постоянную величину;

2) направление момента имеет постоянную величину (что обусловлено наличием асинхронной составляющей ЭВ);

3) скольжение, параметры двигателя, напряжение сети стабильны, что требуется для постоянства коэффициентов  $\beta_{12}$  и  $c_{12}$ .

В дальнейшем необходимо провести исследования о влиянии параметров двигателя, скольжения, напряжения сети на коэффициенты  $\beta_{12}$  и  $c_{12}$ .

*Приведены результаты теоретических исследований, получены результаты моделирования, проведено сравнение свойств электрического и механического валов.*

*The results of theoretical researches are given, the results of modeling are received, the comparison of properties of electrical and mechanical shaft is carried out.*

### **Библиографический список.**

1. Андреев В.П., Сабинин Ю.А. Основы электропривода. М., Госэнергоиздат, 1963.

2. Сандлер А.С., Тарасенко Л.М. Динамика каскадных асинхронных электроприводов. – М.: Энергия, 1977. – 200 с.

3. Флоренс У., Гейнц И. Системы согласованного вращения асинхронных электродвигателей. – Л.: Энергия, 1971г.

*Рекомендовано к печати  
д. т. н., проф. Зеленовым А.Б.*

## **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 два раза в год. Сборник формирует информационный отдел.

Сборник содержит следующие разделы: «Разработка полезных ископаемых», «Металлургия», «Строительство», «Электротехника. Радиотехника». Содержание статей должно содержать новые достижения науки и техники, их практическое значение, 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.

Языки предоставления рукописей: украинский, русский.

## **СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ**

Представляемые статьи должны иметь следующую структуру:

### **УДК:**

УДК на статью присваивает отдел библиографии научной библиотеки ДонГТУ, каб.206.

### **Аннотация:**

В аннотации приводятся краткие сведения о всей статье в целом на трех языках, в начале на украинском языке, в конце статьи на русском и английском языках. Объем аннотации 5-10 строк.

### **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, список литературных источников должен быть составлен в порядке ссылок на них. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки.

За авторами статьи остаётся 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 (210x297 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, с высоким качеством печати.

2. *Порядок оформления.* Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, звание, должность, фамилии и инициалы авторов, название организации, города, страны, e-mail автора, название статьи, аннотация, основной текст, выводы, аннотация на двух языках, библиографический список.

УДК проставляется слева вверху, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал печатать звание, должность, фамилию, инициалы. В круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив.

Через два интервала название заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал – краткая аннотация на украинском языке, курсивом и материалы статьи. Между аннотацией и текстом статьи один интервал. Образец оформления материалов прилагается.



3. Графический материал (рисунки, графики, схемы) 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 посередине. 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 математическим стилем, со следующими размерами:

Full (обычный) 12 pt

Subscript/Superscript (крупный индекс) 10 pt

Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс) 8 pt

Symbol (крупный символ) 12 pt

Sub-Symbol (мелкий символ) 10 pt

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. Библиографический список должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

7. Текст статьи предоставляется в электронном (дискета 3,5”) и печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

## **СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ**

Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ  
Выписка из протокола заседания кафедры.

## СОДЕРЖАНИЕ

### «Разработка полезных ископаемых»

<i>Литвинский Г. Г.</i> Горная промышленность на пороге технической революции.....	9
<i>Литвинский Г. Г.</i> Обоснование расчетных схем геомеханики подземного взрыва.....	24
<i>Акмаев А. И., Белозерцев В. М.</i> Механізм формування фонду розвитку вугледобувних підприємств на основі гірничої ренти.....	35
<i>Финкельштейн З. Л.</i> Состояние водных ресурсов промышленных регионов Украины.....	47
<i>Бабюк Г. В.</i> О проблеме обеспечения надежности горных выработок.....	60
<i>Гайко Г. И., Касьянов В. А.</i> Обоснование параметров коллекторной топливно-энергетической системы, основанной на термохимической переработке угольных пластов.....	71
<i>Ларченко В. Г., Хоружая Н. В.</i> Высокоточный способ определения параметров деформаций подработанной толщи горных пород.....	81
<i>Денисенко В. П., Лепило Н. Н., Склярова Г. А.</i> О статистических характеристиках процессов выделения метана из выработок добычного участка.....	88
<i>Амосов В. О., Марусей О. В.</i> Удосконалювання схеми управління шахтним вентилятором .....	99
<i>Нечепуренко М. С., Санин А. В.</i> Использование активных виброзащитных систем при работе проходческих комбайнов.....	109

### «Металлургия»

<i>Петрушов С. Н., Русанов И. Ф., Лупанов Д. В., Поливко И. В., Масляков Е. С.</i> Технологические особенности подготовки и использования угля марки АС в агломерационном производстве.....	115
<i>Петрушов С. Н., Русанов И. Ф., Бардин А. А.</i> Сравнение условий внешнего нагрева агломерационной шихты различными теплоэнергоносителями.....	124
<i>Петрушов С. Н., Русанов И. Ф., Лупанов Д. В., Масляков Е. С.</i> Исследование изменения крупности топлива на тракте его подготовки к агломерации.....	133
<i>Кравченко В. М., Сидоров В. А.</i> Техническое состояние механической системы.....	140

<i>Кравченко В. М., Сидоров В. А.</i> Анализ причин неисправностей в работе привода перемещения холодильника МНЛЗ.....	147
<i>Батлук В. А., Проскура И. В.</i> Решение современных проблем очистки воздуха в коксохимическом производстве.....	156
<i>Луценко В. А.</i> К вопросу о выборе технологических параметров процесса производства двухслойных листов.....	162
<i>Луценко В. А., Сатонин А. А., Кулик А. А.</i> Математическое моделирование энергосиловых параметров процесса горячей прокатки биметаллических листов.....	169
<i>Зелинский А. Н., Пипкин Ю. В.</i> Расчет коэффициентов контактной жесткости зажимных устройств станочных приспособлений.....	175
<i>Зелинский А. Н., Пипкин Ю. В.</i> Экспериментальное определение коэффициентов контактной жесткости в зажимных устройствах станочных приспособлений.....	186
<i>Новохатский А. М.</i> Динамика нарастания и оползания гарниссажа на стенках футеровки доменной печи.....	195
<i>Ершов В. М.</i> Термическое расширение кристаллической решетки цементитной фазы.....	205
<i>Ершов В. М.</i> Карбидообразование металлов при электроискровом науглероживании.....	212
<i>Алексеев В. П., Алексеева М. В.</i> Анализ энергетической эффективности систем использования тепла конвертерных газов за кислородными конвертерами.....	218
<i>Пупков В. С.</i> Упругие контактные силы, удерживающие частицу загрязнителя в ячейке сетки фильтроэлемента.....	229
<i>Дрягин Д. П.</i> Теоремы контурозвенности кинематических цепей.....	234
<i>Данько В. М.</i> Вариационные принципы и реологические модели в расчетах процессов ОМД.....	244
<i>Куберский С. В., Кузнецов Д. Ю., Васильев Д. Б., Пащенко А. В.</i> Исследование эффективности использования различных шлакообразующих смесей при разливке металла на МНЛЗ.....	250
<i>Эссельбах С. Б., Эссельбах В. С., Куберский С. В., Васильев Д. Б., Кузнецов Д. Ю.</i> Пинч-эффект и термическое взаимодействие при электромагнитном получении кремне-магниевого лигатуры.....	257
<i>Боровик П. В., Луценко В. А.</i> Влияние конструкции ножа на величину работы в процессе резания металла на ножницах.....	264
<i>Горецкий Ю. В., Коваленко О. А., Ершов В. М.</i> Металлографическое исследование начальных стадий аустенитизации стали.....	271
<i>Корчак Е. С.</i> Особенности процесса торможения подвижных частей кузнечных машин с гидроприводом.....	277

<i>Левченко О. А., Галич В. А.</i> Анализ условий переворачивания аглоспека .....	284
<i>Васильев Д. Б., Кузнецов Д. Ю., Кравченко В. М., Куберский С. В.</i> Анализ технологических параметров кислородно-конвертерного процесса при различных вариантах ведения плавки.....	291
<i>Кузнецов Д. Ю., Васильев Д. Б., Куберский С. В.</i> Исследование влияния термодинамических параметров шлаковой системы на содержание кремния в малоуглеродистой стали.....	299
<i>Бобух В. И., Сатонин А. А., Бегунов А. А.</i> Математическое моделирование энергосиловых параметров процесса горячей прокатки при захвате металла валками.....	306

### **«Строительство»**

<i>Иванов А. П., Дозоренко Ю. И.</i> Определение остаточных напряжений в горячекатаных швеллерах.....	313
---	-----

### **«Электротехника. Радиотехника»**

<i>Зеленов А. Б.</i> О помехах в системе регулирования скорости электропривода при параллельной несоосности двигателя и тахогенератора.....	325
<i>Денищик Ю. С.</i> Анализ современного состояния лазерной локации космических объектов и оптимального построения ЛЛС.....	329
<i>Денищик Ю. С., Любич И. В.</i> Моделирование энергетических процессов в лазерных активных средах для передатчиков ЛЛС.....	340
<i>Денищик Ю. С., Зыбин Д. И., Олейник А. Н.</i> Быстродействующий измеритель энергии лазерных импульсов для контроля функционирования ЛЛС.....	347
<i>Зиновкин В. В., Залужный М. Ю.</i> Методологические основы моделирования нестационарных электромагнитных процессов в электротехническом оборудовании специального назначения.....	353
<i>Яковенко В. В., Шведчикова И. А., Водолазский В. Н.</i> Совершенствование методики синтеза электромагнитной системы металлодетектора.....	364
<i>Заблодский Н. Н., Филатов М. А., Смагина И. А., Захарченко П. И., Гринь Г. М.</i> Динамика и гармонический состав токов полифункциональных электротепломеханических преобразователей энергии.....	370
<i>Ирклиевский В. Д.</i> Нелинейная автоматизированная система с запаздывающим элементом.....	384

<i>Дрючин В. Г., Ткачев Р. Ю.</i> Синтез регуляторов на базе интегрирующих фильтров систем управления объектами с запаздыванием в координатах состояния и управления.....	391
<i>Комісаренко О. І., Ламанов С. Л., Богданова О. В.</i> Дослідження основних часових і інтегральних характеристик оптимального процесу відключення.....	397
<i>Горелов П. В., Мотченко А. И., Яблонь В. П.</i> Уточненное моделирование сухого трения в пакете «MATLAB/SIMULINK».....	404
<i>Макурин А .В., Морозов Д. И., Шевченко И. С.</i> Сравнение свойств электрического и механического валов методом цифрового моделирования.....	412
<b><i>Требования к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ</i></b> .....	422

## НАУКОВЕ ВИДАННЯ

### ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

#### Випуск 24

##### *Головний редактор*

Заблодський М.М. – канд. техн. наук

##### *Редакційна колегія:*

А.І. Акмаєв – докт. екон. наук,  
С.М. Петрушов – докт. техн. наук,  
Г.Г. Литвинський – докт. техн. наук,  
Р.А.-Б. Фрумкін – докт. техн. наук,  
М.К. Клішин – докт. техн. наук,  
З.Л. Фінкельштейн – докт. техн. наук,  
А.Б. Зеленов – докт. техн. наук,  
Ю.С. Денищик – докт. техн. наук,  
В.О. Ульшин – докт. техн. наук,  
В.О. Луценко – канд. техн. наук,  
О.І. Давиденко – докт. техн. наук,  
В.Н. Ульяницький – канд. техн. наук,  
С.А. Скомська – нач. інформ. відділу

Комп'ютерна верстка О. Є Клименко

---

Підп. до друку 01.10.2007. Формат 60×84<sup>1</sup>/<sub>16</sub>. Папір офс.  
Друк RISO. Ум.друк.арк. 24,8 Зам. № 275. Наклад 100 пр.  
Видавництво не несе відповідальності за зміст матеріалу, наданого автором до друку.

Видавець та виготівник:  
Донбаський державний технічний університет  
пр. Леніна, 16, м. Алчевськ, Луганська обл., 94204.  
Web-site: <http://www.dmmi.edu.ua>; E-mail: [info@dmmi.edu.ua](mailto:info@dmmi.edu.ua)

(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)