

**МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ  
И НАУКИ УКРАИНЫ**

# **СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ**

**Выпуск 29**

**ДОНБАССКОГО  
ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО  
УНИВЕРСИТЕТА**

**Алчевск 2009**



МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ

**СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ  
ДОНБАССКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО  
ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

Издается с июня 1999 года

Выпуск 29

Алчевск  
2009

**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 ВАКа Украины, в котором могут публиковаться основные результаты диссертационных работ*

*(Свидетельство Госкомтелерадио Украины о регистрации  
серия КВ, № 10307, от 27.12.2005)*

*Рекомендовано ученым советом и редакционной коллегией ДонГТУ  
(Протокол № 9 от 27 листопада 2009 г.)*

**Главный редактор**

Заблодский Н.Н. – докт. техн. наук

**Редакционная коллегия:**

А.И. Акмаев – докт. экон. наук,  
С.Н. Петрушов – докт. техн. наук,  
Г.Г. Литвинский – докт. техн. наук,  
Р.А. Фрумкин – докт. техн. наук,  
Г.В. Бабиюк – докт. техн. наук,  
Г.И. Гайко – докт. техн. наук,  
Н.К. Клишин – докт. техн. наук,  
З.Л. Финкельштейн – докт. техн. наук,  
А.Б. Зеленов – докт. техн. наук,  
Ю.С. Денищик – докт. техн. наук,  
В.А. Ульшин – докт. техн. наук,  
А.И. Давиденко – докт. техн. наук,  
Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,  
В.А. Луценко – докт. техн. наук,  
В.Н. Ульяницкий – канд. техн. наук,  
Ю.Э. Паэранд – канд. техн. наук,  
С.А. Скомская – секретарь редакц. коллегии

**Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. Вып. 29 – Алчевск: ДонГТУ, 2009 – 417 с.**

**ISSN 2077-1738**

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

**ISSN 2077-1738**

© ДонГТУ, 2009

© дизайн обложки, Н.В. Чернышова, 2009

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

**РАЗРАБОТКА  
ПОЛЕЗНЫХ  
ИСКОПАЕМЫХ**





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

## **АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ РЕФОРМИРОВАНИЯ УГОЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ УКРАИНЫ**

*Викладені результати аналізу ефективності реформування вугільної промисловості України та напрямків її подальшого розвитку.*

***Ключові слова:** реформування вугільної промисловості, проблеми та напрямки її подальшого розвитку.*

*Изложены результаты анализа эффективности реформирования угольной промышленности Украины и направлений её дальнейшего развития.*

***Ключевые слова:** реформирование угольной промышленности, проблемы и направления её дальнейшего развития.*

### **Проблема и её связь с научными и практическими заданиями**

Необходимость глубокого реформирования угольной промышленности Украины после обретения ею независимости не вызывала никаких сомнений как у государственных органов управления, так и у специалистов-практиков, ведущих учёных-экономистов и технологов, поскольку состояние её шахтного фонда и технико-экономические показатели работы угледобывающих предприятий представляли собой удручающую картину. Достаточно сказать, что из общего числа действующих шахт 98% были введены в эксплуатацию более 50-и лет тому назад; 75% из них работали без реконструкции в течении 20 лет и более; 45% шахт имели суммарную мощность около 1% от общей добычи по отрасли, т.е. их ликвидация практически не сказывалась на объёме годовой добычи по отрасли; показатели средней нагрузки на шахту и лаву были в 5-10 раз ниже по сравнению с ведущими угледобывающими странами с развитой рыночной экономикой; почти все шахты, за редким исключением, являлись убыточными и не покрывали затрат на добычу даже с учётом дотаций, которые могло обеспечить государство; качество добываемого угля не удовлетворяло требованиям потребителей и он был неконкурентоспособным на внешнем, а нередко и на внутреннем рынках. Поэтому реформирование угольной отрасли и перевод её на рельсы рыночной экономики было не только актуальной, но и неотложной проблемой, обусловленной объективными закономерностями развития государства.

### **Анализ исследований и публикаций**

Решением проблемы реформирования угольной промышленности занимались и продолжают заниматься многочисленные правительственные структуры, НИИ и учёные Украины, России, Германии, Великобритании, Франции, Бельгии, США и многих других стран мира уже не одно десятилетие, однако она остаётся не решённой до конца и по сей день. Анализ публикаций, посвящённых этой проблеме [1-7], показывает, что в различных странах она осуществлялась по-разному с учётом сложившейся в них экономической, социальной, экологической, политической и международной обстановки. Говоря о главных недостатках реформирования угольной промышленности Украины, необходимо отметить, что оно в значительной мере проводилось под давлением Международного валютного фонда и Европейского банка реконструкции и развития, не учитывало специфику функционирования угледобывающих предприятий Украины, горно-геологических условий разработки её угольных месторождений [2, 3, 5] и не сопровождалось сколь-нибудь серьёзным научным обеспечением. Вопреки мнению ряда крупных учёных и специалистов-практиков, многие основополагающие решения были приняты в спешке, экономически не обоснованы и носили противоречивый характер.

### **Постановка задачи**

Исходя из изложенного, основной целью настоящей работы является оценка эффективности реформирования угольной промышленности Украины, осуществляемого в период её перевода на рельсы рыночной экономики, анализ нерешённых проблем и направлений её дальнейшего развития.

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

Мировой опыт свидетельствует, что уголь является эффективным и перспективным источником энергии. Однако для реальной оценки перспектив развития угольной отрасли необходима надёжная оценка её ресурсной базы на основе кондиционности запасов, которая коренным образом может изменить наши представления о потенциальных возможностях роли угля в топливно-энергетическом балансе страны.

Традиционная техника и технология сегодня исчерпали свои возможности в повышении показателей эффективности угледобычи в достаточно широком диапазоне горно-геологических условий. Многолетние попытки создать высокопроизводительную технику для отработки пластов мощностью менее 0,8 м, в которых сосредоточено около 70% всех запасов, круто-наклонных и крутых пластов не увенчались успехом. Для освоения таких запасов нужны новые нетрадиционные технологии добычи [9], которые могут быть реализованы не в ближайшей перспективе, а в отдалённом будущем. В оценке кондиционных запасов



угля большую роль играет и глубина разработки, которая как кондиционный параметр сегодня вообще не учитывается. Для подсчёта запасов она принята в настоящее время равной 1600 м. В тоже время с позиции современных технических возможностей и экономической целесообразности добыча угля на таких глубинах весьма проблематична. Работы даже поискового характера по обоснованию этого кондиционного параметра не проводились. Поэтому содержащиеся в печати сведения о запасах угля в Украине, не учитывающие их кондиционности, ничего общего с реальным положением сырьевой базы отрасли не имеют, а утверждение о том, что их хватит на 200 и даже 400 лет [3, 8], следует расценивать скорее как рекламные заявления. При существующем соотношении объёмов добычи угля, направляемых в угольную промышленность финансовых ресурсах и современных показателях состояния и обновления шахтного фонда, можно рассчитывать лишь на то, что в ближайшие 20-25 лет угольная промышленность ещё сможет обеспечивать металлургов, энергетиков и коксохимиков угольным сырьём. Но если в этом периоде не будут приняты кардинальные меры по обновлению шахтного фонда и основного оборудования, то начавшиеся в 90-е годы прошлого столетия процессы упадка, сворачивания добычи и стагнации отрасли завершатся, а говорить об угле как о единственном надёжном энергоносителе Украины [3], можно будет лишь в прошедшем времени.

Таким образом, для обеспечения энергонезависимости Украины в ближайшей, среднесрочной и отдалённой перспективе необходимо ускорить работы по инвентаризации запасов угля на основе их кондиционности.

Оценив ресурсную базу угольной отрасли, следует остановиться на проблемах, затрудняющих её эффективное функционирование.

Всесторонний объективный анализ сложившейся в отрасли ситуации позволяет сформулировать следующие её основные проблемы.

1. Неэффективная, экономически и научно не обоснованная, во многом ошибочная политика государственных органов управления в сфере "реструктуризации" угольной промышленности, предусматривающая, в основном, закрытие особо убыточных предприятий, включая и имеющие достаточные запасы, которые в состоянии повысить технический уровень производства и улучшить своё финансово-экономическое состояние. Достаточно сказать, что средства, израсходованные на их ликвидацию, значительно превышают затраты, необходимые на техническое перевооружение, обеспечивающее достижение указанных целей [3]. При этом прогнозы последствий закрытия шахт либо вообще не выполнялись, либо были слишком оптимистичными и в дальнейшем не подтвердились, что и привело к большим ошибкам в оценке объёмов строительства водоотливов и мероприятий по экологи-

ческой защите шахтёрских городов и посёлков [4], способствуя превращению их в депрессивные регионы.

2. Крайне устаревший и физически изношенный шахтный фонд, о чём уже упоминалось выше, характеризуется низкой инвестиционной привлекательностью для осуществления инновационной модели модернизации и развития угольной промышленности. Это является одной из главных причин того, что почти за 20-летний период преобразований форм собственности приватизацией охвачены пока только лучшие предприятия и компании. Сегодня в Украине приватизированы или находятся в аренде всего 17 шахт.

3. Неэффективная система управления отраслью, которая постоянно ухудшается из-за многочисленных необоснованных реорганизаций, каждая из которых отличалась от предыдущей, в основном, сменой вывесок. Так, например, в 2001 г. проведена работа по завершению создания государственных холдинговых компаний (ГХК), но дальше она была свёрнута. В 2002 г. на базе ГХК созданы государственные предприятия (ГП) по добыче угля, а шахты были лишены права юридического лица. Очередная структурная перестройка в 2004 г. также не дала ожидаемых положительных результатов. При этом к существующим проблемам прибавились новые, а следом в 2005 г. прошла ликвидация коксовой и энергетических компаний как лишних звеньев в системе управления отраслью.

4. Немало вреда принесла отрасли и кадровая политика государства, которая привела к неоправданно частой сменяемости руководителей всех уровней и их оценке не по профессиональным качествам, а по партийной принадлежности и личной преданности "начальству". Частая смена правительств, отсутствие преемственности в руководстве промышленностью и видении перспектив её развития привели к резкому снижению управляемости производством и ухудшению экономического состояния шахт. В значительной мере этому способствовала и недальновидная политика в подготовке рабочих и руководящих кадров, в результате которой отрасль утратила почти половину своего кадрового потенциала.

5. Низкая конкурентоспособность добываемого угля, являющаяся следствием высокой его себестоимости и плохого качества.

6. Правовая неурегулированность отношений собственности в отрасли, приводящая к рассогласованию интересов бизнеса и государства. Наиболее остро эта проблема проявляется в настоящее время, когда добыча угля в негосударственном секторе достигла 40% от общей по отрасли, а его сбыт стал весьма затруднённым не по экономическим причинам, а в результате силового давления государственных структур из-за боязни социального взрыва на государственных шахтах (Постановле-

ние Кабмина, поручившего НАК "Энергетическая компания Украины" покупать уголь только у государственных шахт, входящих в ГП "Уголь Украины").

7. Монопольно высокие цены на горно-шахтное оборудование, материалы, электроэнергию и транспортные перевозки, являющиеся следствием их передачи в частную собственность, в то время как цены на угольную продукцию ограничены и регулируются государством. Отставание угольной промышленности от смежных отраслей на пути к рыночной экономике создаёт большие сложности в распределении средств от реализации конечной продукции (металла, электроэнергии, коксохимической продукции). Поскольку угольщики стоят вначале цепочки "сырьё - готовая продукция", то на их долю приходится лишь её "остаточная стоимость", приводящая к отсутствию собственных средств для обеспечения текущего финансирования и развития предприятий даже с учётом выделяемой господдержки.

8. Не комплексность освоения месторождений, особенно в части использования метана, шахтных вод, отходов угледобычи и углепереработки, которые пока не являются неотъемлемой частью промышленной деятельности предприятий из-за низкой технологической оснащённости и экологической культуры производства. В целом степень изученности вторичных ресурсов углепрома можно оценить как предварительную и недостаточную для выполнения экономических оценок объёмов капитальных вложений на уровне отрасли.

9. Низкий уровень менеджмента на государственном уровне, снижающий эффективность использования госсобственности в угольной промышленности и сдерживающий создание правовых основ и организационно-экономических механизмов для взаимовыгодного привлечения бизнеса в развитие угледобывающего производства.

10. Отсутствие объективных критериев для распределения средств господдержки: при снижении объёмов фактической добычи, достигнутой производительности труда и снижения качества добываемого угля объём господдержки часто возрастает, что не способствует стимулированию эффективной работы и экономическому росту.

11. Посредничество, отсутствие либерального оптового рынка, механизма регулирования цен и долговременных договоров на поставку угольной продукции, порождают монополизм и создание параллельного теневого рынка. Следствием этого является стойкая тенденция роста разрыва между средней себестоимостью 1 т угля и его оптовой ценой. Если в 2007 г. разрыв между этими показателями составлял 110 грн., то в 2008 г. он достиг уже 149 грн.

12. Необходимость возрождения геологических структур отрасли и тяжёлое положение в научной сфере. Работы по доразведке шахтных



полей в настоящее время практически не ведутся, не говоря уже о новом разведочном бурении, и до сих пор не создано чёткой модели финансирования научных работ по приоритетным направлениям развития угольной промышленности.

13. Отсутствие необходимых средств в Госбюджете для решения социальных и экологических проблем, санации горных предприятий и мероприятий по повышению престижности шахтёрского труда.

Ряд указанных проблем не могут быть разрешены достаточно быстро без предварительного проведения научных исследований, детальной проработки возможных сценариев развития и альтернативных вариантов. Здесь сказывается продолжительное отсутствие надлежащего внимания не только к отраслевой, но и к фундаментальной (академической и вузовской) науке. Крайне важно возродить и усиленными темпами развивать научные направления по созданию технологических схем безопасной и эффективной угледобычи в сложных горно-геологических условиях, для которых всё ещё отсутствует эффективная высокопроизводительная техника и технология.

Таким образом, состояние угольной промышленности Украины продолжает характеризоваться как кризисное, что и предопределяет необходимость её системной реструктуризации. Необходимо признать, что в Украине до сих пор, спустя почти два десятилетия, нет целостной общепризнанной идеологии реформирования отрасли, а организационно-экономические преобразования, проводимые ранее, во многом были стихийными, непоследовательными и противоречивыми. В настоящее время, хотя в отрасли и провозглашён курс на рыночные преобразования, фактически доминирует идеология "ручного управления" госпредприятиями со стороны органов исполнительной власти и почти полное самоустранение от регулирования частного сектора. Результатом такого управления явилось то, что за последние 8 лет произошло почти двукратное уменьшение числа действующих очистных забоев и удельного объёма проведения горных выработок, который более чем в 3 раза меньше необходимого для стабильного восстановления очистной линии забоев [5] и без которого говорить о развитии отрасли не представляется возможным.

Обобщая результаты выполненного анализа, можно сделать следующие **выводы**:

- эффективность реформирования угольной промышленности, проводимую на протяжении почти двух десятилетий, следует признать весьма низкой;
- для установления реальной сырьевой базы отрасли необходимо ускорить работы по инвентаризации запасов угля на основе их кондиционности;

- в ближайшее время (2-4 года) необходимо переломить сложившуюся в угольной промышленности кризисную ситуацию. Если её не изменить коренным образом, то говорить об угле как о гаранте энергетической безопасности Украины будет уже невозможно. Финансирование государственной программы "Уголь Украины" должно строго контролироваться Правительством и она в сжатые сроки должна быть скорректирована с учётом реально сложившейся обстановки в отрасли.

### **Библиографический список**

1. Вовченко А.Р., Гринёв В.Г. *Экономические аспекты реструктуризации угольной отрасли при переходе к рыночным отношениям* // Уголь Украины. – 1999. - № 10. – С. 10-12.
2. Ивашин В.М. *Как проходит реструктуризация угольной промышленности в... мире... Европе... России... Украине* // Сбойка. – 2000. - № 10, 11. – С. 24-27.
3. Астров-Шумилов Г.К. *Последний шанс энергетической независимости Украины* // Голос Донбасса. – 2003. - № 4 (512).
4. Янукович В.Ф., Азаров М.Я., Алексеев А.Д. та ін. *Вирішення гео-екологічних і соціальних проблем під час експлуатації та закриття вугільних шахт.* – Донецьк: ТОВ "Алан", 2002. – 480 с.
5. *Воспроизводство шахтного фонда и инвестиционные процессы в угольной промышленности Украины* / Пивняк Г.Г., Амоша А.И., Яценко Ю.П., Пилов П.И., Салли В.И., Ильяшов М.А.. – К.: Наук. думка, 2004. – 311 с.
6. Амоша О.І., Грінёв В.Г., Вовченко А.Р. *Проблеми вибору концепції розвитку вугільної промисловості України* // Економіка промисловості. – 2005. - № 2(28). – С. 32-38.
7. Амоша О.І., Логвіненко В.І. *Актуальні проблеми розвитку вугільної промисловості* // Економіка України. – 2006. - № 12. – С. 4-11.
8. Грядущий Б.А. *Чи насправді вугільна галузь приречена* // Урядовий кур'єр. – 2007. – 13 бер. (№ 44). – С. 6.
9. Литвинский Г.Г. *Агрегат для безлюдной выемки тонких пластов угля* // Уголь Украины. – 2006. - № 3. – С. 16-19.

*д.т.н. Литвинский Г.Г.,  
Павлов Е.Е.  
(ДонГТУ, Украина, sggs-donstu.ucoz.ru)*

## **ПОВЫШЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ РАМНОЙ КРЕПИ ПУТЁМ ВЗРЫВНОЙ РАЗГРУЗКИ ПОРОД**

*Методом кінцевих елементів вивчені закономірності зміни працездатності рамного кріплення гірничої виробки залежно від зміни виду навантаження і параметрів вибухового розвантаження порід навколо гірничої виробки.*

**Ключові слова:** *підготовка виробки, рамне кріплення, працездатність рами, вибухове розвантаження, заряд рихлення, вигинальний момент, моделювання методом кінцевих елементів.*

*Методом конечных элементов изучены закономерности изменения работоспособности рамной крепи горной выработки в зависимости от изменения вида нагрузки и параметров взрывной разгрузки пород вокруг горных выработок.*

**Ключевые слова:** *подготовительная выработка, рамная крепь, работоспособность рамы, взрывная разгрузка, заряд рыхления, изгибающий момент, моделирование методом конечных элементов.*

Эффективность разработки угольных месторождений в значительной мере связана с проблемой обеспечения устойчивости подготовительных выработок. В настоящее время их эксплуатационное состояние на шахтах Донбасса значительно ухудшилось, что обусловлено увеличением глубины разработки, интенсивным проявлением горного давления а также, в значительной мере, низким качеством сооружения (большие пустоты закрепного пространства, отсутствие или плохое качество забутовки, неровный контур выработки и др.), что раскрыто в работе [1]. Неудовлетворительное состояние выработок и необходимость их ремонта приводят к резкому возрастанию трудовых и материальных затрат, замедлению горно-подготовительных и очистных работ, снижению технико-экономических показателей шахты.

В настоящее время более 90% горных выработок крепят металлической податливой крепью, эксплуатационное состояние которой обеспечивают различными способами:



1. применением рациональных способов охраны горных выработок (проведение с запасом на осадку, разгрузка щелями и с помощью БВР и др.)
2. повышением несущей способности конструкции крепи (увеличение сечения профиля, большая жесткость узлов податливости т.п.);
3. устранением повреждения крепи от буровзрывных работ;
4. ремонтами и перекреплением деформированной крепи в эксплуатируемых выработках.

Однако эти способы повышения устойчивости выработок исчерпали свои возможности и не дают требуемого эффекта, поэтому объём ремонта деформированных выработок с каждым годом увеличивается.

В соответствии с техническими условиями проведения горной выработки работоспособность крепи оценивают исходя из идеализированных предпосылок: контур выработки достаточно гладкий, пустоты за крепью отсутствуют, а при их наличии они заполнены мелкой породой, нагрузка на рамную крепь равномерная со всех сторон и т.д. Однако в реальных условиях сооружения большинства горных выработок технические условия [2] не выполняются:

1. Пустоты закрепного пространства превышают нормативные при буровзрывном способе в 1,7 раза, а при комбайновой выемке в 2 раза.
2. Закрепное пространство не заполнено забутовкой.
3. При комбайновой выемке средняя ширина пустот закрепного пространства превышает ширину пустот в выработке, пройденной буровзрывным способом, в 1,15 раза.

Это приводит к деформации рамной крепи, уменьшению её несущей способности в 2...5 раз, и, в конечном итоге, перекреплению и частым ремонтам.

Одним из перспективных способов повышения устойчивости выработки и состояния крепи является перераспределение нагрузки на рамную крепь с помощью взрывной разгрузки массива от напряжений в кровле горной выработки. Так, при взрыве трех зарядов рыхления [3], можно добиться равномерно распределенной нагрузки на крепь, однако при дальнейшей эксплуатации выработки по мере роста смещений пород кровли максимальная нагрузка  $q_{\max}$  смещается к центру верхняка, где и возникает максимальный изгибающий момент, что нежелательно. Однако эта актуальная задача по определению работоспособности рамной крепи при различных распределениях нагрузки на раму со стороны массива при взрывной разгрузке кровли до настоящего времени не рассматривалась.

Цель исследований – оценить повышение работоспособности рамной крепи способом взрывной разгрузки пород кровли за счёт создания различных видов распределения внешней нагрузки на раму. Зада-

чами исследования являлось установление закономерностей изменения работоспособности рамной крепи при формировании различных видов нагрузки с кровли выработки. Объект исследования – работоспособность рамной крепи, а субъект – закономерности управления нагрузкой на крепь.

На кафедре «Строительная геотехнология и горные сооружения» ДонГТУ предложен способ управления нагрузкой на рамную крепь горной выработки. Сущность взрывного способа создания различного распределения нагрузки на рамную крепь состоит в том, что за счет бурения разгрузочных шпуров и взрывания в них зарядов взрывчатого вещества (ВВ) вокруг выработки создают различные виды распределения нагрузки на рамную крепь (равномерную, параболическую, по закону треугольника и др.)

Предложенный способ для арочной крепи (рисунок 1) выполняют следующим образом.

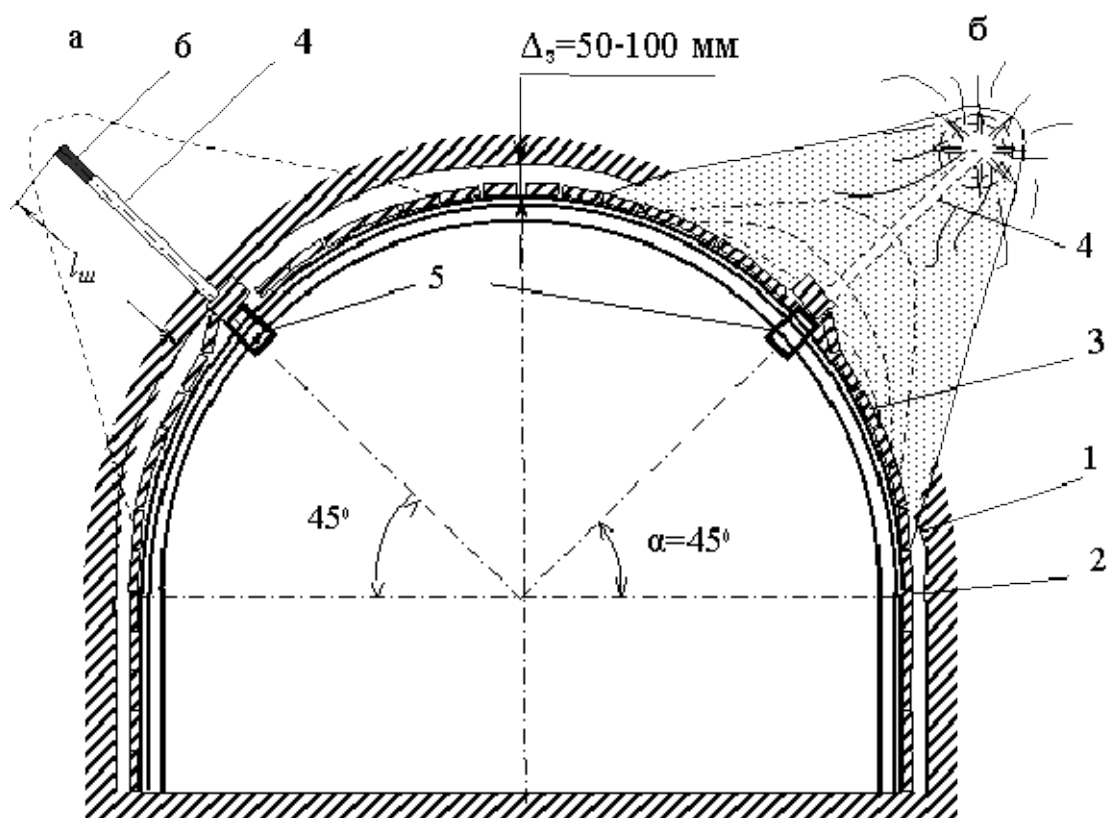
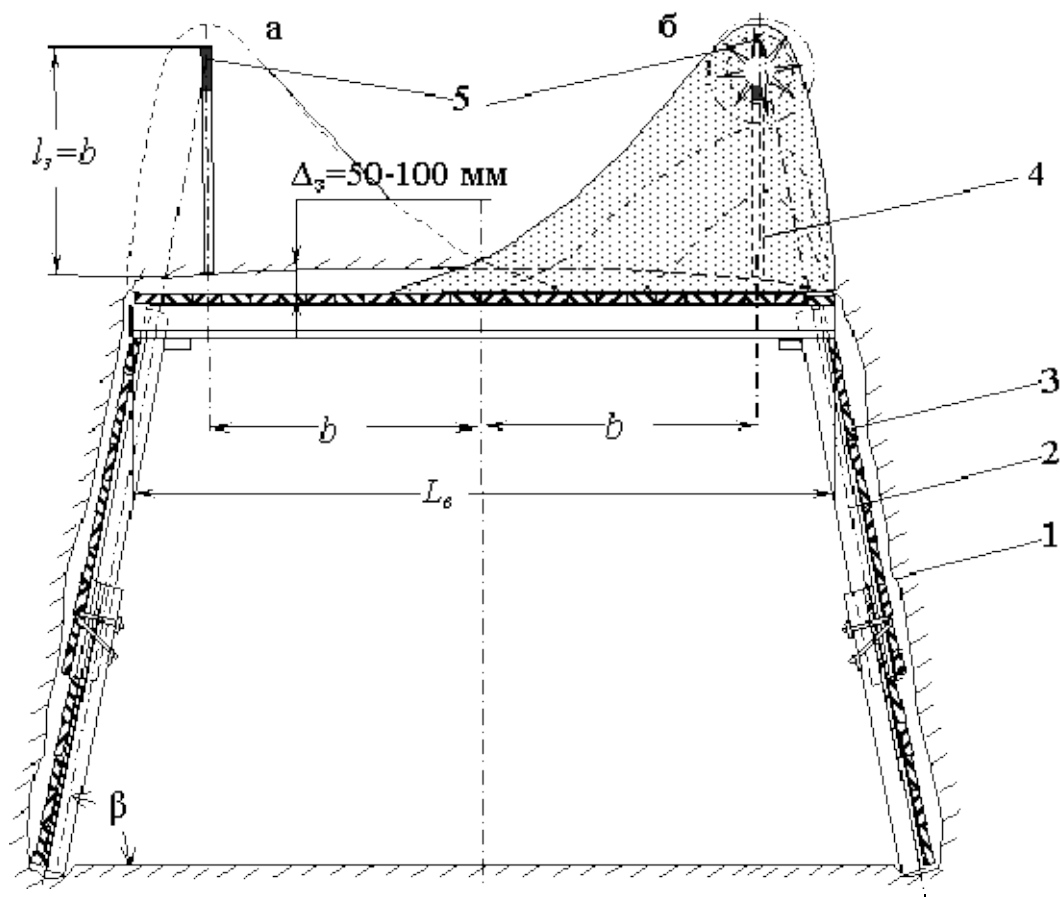


Рисунок 1 - Способ управления нагрузкой на крепь горной выработки двумя зарядами ВВ для арочной крепи  
а) до взрывной разгрузки; б) после взрывной разгрузки

При проведении выработки 1 после возведения рамного крепления 2 и установки затяжки 3 по контуру рамы одновременно со шпурами по забою бурят в кровле два боковых разгрузочных шпура 4 в районе

узлов податливости 5 рамного крепления 2 на глубину  $l_u$  таким образом, чтобы заряды 6 ВВ в разгрузочных шпурах 4 располагались в плоскости рамы крепления. Разгрузочные шпуры 4 заряжают камуфлетными зарядами 6 ВВ и взрывают их одновременно с взрыванием шпуров по забою, создавая разгруженную зону в кровле выработки.

Для трапецевидной (рисунок 2) крепи способ управления нагрузкой на рамное крепление горной выработки выполняют следующим образом.



**Рисунок 2 - Способ управления нагрузкой на крепь горной выработки двумя зарядами ВВ для трапецевидной крепи**  
**а) до взрывной разгрузки; б) после взрывной разгрузки**

При проведении выработки 1 после возведения рамного крепления 2 и монтажа затяжки 3 по контуру выработки, бурят в кровле два разгрузочных шпура 4 на расстоянии между зарядом взрывчатки и вертикальной осью выработки  $b$  на глубину  $l_z$  таким образом, чтобы заряды 5 ВВ в разгрузочных шпурах 4 располагались в плоскости рамы крепления и на продолжении линии стойки рамного крепления на глубине, которая равняется расстоянию от заряда к вертикальной оси выработки, а

при изменении глубины заряда, расстояние к вертикальной оси выработки определяют по формуле:

$$\frac{L_b}{4} \leq l_3 = b \leq \frac{L_b \cdot \operatorname{tg} \beta}{2(1 + \operatorname{tg} \beta)}, \quad (1)$$

где  $L_b$  - длина верхняка рамного крепления;

$b$  - расстояние от вертикальной оси выработки к заряду;

$\beta$  - угол наклона стойки рамного крепления к горизонту;

$l_3$  - глубина заряда.

Для определения грузонесущей способности крепи воспользуемся методом конечных элементов с помощью программного комплекса «Лира» [4]. Для моделирования следует выбрать достаточно простой профиль, эквивалентный по несущей способности стандартному взаимозаменяемому спецпрофилю для рамной крепи. Вместо стандартного спецпрофиля (рис.3а) примем равнопрочный по изгибающим моментам квадратный профиль (рис. 3б). Примем для крепи спецпрофиль СВП №27 ( $W_x = 100,2 \text{ см}^3$ ) [5], причём коэффициент подобия для момента сопротивления  $\alpha_w$  должен удовлетворять условию:

$$\alpha_w = \frac{W_k}{W_x} = 1; \quad (2)$$

где  $W_k$  - момент сопротивления для модели крепи с профилем квадратного сечения,  $\text{см}^3$ ;

$W_x$  - момент сопротивления профиля СВП №27 по оси  $x$ ,  $\text{см}^3$ .

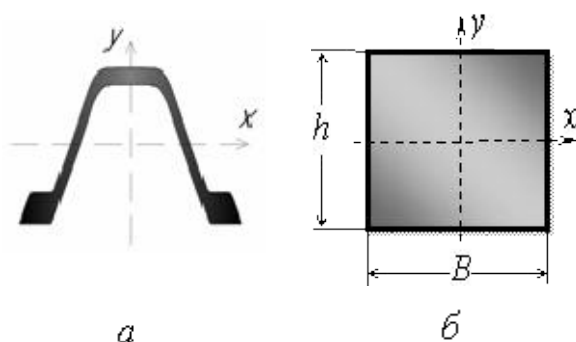


Рисунок 3 – Схема профилей крепи

Момент сопротивления эквивалентного профиля прямоугольного сечения по оси  $x$  определяется по формуле [6]:

$$W_K = \frac{J}{z_{\max}} = \frac{2J}{h} = \frac{B \cdot h^2}{6}, \text{ см}^3, \quad (3)$$

где:  $z_{\max} = \frac{h}{2}$  — расстояние от нейтральной оси до наиболее удаленных от нее точек, см;

$h$  — высота профиля, см;

$B$  — ширина профиля, см;

$J$  — момент инерции,  $J = \frac{B \cdot h^2}{12}$ , см<sup>4</sup>.

Для эквивалентного квадратного профиля при  $B=h$  и  $W_K = W_x$ , находим ширину сторон по формуле:

$$h = \sqrt[3]{6W_K} = \sqrt[3]{6 \cdot 100,2} = 8,42 \text{ см}. \quad (4)$$

Из типовых сечений в ПК ЛИРА принимаем сталь горячекатаную квадратную с профилем 85х85 мм по ГОСТ 2591-88. Отсюда находим уточненный момент сопротивления профиля прямоугольного сечения по оси  $x$ :

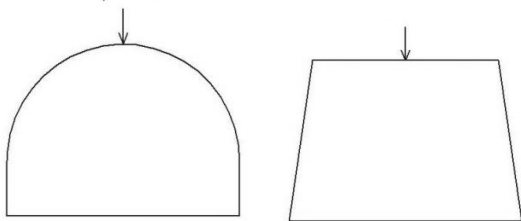
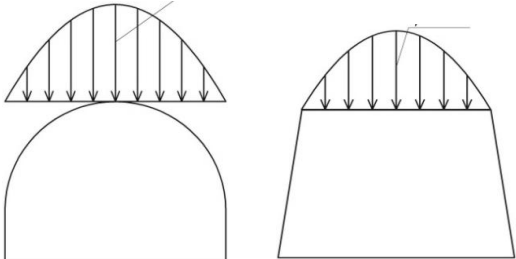
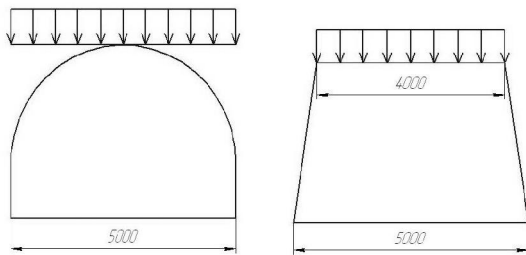
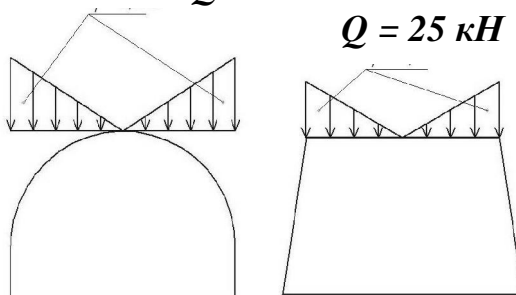
$$W_K = \frac{8,5^2}{6} = 102,3 \text{ см}^3. \quad (5)$$

Погрешность использования квадратного профиля вместо спец-профиля СВП №27 составила 2%, что вполне допустимо для дальнейших расчетов.

Исследуем работоспособность этих крепей при различных видах распределения нагрузки, каждая из которых соответствует суммарной нагрузке на крепь  $Q = 50 \text{ кН}$ , что для равномерной нагрузки даёт  $q = 10 \text{ кН/м}$  (таблица 1). Для моделирования задаемся геометрическими параметрами арочной и трапециевидной крепи, соответствующие типовым сечениям горных выработок.

При выборе типа крепи и плотности ее установки в горной выработке по нормам [7] рассчитывают работоспособность крепи с параболической нагрузкой. Однако, как правило, из-за плохого качества забутовки закрепного пространства либо её отсутствия, нагрузка на верхняк крепи ближе к сосредоточенной силе, вследствие чего работоспособность крепи уменьшается в 1,5...2,5 раза.

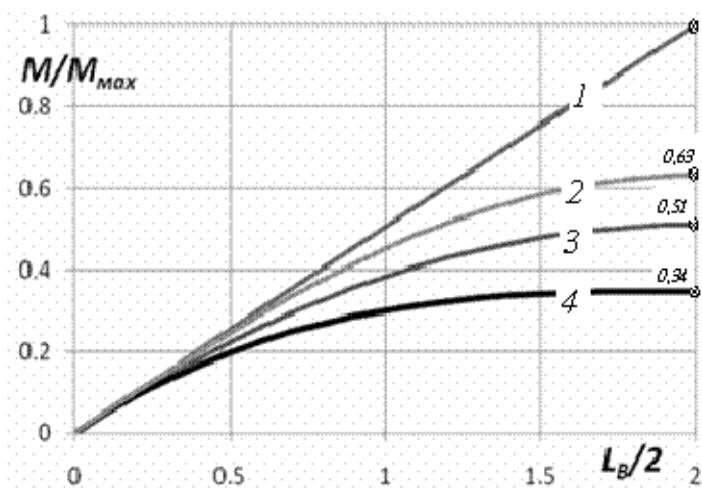
Таблица 1 – Виды нагрузок на арочную и трапециевидную рамную крепь

Точечная	Параболическая
<p><math>Q = 50 \text{ кН}</math></p> 	<p><math>Q = 50 \text{ кН}</math></p> 
Равномерно распределенная	По закону треугольника
<p><math>q = 10 \text{ кН/м}</math>      <math>q = 12,5 \text{ кН/м}</math></p> 	<p><math>Q = 25 \text{ кН}</math>      <math>Q = 25 \text{ кН}</math></p> 

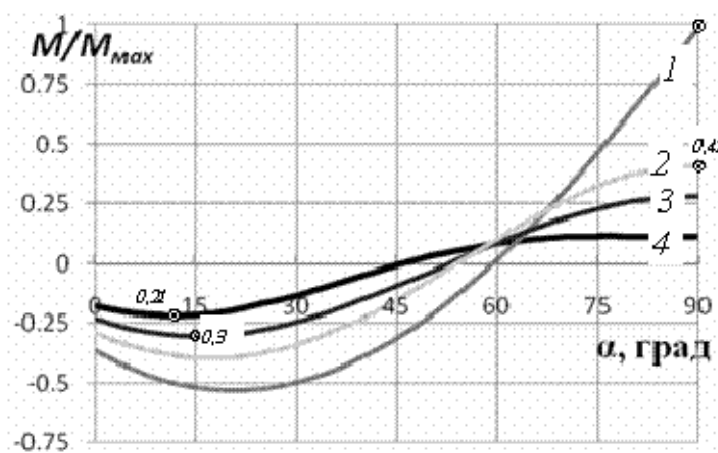
При выполнении всех технических условий по проведению работ, рабочий отпор крепи в податливом режиме ограничивается жесткостью замков податливости, так например, у арочной податливой крепи КМП-А3 с профилем СВП №27 и замками ЗПК, отпор составляет 250 кН, а в жестком режиме – 406 кН [7]. Повышение работоспособности крепи в податливом режиме весьма проблематично, т.к. связано с необходимостью повышения сопротивления замка податливости, а вот повышение работоспособности рамной крепи в жестком режиме, когда крепь достигла своей максимальной податливости, возможно путем перераспределения большей части нагрузки на стойки крепи.

Рассмотрим графики изменения изгибающих моментов верхняка трапециевидной и арочной крепи при различных видах нагрузки, полученные путём моделирования методом конечных элементов.

Графики на рисунке 4а показывают изменение отношения  $M/M_{\max}$  изгибающего момента  $M$  в верхняке трапециевидной крепи по мере удаления от края верхняка к его центру к максимальному моменту  $M_{\max}$  создаваемому при точечной нагрузке.



а)



б)

Рисунок 4 – Графики изгибающих моментов рамной крепи

угольника на рамную арочную крепь имеет наименьший изгибающий момент и в 2 раза меньший момент по сравнению с моментом от нагрузки по параболическому закону. Следовательно, несущая способность арочной крепи КМП-А3 с профилем СВП №27 будет равна  $Q = 406 * 2 = 812 \text{ кН}$ .

Таким образом, в результате проведенного исследования возможности повышения несущей способности рамной крепи при управлении распределением нагрузки за счет применения способа взрывной разгрузки пород можно сделать следующие выводы:

1 При выполнении взрывной разгрузки пород в кровле выработки можно обеспечить различные распределения нагрузки:

1.1 параболическое при взрывании одного заряда рыхления по центру верхняка;

Из графиков видно, что наименьший изгибающий момент при одинаковом  $Q$  имеет рама с нагрузкой, распределённой по закону треугольника (4), что меньше в 3 раза момента от единичной нагрузки (1), в 2 раза меньше момента от параболической (2) и в 1,5 раза от равномерно распределенной (3).

Следовательно, плотность установки трапецевидной крепи после взрывной разгрузки пород можно уменьшить в два раза.

Проанализируем графики изменения показателя  $M/M_{max}$  по окружности рамной крепи  $\alpha$  (где  $90^\circ$  – центр верхняка),

Из графиков видно, что приложенная нагрузка по закону тре-



- 1.2 равномерное при взрывании трёх зарядов рыхления заряда рыхления в кровле выработки;
- 1.3 по закону треугольника при взрывании двух зарядов рыхления над стойками рамной крепи;
- 2 Показатель изменения изгибающих моментов в обеих конструкциях рамной крепи значительно уменьшается по мере перехода от сосредоточенной к другим видам распределения нагрузок (параболической, равномерной и треугольной);
- 3 При использовании способа взрывной разгрузки двумя зарядами рыхления над стойками рамной крепи, обеспечивающем треугольное распределение нагрузки, плотность установки крепи можно уменьшить в два раза для арочной и трапециевидной формы рамы;
- 4 Способ взрывной разгрузки пород позволяет существенно повысить устойчивость породных обнажений, что особенно актуально для ведения горных работ на больших глубинах при интенсивном проявлении горного давления.

#### **Библиографический список**

1. Павлов Е.Е. Анализ негативных последствий переборов при проходке горных выработок. Сб. научных трудов Донбасского государственного технического университета – Алчевск: ДонГТУ, Вып. 28, 2009 – с. 125-133.
2. СНиП 3.02.03-84. Подземные горные выработки / Госстрой СССР. - М.: ЦИТИ Госстрой СССР, 1985. – 15 с.
3. Патент 29057 Україна, МПК<sup>8</sup> E 21 D 11/00. Спосіб вибухового розвантаження порід навколо виробки / Литвинський Г.Г., Павлов Є.Є.; заявник і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. - № а200711987 ; заявл. 30.10.2007 ; опубл. 10.01.2008, Бюл. № 1. – 3 с.: іл.
4. Программный комплекс ПК ЛИРА – Киев: НИИАСС. 1995-2002г.
5. Справочник по креплению горных выработок. Изд. 2, перераб. и доп. М., «Недра», 1976. - 508с.
6. Сопротивление материалов, Н.М. Беляев, Главная редакция физико-математической литературы изд-ва «Наука», 1976. 608с.
7. СОУ 10.1.00185790.011:2007. Підготовчі виробки на пологих пластах. вибір кріплення, способів і засобів охорони: [чинний від 2008-04-01]. – К.: Мінвуглепром України, 2007. – 113 с.

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

## **ОБОСНОВАНИЕ СХЕМЫ ФОРМИРОВАНИЯ ОПОРНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРИ ОТРАБОТКЕ ОДИНОЧНОЙ ЛАВЫ**

*Розроблена схема формування опорного тиску при відробки одиночної лави враховує властивості порід, що зависли над виробленим простором, і обґрунтована результатами вирішення об'ємних завдань МСЕ.*

**Ключові слова:** опорний тиск, схема зрушення масиву, метод кінцевих елементів.

*Разработанная схема формирования опорного давления при отработке одиночной лавы учитывает свойства зависших над выработанным пространством пород и обоснована результатами решения объёмных задач МКЭ.*

**Ключевые слова:** опорное давление, схема сдвижения массива, метод конечных элементов.

Изучение физической природы опорного давления, создание методов расчёта его параметров и способов управления проявлениями являются важной проблемой механики горных пород. Параметры зон опорного давления при отработке угольных пластов лавами зависят от многих факторов, а начальным, определяющим, является схема формирования опорного давления.

Опорное давление создаётся весом пород покрывающей толщи и суммой изгибающих моментов слоёв пород, зависших в выработанном пространстве до самой поверхности. Расчёт параметров опорного давления сводится к суммированию воздействия всех пачек на разрабатываемый пласт, что практически невыполнимо [1].

В работе В.Г. Гмошинского теоретическая схема формирования напряжённо-деформированного состояния угольного пласта [2] не отражает реальную картину, т.к. в ней не учтены разрушение пород, сдвижение массива над выработанным пространством. Задача, в которой параметры опорного давления рассчитывают от действия пород в зоне влияния очистного забоя и затем дополнительно учитывают действие пород при большой глубине разработки [3], на наш взгляд более сложная.

Цель исследований – обосновать схему формирования опорного давления при отработке пласта длинным очистным забоем.

Объект исследований – напряжённно-деформированное состояние массива пород в окрестности очистного забоя.

Предмет исследований – схема формирования опорного давления при отработке одиночной лавы.

Разработанная схема базируется на двух положениях: дополнительные напряжения на угольный пласт впереди и по бокам лавы создаются породами, зависшими над выработанным пространством; состояние пород учтено по схеме сдвижения ДПИ [4], т.е. выделены зоны обрушенных пород (С), послойного, последовательного, максимального прогиба слоёв (В), совместного прогиба пачек слоёв и примыкающей к поверхности (А).

Изучено влияние пород каждой зоны на формирование опорного давления согласно упрощённой схеме, представленной на разрезе по падению пласта в средней части лавы на рисунке 1.

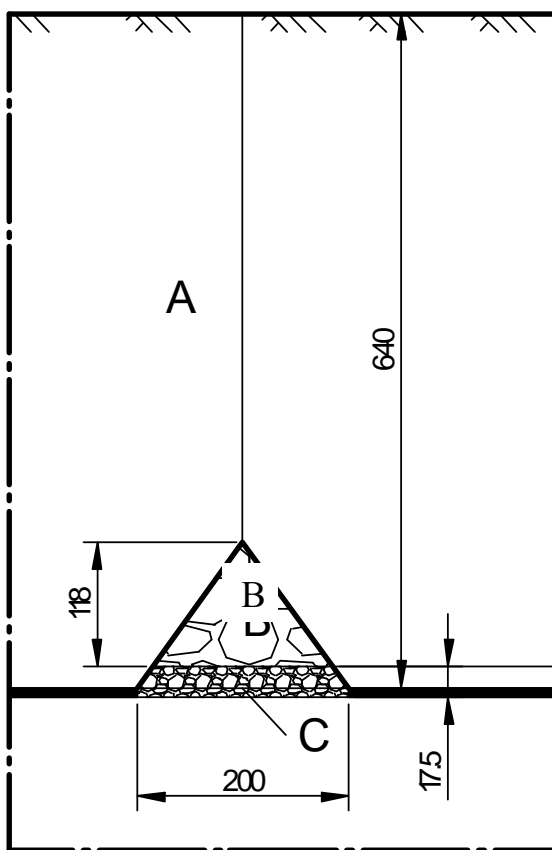


Рисунок 1 – Схема расположения зон над выработанным пространством

Решены три объёмные задачи о напряжённно-деформированном состоянии массива пород в окрестности лавы, в которых опорное давление формируется:

- 1) породами зоны А;
- 2) породами зон А и В;
- 3) породами зон А, В и С.

Это допустимо, т.к. согласно схеме сдвижения породы в зоне В передают свой вес на почву пласта в выработанном пространстве и уплотняют обрушенные породы в зоне С и только зависшие породы зоны А создают дополнительные напряжения.

Вторая задача пригодна при отходе лавы от разрезной печи до первой осадки основной кровли.

Третья задача учитывает сложное взаимодействие сдвигающегося массива, т.е. всех зон.

Для исследования напряжённо-деформированного состояния массива горных пород вокруг одиночной лавы разработана объёмная модель с помощью многофункционального программного комплекса «Лира». Геометрические размеры следующие: от поверхности до разрабатываемого пласта – 640 м, до нижней границы – 720 м; размеры по падению пласта – 400 м; по простиранию пласта – 1000 м. На граничные узлы наложены связи: нижней грани – вдоль оси Z, боковых гранях параллельно выработке – по оси X, перпендикулярно выработке – по оси Y. Модель состоит из 54333 универсальных пространственных изопараметрических конечных элементов. Минимальные размеры элементов 0,25×0,25×0,25 м, максимальный 400×1000×720 м.

Параметры массива горных пород следующие: мощность пласта 1,75 м, сопротивляемость угля резанию 220 – 250 кН/м. Непосредственная кровля представлена глинистым сланцем мощностью 2 м с пределом прочности на сжатие 50 – 83 МПа, основная – песчаным сланцем мощностью 13,75 м с пределом прочности на сжатие 87-97 МПа. Значения модулей пропорциональности заданы отдельно для слоёв пород, обрушенных пород в выработанном пространстве, в зоне полных сдвижений.

На основании решения третьей задачи на рисунке 2 показано распределение напряжений в угольном пласте впереди лавы и за откаточным штреком со стороны массива. Напряжения большие гидростатических (16 МПа) распространяются на участке 8 м впереди очистного забоя на сопряжении лавы с выработкой и в средней части лавы; в зоне динамического опорного давления на 6 м.

На рисунке 3 показано распределение напряжений в массиве в средней части впереди лавы.

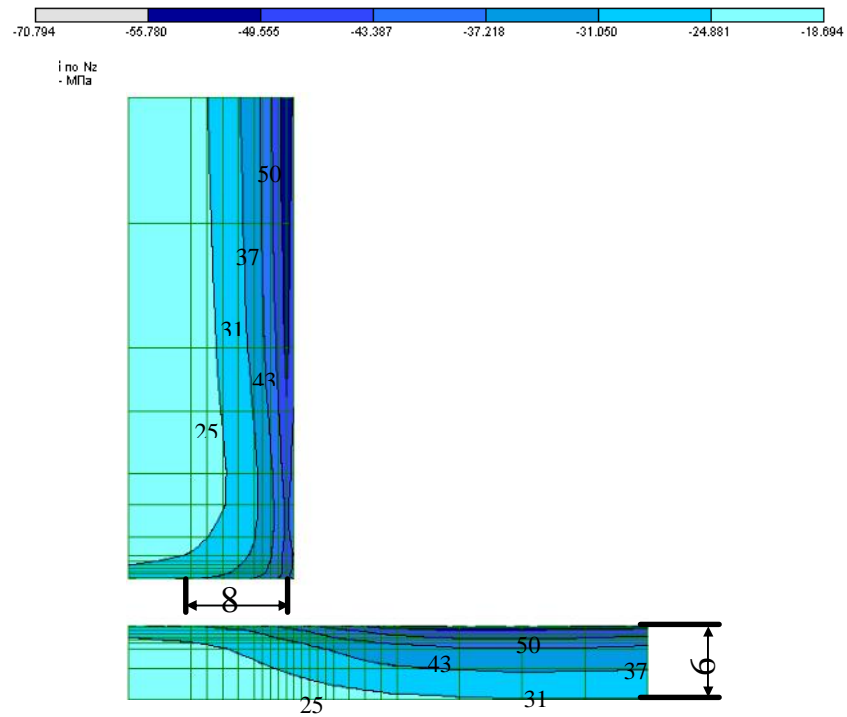


Рисунок 2 – Распределение вертикальных напряжений на сопряжении конвейерного штреха с лавой

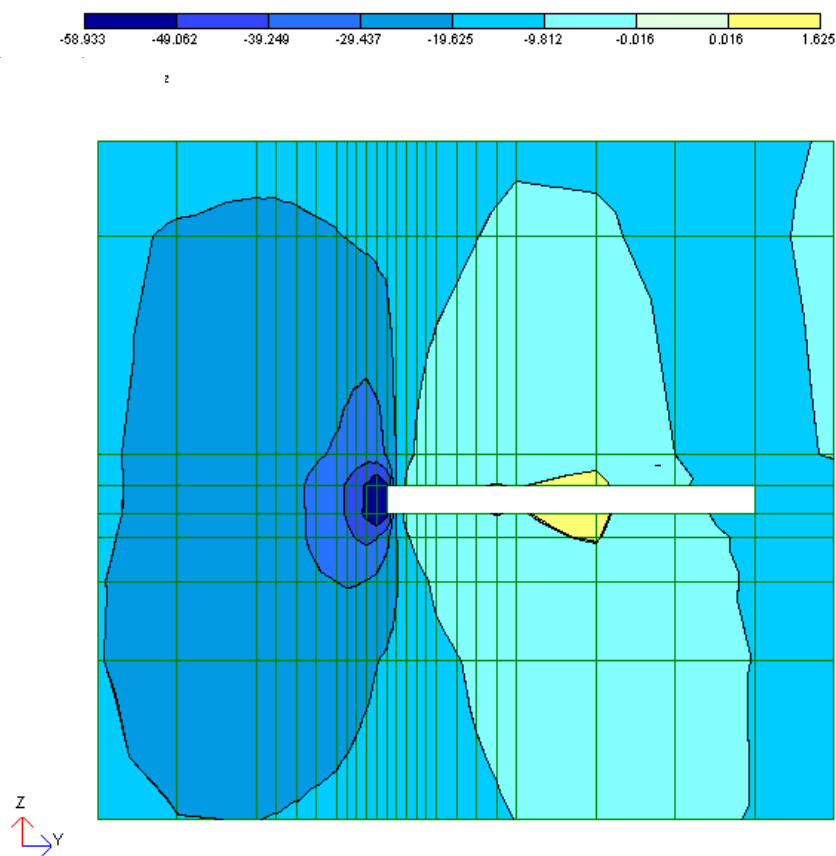


Рисунок 3 – Распределение вертикальных напряжений в массиве

Сравнительные данные результатов решения трёх задач представлены на рисунке 4, где показаны кривые вертикальных напряжений в угольном пласте на расстоянии 1.26 м впереди лавы.

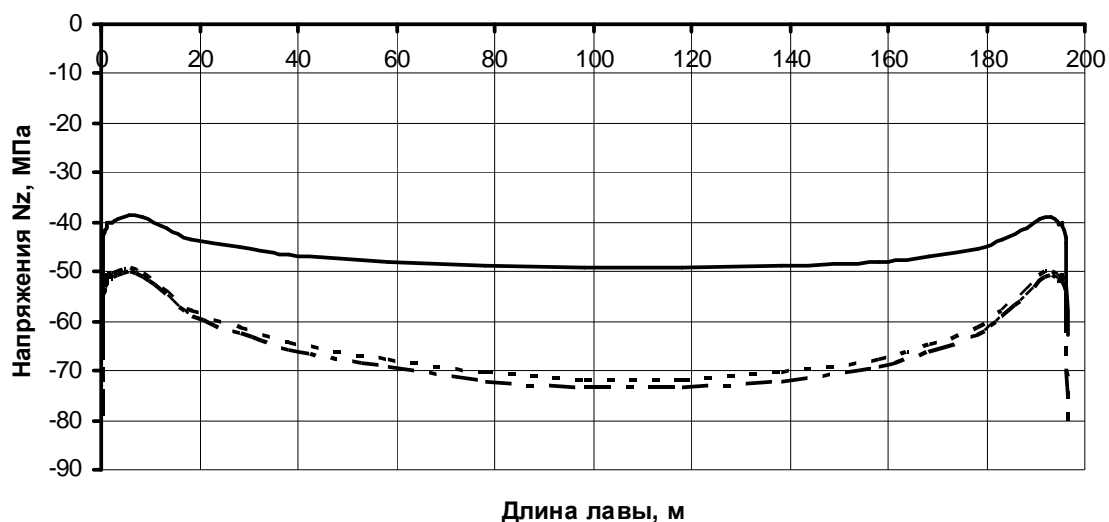


Рисунок 4 – Распределение вертикальных напряжений в угольном пласте по длине лавы: ..... задача 1; - · - задача 2; — задача 3.

Напряжения в зоне опорного давления, которое формируется весом зависших над выработанным пространством пород (зона А, задача №1), достигают 72 МПа в средней части лавы. Напряжения увеличиваются на 3% до 74 МПа, если учитывается действие пород в зонах А и В.

В случае учёта всех зон (А, В, С) на формирование опорного давления впереди лавы, напряжения достигают 50 МПа, что составляет 67% от напряжений, возникающих от зависших пород в зоне А. Напряжения в плоскости пласта вдоль и поперёк лавы меньше вертикальных напряжений в 1,5 раза для всех задач.

Таким образом, для оценки статической составляющей опорного давления необходимо учитывать сложный характер разрушения, смещения пород над выработанным пространством, в котором главным является взаимодействие зон В и С, т.е. обрушенных и прогибающихся в зоне полного сдвижения пород, при котором изменяется механизм работы слоёв – консольные плиты и балки, защемлённые над пластом, опираются на обрушенные породы в выработанном пространстве.

Динамическая составляющая опорного давления зависит от скорости подвигания лавы, периодичности зависания и осадки основной кровли. Исследован последний фактор. Проанализированы напряжения в угольном пласте и в кровле при максимальном зависании основной кровли (рис. 5).

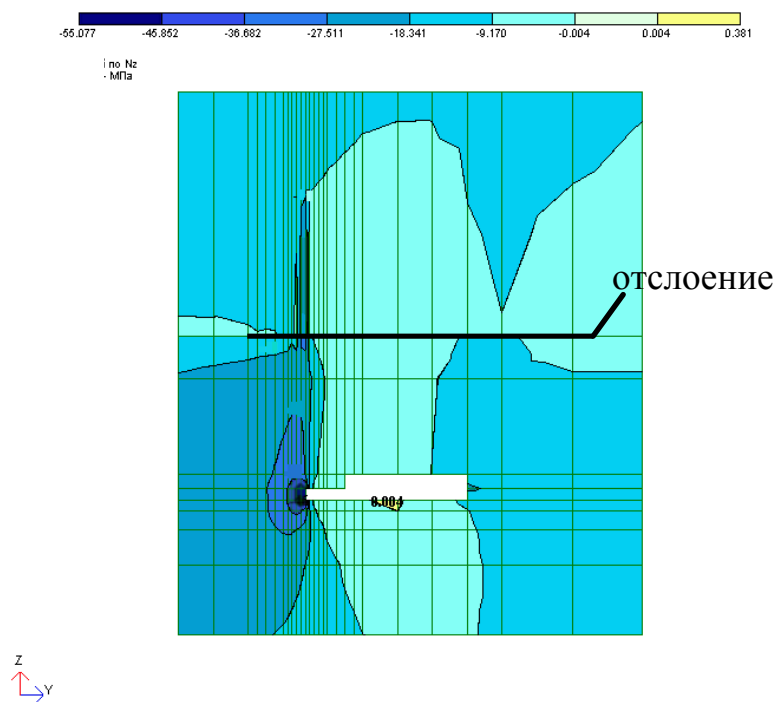


Рисунок 5 – Распределение вертикальных напряжений при отслоении основной кровли

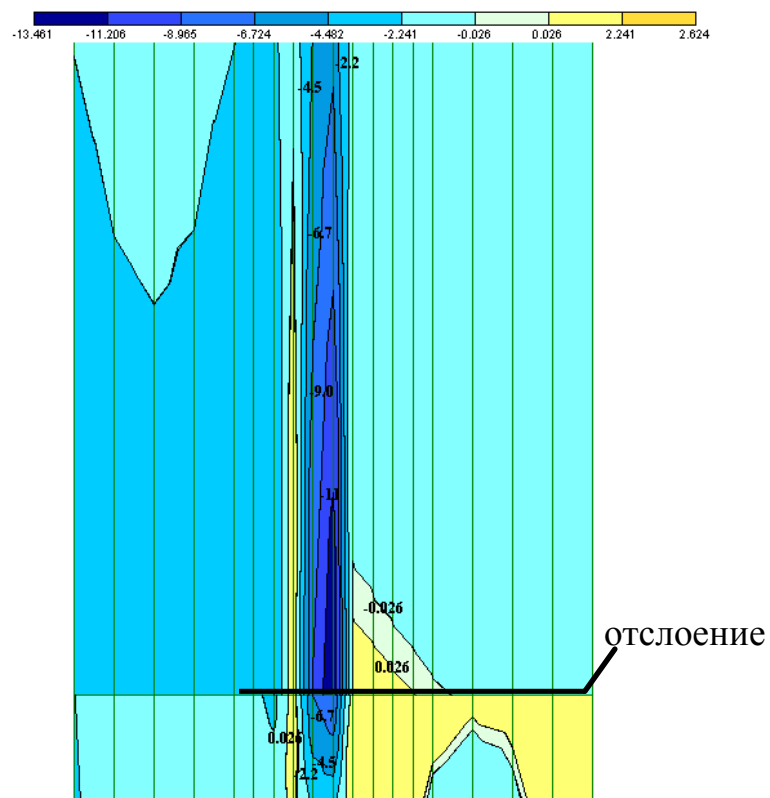


Рисунок 6 – Распределение вертикальных напряжений вокруг подготовительной выработки



В результате изгиба основной кровли и выше расположенного слоя возникали большие сжимающие напряжения и образовалась трещина. Распределение эквивалентных напряжений в области трещины приведено на рисунке 6.

Отслоение основной кровли, её облом привели к уменьшению максимальных напряжений в пласте на 5%. Изменения в размерах зоны опорного давления не отмечено.

На основании проведенных исследований установлено: взаимодействия пород над выработанным пространством имеет сложный характер; обоснована схема формирования опорного давления при отработке одиночной лавы, учитывающая обрушение кровли в выработанном пространстве, сдвиг и разрушение пород в зоне полных сдвижений и взаимодействие всех зон, которая пригодна для определения параметров опорного давления.

Направление дальнейших исследований – изучить влияние горно-геологических и горнотехнических факторов на параметры опорного давления.

#### **Библиографический список**

1. Борисов А.А. *Механика горных пород и массивов*. М.: Недра, 1980, 360 с.
2. Гмошинский В.Г. Горное давление на пологий угольный пласт в окрестности выработки // *Уголь Украины*. – 1957. - №7. – С. 16 – 23.
3. Тищенко В.А. *Обоснование параметров расположения и охраны горных выработок при разработке пологих пластов Донбасса на больших глубинах*. Автореф. дис. к.т.н. Алчевск: 1996. – 17 с.
4. Зоря Н.М., Музафаров Ф.И. *Схема механизма сдвижения толщи пород при выемке пологих пластов угля одиночной лавой* // *Уголь Украины*. – 1966. - №12.

*д.т.н. Радзиевский В.Н.,  
к.ф.-м.н. Кирик Г.В.,  
к.т.н. Лавренко А.М.  
(Концерн «Укрросметалл», г. Сумы, Украина,  
e-mail: kem@ukrrosmetall. com. ua)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕННЫХ АППАРАТОВ КОМПРЕССОРНЫХ МАШИН**

*Розглянуті деякі сучасні методи випробування теплообмінних апаратів і результати дослідження їх параметрів в компресорних машинах. Приводяться нові дані про застосування різних типів насадок для турбулізації потоків з метою інтенсифікації теплообміну.*

**Ключові слова:** компресор, теплообмінник, випробувальний стенд, вентилятор, тепловізійний контроль.

*Рассмотрены некоторые современные методы испытания теплообменных аппаратов и результаты исследования их параметров в компрессорных машинах. Приводятся новые данные о применении различных типов насадок для турбулизации потоков с целью интенсификации процессов теплообмена.*

**Ключевые слова:** компрессор, теплообменник, испытательный стенд, вентилятор, тепловизионный контроль.

В настоящее время в странах СНГ эксплуатируется свыше 500 тысяч промышленных компрессорных установок, которые по оценкам специалистов потребляют около 20% вырабатываемой электроэнергии [1]. В связи с этим важнейшей задачей является разработка энергоэффективных компрессорных машин, оптимально работающих в различных климатических зонах и при различных значениях производительности. При этом теплообменные аппараты обеспечивают надежную работу практически всех узлов и агрегатов компрессорных машин.. Их рациональное проектирование и конструирование позволяет не только оптимизировать энергопотребление, долговечность и безопасность эксплуатации, но и металлоемкость, а также габаритные размеры компрессорных машин [2,3].

Известны типовые программы и методики испытаний (РД 26-01-86-88), а также методы расчета на прочность и герметичность теплообменных аппаратов (РД 34.02.310-89).

В ОАО «НПО ВНИИкомпрессормаш» испытывают теплообменные аппараты компрессорных установок на разных стадиях производства. На стадии разработки и освоения новой конструкции теплообменного аппарата, включающей новые теплообменные поверхности, новые теплоносители или новое их сочетание, опытные образцы испытывают на стендах.

**На стендах применяются две схемы испытаний:** охлаждение горячего теплоносителя водой; охлаждение горячего теплоносителя воздухом. На рисунке 1 приведена схема, а на рисунке 2 общий вид двухконтурного стенда с охлаждением теплоносителя водой.

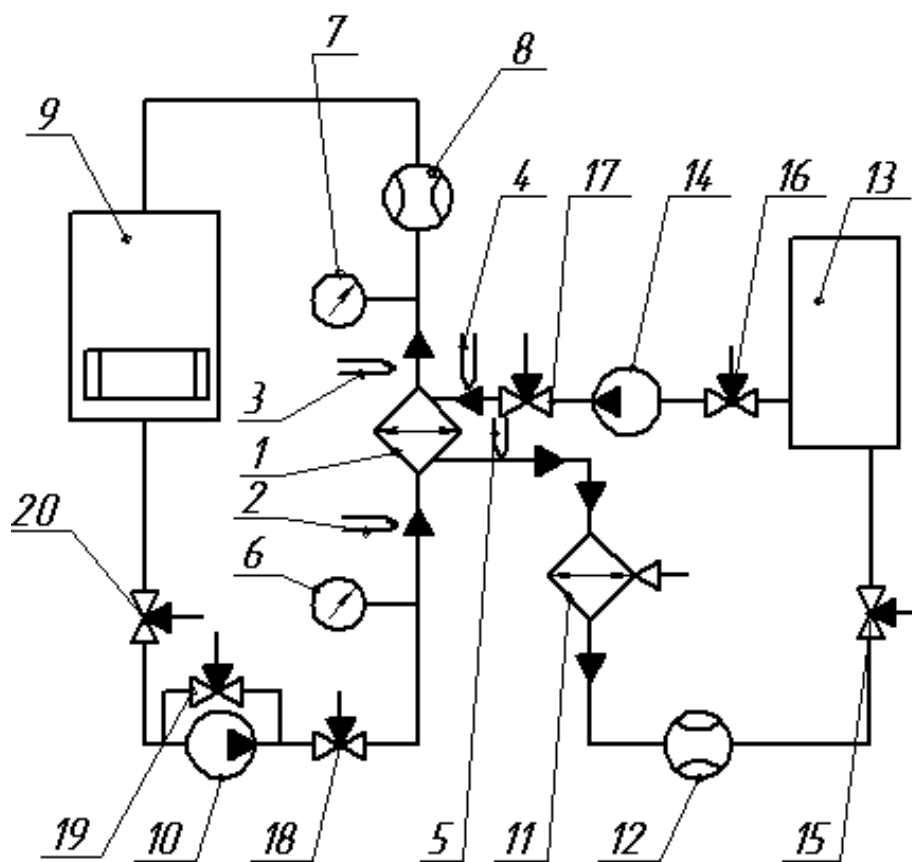


Рисунок 1- Схема стенда для исследования теплопередачи и гидравлического сопротивления в водомасляном теплообменнике:  
 1 - исследуемый теплообменник; 2 – 5 термопары; 6, 7 - манометры;  
 8 - расходомер масла; 9 - масляный бак с нагревателем; 10 - масляный насос; 11 - водоохладитель с регулируемым вентилятором;  
 12 -расходомер воды; 13 - бак с водой; 14 - водяной насос; 15 - 20-вентили



Рисунок 2 - Внешний вид стенда для теплотехнических испытаний теплообменных аппаратов

На стенде исследуют теплопередачу и гидравлическое сопротивление водяных маслоохладителей с различными насадками в масляных каналах. В состав стенда входят замкнутые масляный и водяной контуры.

Принципиальная схема стенда для исследования теплообменных аппаратов (ТА) с охлаждением горячего теплоносителя воздухом приведена на рисунке 3. На таком стенде проводят исследования теплопередачи, аэродинамического и гидравлического сопротивлений воздушных маслоохладителей с различными насадками в масляных и воздушных каналах.

Опыты проводят при различных температурах, изменении расхода масла и воздуха. Перемещение воздуха через маслоохладитель осуществляется центробежным и осевым вентиляторами. Расход воздуха регулируется изменением числа оборотов электродвигателя осевого вентилятора и определяется по перепаду давлений воздуха на входе и выходе сопла. Перепад давлений на сопле измеряется микроманометром МКВ-250-0,02. Потеря давления воздуха в воздушных каналах определяется по разрежению воздуха после маслоохладителя. Разрежение воздуха измеряется микроманометром МКВ-250-0,02. Потеря давления масла определяется по разности показаний образцовых манометров 6, 7, установленных на входе и на выходе маслоохладителя. Температура масла и воздуха измеряется с помощью хромель-копелевых термопар, градуированных с точностью до  $0.1^{\circ}\text{C}$ .

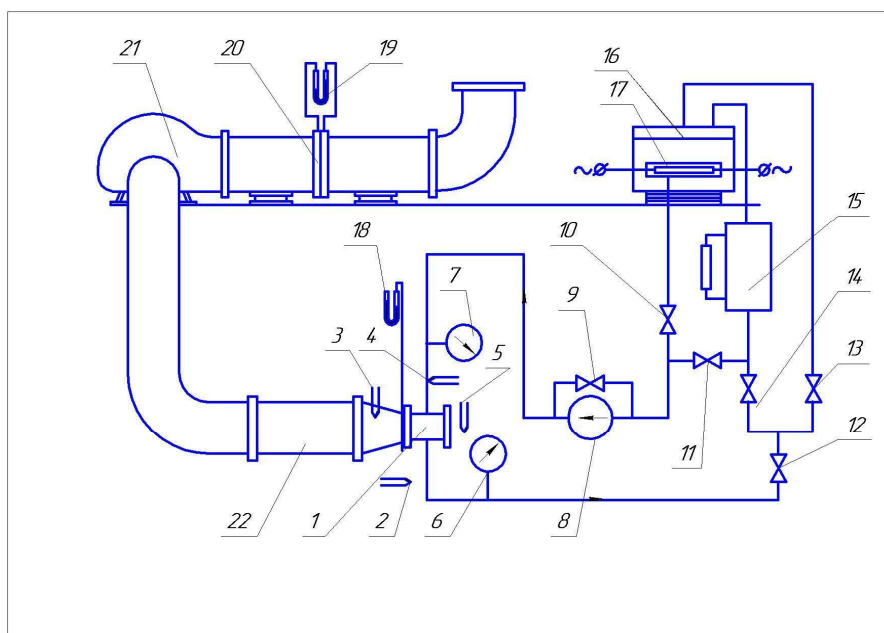


Рисунок 3 - Схема стенда для исследования теплопередачи, аэродинамического и гидравлического сопротивлений в воздушных маслоохладителях: 1 - исследуемый теплообменник; 2 –5 термопары; 6, 7 - манометры; 8 - масляный насос; 9,10,11,12,13 и14 -вентили; 15- расходомер масла; 16 - масляный бак ; 17 - электронагреватели; 18,19 – микроманометры; 20 – расходомер воздуха; 21 – центробежный вентилятор; 22 – осевой вентилятор

**Сварные швы** подвергают рентгенопросвечиванию и цветной дефектоскопии в соответствии с регламентом контроля. Затем теплообменные аппараты подвергают испытаниям гидравлическим давлением на прочность и плотность в сборе с арматурой. Причем, в водяных охладителях каждая полость (водяная, масляная, газовая) должна быть испытана отдельно. В процессе испытаний теплообменный аппарат заполняют водой таким образом, чтобы воздух был полностью удален. Температура воды и окружающей среды должна быть не ниже  $+5^{\circ}\text{C}$ . К одному из штуцеров аппарата присоединяют контрольный манометр (ГОСТ 2405-63; класс 1.5; диаметр корпуса не менее 150 мм). Для исключения гидравлических ударов давление необходимо повышать плавно. При достижении рабочего давления осматривают сварные швы и соединения. Гидравлические испытания аппаратов производят на специальном стенде.

**Полная характеристика вентилятора теплообменного аппарата** при перемещении воздуха неизменной плотности и неизменной частоте вращения выражает зависимость между производительностью  $L$ , с одной стороны, давлением  $P$ , потребляемой мощностью  $N$  и к.п.д.  $\eta$  – с другой.

На рисунке 4 показана принципиальная схема аэродинамического стенда испытаний осевых вентиляторов.

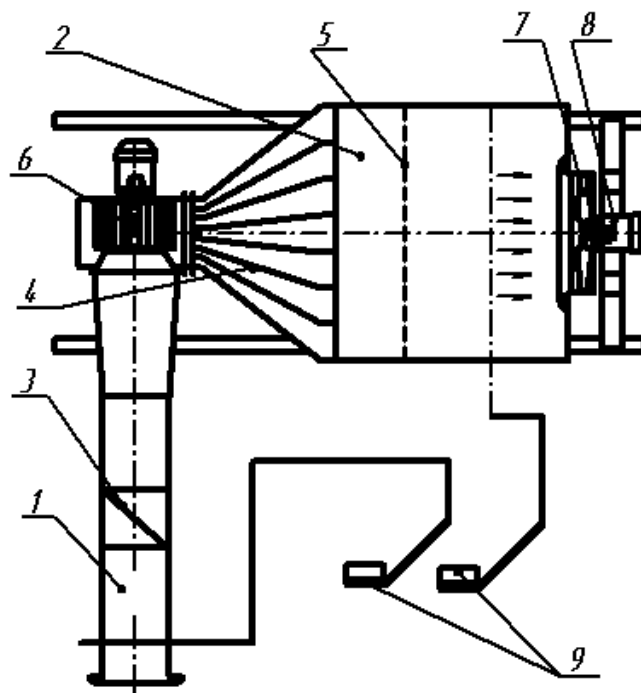


Рисунок 4 - Схема аэродинамического стенда для испытаний осевых вентиляторов

В состав стенда для аэродинамических испытаний вентиляторов входят расходомер 1 (сопло Вентури) с коэффициентом расхода  $\alpha=0.98...0.99$ , воздухопровод в виде камеры 2 с приемниками давления, дросселирующее устройство 3, спрямляющий диффузор 4 с разделительными стенками и решётка 5. Для преодоления сопротивления воздухопроводов служит центробежный вентилятор 6.

Испытываемый вентилятор 7 вращается с помощью электродвигателя 8. Для измерения статического давления на расходомере и в камере применяют микроманометры повышенной точности 9 (МКВ-250-0.02), с точностью измерения давления 0.1Па.

Для практического применения по данным испытаний строят графики зависимостей статического давления  $P_s$  вентилятора и мощности  $N$ , потребляемой вентилятором на перемещение воздуха, от производительности вентилятора  $L$ . На рисунке 5 приведены графики  $P_s=f(L)$ (1) и  $N=f(L)$ (2) для осевого вентилятора производства фирмы Multi-Wing марки 623/10-10/35°/3HR/PAG.

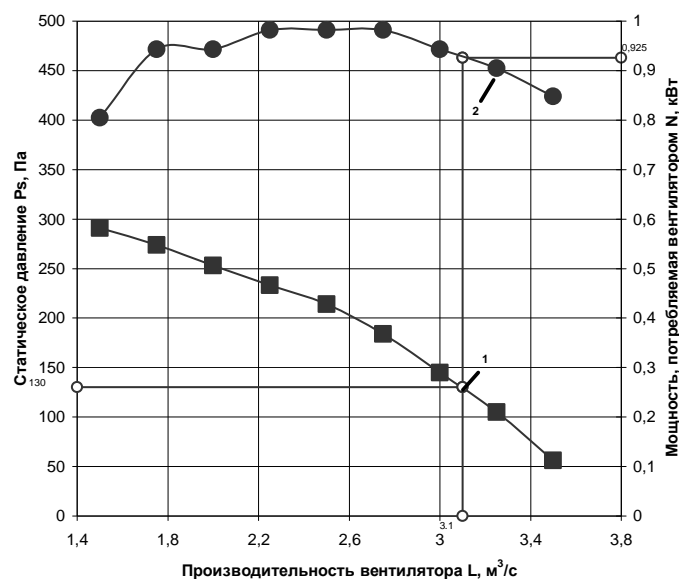


Рисунок 5 - Типовая графическая характеристика осевого вентилятора:  
1 – статическое давление; 2 – мощность

**Тепловизионный контроль** теплообменных аппаратов имеет широкие перспективы применения. С помощью специальной компьютерной программы можно просмотреть, проверить и проанализировать термограммы и данные для определения качественных и количественных особенностей температурного поля на поверхности теплообменника. На рисунке 6 показана термограмма, зафиксированная при испытании пластинчато-ребристого воздушного маслоохладителя. Температурная цветная шкала, которая располагается рядом с термограммой, дает общее представление о температурном поле поверхности пластинчато-ребристых теплообменников (ПРТ).

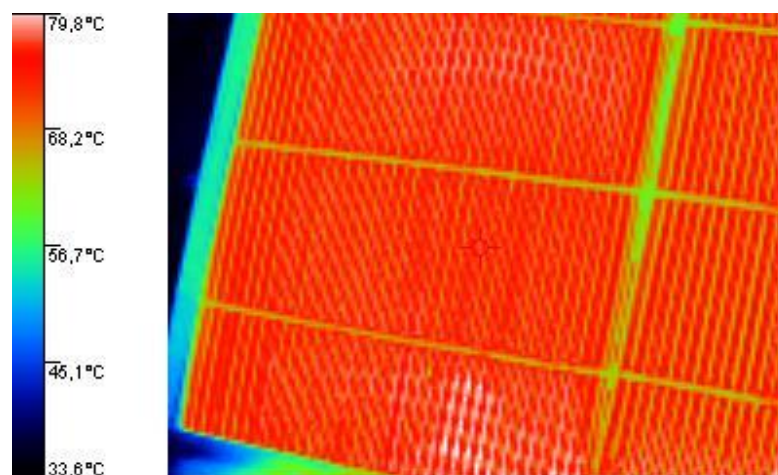


Рисунок 6 - Термограмма поверхности работающего воздушного ПРТ маслоохладителя



При приемочных испытаниях компрессорной установки (КУ) фиксируется термограмма поверхности работающего охладителя. Используя базу данных компьютера и паспортные термограммы, специалисты по обслуживанию могут зафиксировать через время повторную термограмму на КУ. На рисунке 7 показана термограмма ПРТ маслоохладителя винтовой компрессорной установки, работающей длительное время.

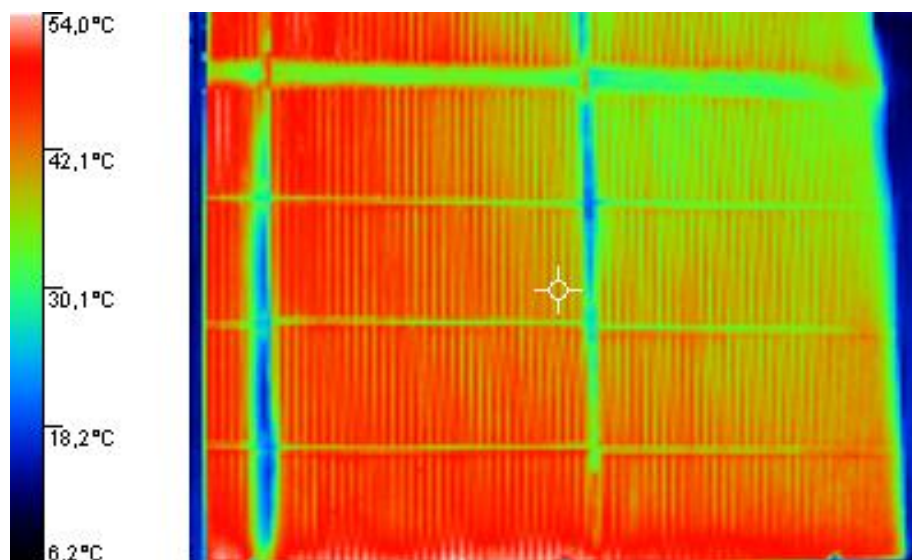


Рисунок 7 - Термограмма поверхности ПРТ компрессорной установки после длительной эксплуатации

Термограмма свидетельствует о нарушениях в работе маслоохладителя. Выявлены неработающие каналы. Температурное поле на поверхности ПРТ неоднородное. Компьютерный анализ с определением температуры в разных точках показал необходимость проведения профилактики ПРТ с очисткой каналов.

**Стендовые испытания** ТА позволяют определить характеристики новых конструкций ТА, сравнить их с известными и вносить коррективы для получения оптимального результата.

В случае применения новых теплопередающих поверхностей необходимо проводить их исследования с целью получения уравнений для расчёта теплоотдачи и гидравлического сопротивления, а также испытывать модели теплообменников при различных расходах горячего и холодного теплоносителей.

Представленные на рисунке 8 характеристики четырёх теплообменников показали, что проволочное спиральное оребрение, турбулизирующее поток воздуха, и тем самым увеличивающее теплоотдачу, уступает гладкой гофрированной насадке большей компактности. Вероятно

это связано с тем, что при турбулизации потока теплоотдача увеличивается в меньшей степени чем рост сопротивления.

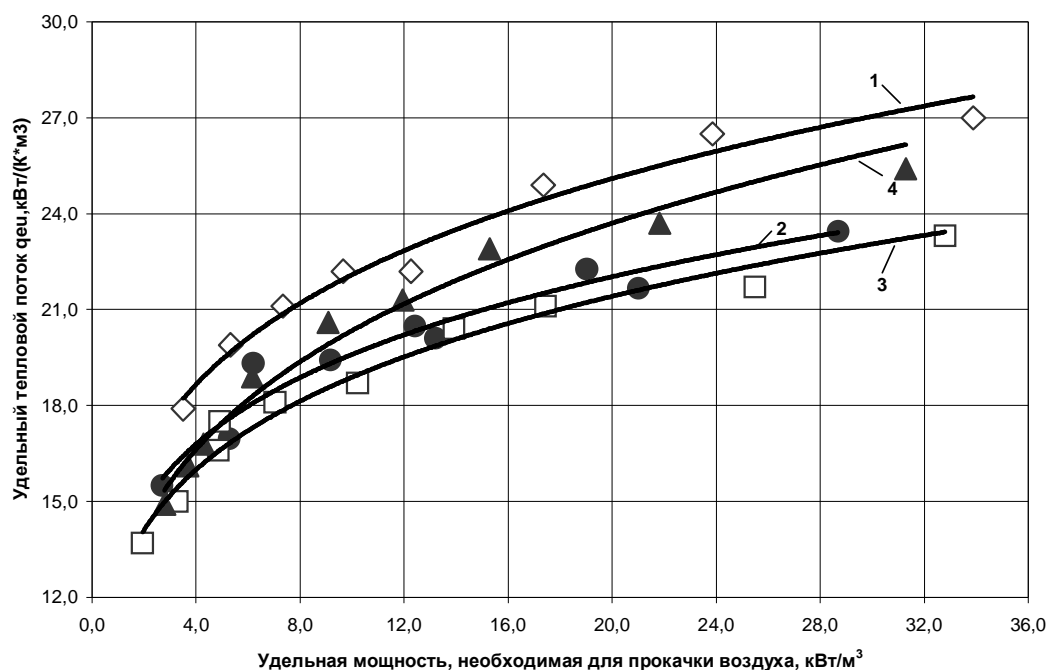


Рисунок 8 - Зависимость удельных тепловых потоков воздушных маслоохладителей МО от удельной мощности на прокачку воздуха при скорости масла  $W_m=0.16\text{ м/с}$ :

1. стальной ПРТ МО с катаной насадкой из ленты с высотой гофра 3 мм, установленной в два слоя через прокладку в воздушном канале и гофрированной проволоочной сетки в масляном канале;

2. стальной ПРТ МО с насадкой из проволоочной спирали, накрученной на промежуточный лист под углом к движению воздуха, в воздушном канале и гофрированной проволоочной сетки в масляном канале;

3. стальной ПРТ МО с насадкой из проволоочной спирали, накрученной на промежуточный лист параллельно движению воздуха, в воздушном канале и гофрированной проволоочной сетки в масляном канале;

4. стальной ПРТ МО с катаной насадкой из проволоочной сетки в воздушном и масляном каналах.

Величины аэродинамических сопротивлений наиболее эффективных теплообменников приведены на рис.9. Из рисунка видно, что сопротивление стального МО с катаной насадкой из ленты по воздуху намного ниже сопротивления стального МО с катаной насадкой из проволоочной сетки. Это и обуславливает небольшие значения удельной мощности на прокачку воздуха в МО с катаной насадкой из ленты.

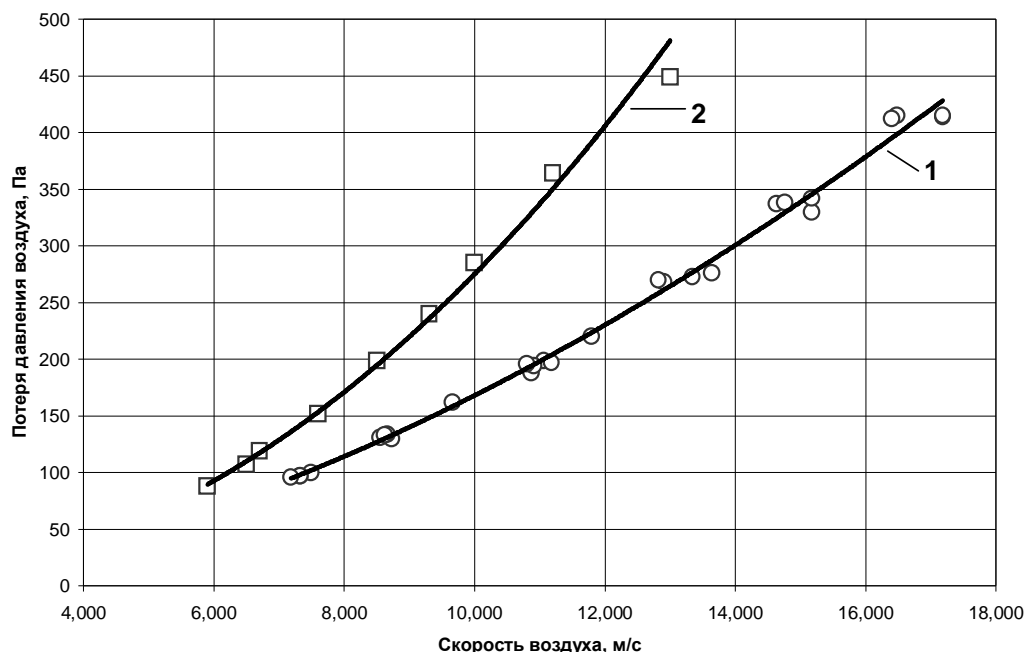


Рисунок 9 - Потеря давления охлаждающего воздуха в ПРТ с насадкой в воздушном канале из гладкой гофрированной ленты (1) и гофрированной сетки (2)

При течении воздуха в каналах с гладкой насадкой с малыми скоростями устанавливается ламинарный режим движения, характеризующийся низкой теплоотдачей. В дальнейшем с увеличением скорости воздуха интенсивность теплоотдачи резко возрастает. В случае с волнистой насадкой в воздушном канале турбулизация потока с помощью волнообразных ребер происходит и при небольших скоростях, поэтому интенсивность теплоотдачи повышается с увеличением скорости не так быстро. Поэтому при конструировании пластинчато-ребристых теплообменников стараются избегать ламинарного режима при течении воздуха.

Применение гладких насадок большой компактности на стороне охлаждающего воздуха одновременно с насадкой из проволоочной сетки в масляных каналах позволяет значительно уменьшить объем и массу теплообменника и может считаться наиболее перспективной комбинацией поверхностей в стальных маслоохладителях пластинчато-ребристого типа.

В таблице 1 приведены комбинации теплообменных поверхностей для различных маслоохладителей.

В таблице 2 приведены данные, иллюстрирующие эффективность применения оптимальной комбинации теплообменных поверхностей на примерах технических характеристик стальных ПРТ одного назначения с разными теплообменными поверхностями. Как видно из табл. 2, за счет выбора соответствующей комбинации теплообменных поверхностей можно вдвое уменьшить массу ТА.

Таблица 1 - Комбинации поверхностей в ПРТ маслоохладителях

Наименование компрессорной установки или макета	Тип поверхности	
	на стороне воздуха	на стороне масла
1. Опытный образец	Двойная, треугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=3\text{мм}$ . Компактность $1813\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Из проволоочной сетки. Компактность $1370\text{м}^2/\text{м}^3$ .
2. УКВШ-5/7	Двойная, треугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=4\text{мм}$ . Компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Треугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=3\text{мм}$ . Компактность $1813\text{м}^2/\text{м}^3$ .
3. УКВШ-10/7	Двойная, треугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=4\text{мм}$ . Компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Из проволоочной сетки. Компактность $1370\text{м}^2/\text{м}^3$ .
4. УКВШ-15/7	Двойная, треугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=4\text{мм}$ . Компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Треугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=3\text{мм}$ . Компактность $1813\text{м}^2/\text{м}^3$ .
5. НВЭ-10/8	Двойная, треугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=4\text{мм}$ . Компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Из проволоочной сетки. Компактность $1370\text{м}^2/\text{м}^3$ .
6. НВЭ-15/8	Треугольной формы с гладкими прямыми ребрами, уплотнённая, высотой $h=6\text{мм}$ . Компактность $1779\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Треугольной формы с гладкими прямыми ребрами, уплотнённая, высотой $h=3\text{мм}$ . Компактность $2098\text{м}^2/\text{м}^3$ .
7. НВЭ-20/8	Треугольной формы с гладкими прямыми ребрами, уплотнённая, высотой $h=6\text{мм}$ . Компактность $1779\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Треугольной формы с гладкими прямыми ребрами, уплотнённая, высотой $h=3\text{мм}$ . Компактность $2098\text{м}^2/\text{м}^3$ .
8. ВВ-32/8	Двойная, треугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=4\text{мм}$ . Компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Треугольной формы с гладкими прямыми ребрами, высотой $h=3\text{мм}$ . Компактность $1813\text{м}^2/\text{м}^3$ .
9. ВВ50-/8	Двойная, треугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=3\text{мм}$ . Компактность $1813\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Треугольной формы с гладкими прямыми ребрами, уплотнённая, высотой $h=3\text{мм}$ . Компактность $2098\text{м}^2/\text{м}^3$ .
10. Макет №1 (алюминиевый)	Двойная, эвольвентной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=6\text{мм}$ . Компактность $778\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Эвольвентной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=4\text{мм}$ . Компактность $1022\text{м}^2/\text{м}^3$ .
11. Макет №2 (алюминиевый)	Прямоугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=4\text{мм}$ . Компактность $1450\text{м}^2/\text{м}^3$ .	Прямоугольной формы с гладкими прямыми ребрами высотой $h=4\text{мм}$ . Компактность $1450\text{м}^2/\text{м}^3$ .

Таблица 2 - Характеристики стальных ПРТ с разным типом теплообменной поверхности

Наименование КУ	Старая конструкция охладителя			Новая конструкция охладителя		
	Габаритные размеры, мм	Масса ПРТ, кг	Комбинация поверхностей	Габаритные размеры, мм	Масса ПРТ, кг	Комбинация поверхностей
УКВШ-5/7 Масло-охладитель	906x780x320	128	Воздух: гладкая, компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ . Масло: гладкая, компактность $1813\text{м}^2/\text{м}^3$ .	906x780x264	56	Воздух: гладкая, компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ . Масло: из проволоочной сетки
УКВШ-15/7 Масло-охладитель	1065x918x517	306	Воздух: гладкая, компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ . Масло: гладкая, компактность $1813\text{м}^2/\text{м}^3$ ..	1053x898x468	137	Воздух: гладкая, компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ . Масло: из проволоочной сетки
ЗВШ1.6-3/46 Воздухо-охладитель	672x870x836	230	1 и 2 ступень. Горячий воздух: гладкая, компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ . Холодный воздух: гладкая, компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ . 3 ступень: Трубчатый охладитель	672x890x594	112	1,2 и 3 ступени. Горячий воздух: гладкая, компактность $2098\text{м}^2/\text{м}^3$ . Холодный воздух: гладкая, компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ .
ВВ-32/8 Масло-охладитель	1506x1230x154	594	Воздух: гладкая, компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ . Масло: гладкая, компактность $1813\text{м}^2/\text{м}^3$ .	1520x1280x105	342	Воздух: гладкая, компактность $1339\text{м}^2/\text{м}^3$ . Масло: из проволоочной сетки.

Таким образом, комплексный научный подход к проектированию, изготовлению и испытанию теплообменных аппаратов позволяет создавать энергоэффективные компрессорные машины повышенной надежности.

### **Библиографический список**

1. Максимов В.А., Мифтахов А.А., Хисамеев И.Г. Компрессорное и холодильное машиностроение на современном этапе. // Вестник Казанского технологического университета. 1998, №1. - С. 104-113.

2. Радзиевский В.Н., Кирик Г.В., Лавренко А.М., Котов А.М. Теплообменные аппараты компрессорных установок. Исследования, конструкция, технология. Сумы, «Слобожанщина», 2007. -317.с

Радзієвський В.М., Лавренко О.М., Ткаченко Г.Г., Котов О.М. Патент України на винахід № 56529.- 15.05.2003.

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

*к.т.н. Чехлатый Н.А.,  
(НИИГМ им. М.М.Федорова, г. Донецк, Украина)*

## **ОЦЕНКА ПОТЕРЬ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ ПРИ ПУСКЕ НАСОСОВ ГЛАВНОГО ВОДООТЛИВА**

*Розглянуто питання підвищення енергетичної ефективності головних водовідливних установок і дана оцінка величини втрат електроенергії під час пуску насосів головного водовідливу.*

**Ключові слова:** водовідливна установка, електродвигун, витрата електроенергії, перехідний процес, енергозбереження.

*Рассмотрены вопросы повышения энергетической эффективности главных водоотливных установок и дана оценка величины потерь электроэнергии при пуске насосов главного водоотлива.*

**Ключевые слова:** водоотливная установка, электродвигатель, расход электроэнергии, переходный процесс, энергосбережение.

Среди энергетических объектов угольных шахт главные водоотливные установки (ГВУ) являются одними из наиболее энергоемких (8-15 %); так, для откачки шахтных вод применяются центробежные насосы производительностью 300...500 м<sup>3</sup>/час с напором до 1000 м. Ежесуточное откачивание воды из угольных шахт Украины составляет около 1250 тыс. м<sup>3</sup> с потреблением электроэнергии на сумму больше 320 млн.грн. На эти цели постоянно работает 1373 насосных агрегата общей мощностью более 880 тыс. кВт. Суммарный объем откачиваемых шахтных вод в целом по отрасли достигает 10 млрд. м<sup>3</sup> в год и имеет тенденцию к дальнейшему росту [1]. В условиях жестких требований к экономии топливных, сырьевых и других материальных ресурсов проблема обеспечения энергоэффективности электрооборудования становится одним из основных вопросов перестройки хозяйственного механизма угледобывающей отрасли.

**Анализ исследований и публикаций.** Решению вопроса рационального использования электрической энергии на угольных шахтах уделяется достаточно внимания [2,3]. Известны методы снижения затрат электрической энергии, потребляемой водоотливными установками:

- обеспечение соответствия паспортных параметров насосов характеристикам трубопроводов;
- снижение потерь напора в трубопроводе водоотливной установки;



- использование давления столба воды главного стояка на орошение;
- повышение КПД насосной установки.

Анализ результатов исследований показал, что в настоящее время отсутствует комплексное решение вопросов регулирования режимов электропотребления, направленных на поддержание заданных параметров установки, с задачами оптимизации режимов работы электроустановок угольных шахт и экономии энергии в целях достижения совокупного экономического эффекта.

Исследования [1,4] показывают, что резервом повышения эффективности работы водоотливной установки является строгое соблюдение режимов пуска и останова насосных агрегатов, а также снижение числа пусков. Проведенные в НИИГМ имени М.М. Федорова исследования показали, что число включений за сутки насосов водоливной установки на шахте изменяется от 30 до 50. Это обстоятельство, несмотря на относительно кратковременность переходных состояний, оказывает значительное влияние на общий баланс электропотребления шахты.

**Цель исследований** состоит в теоретическом обосновании величин пусковых затрат электроэнергии, что позволит раскрыть их зависимость от параметров двигателя и насосного агрегата в целом, а также даст возможность минимизации расхода электроэнергии путем целенаправленного изменения параметров системы. Для этого требуется вывести уравнение динамического состояния рассматриваемой установки в интервале времени пуска двигателя, установить зависимость во времени момента электродвигателя от его частоты вращения и определить полные затраты энергии на пуск.

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

Известно [3], что для короткозамкнутых асинхронных двигателей потери электроэнергии в роторной цепи в переходных процессах пуска определяются формулой

$$\Delta \mathcal{E} = M_H \omega_H s_H \Delta t, \quad (1)$$

где  $M_H$ ,  $\omega_H$  и  $s_H$  – номинальные момент, частота вращения и скольжение,  $\Delta t$  – длительность переходного процесса пуска, составляющая величину порядка одной секунды.

Установлено [3], что напорная характеристика практически любого центробежного насоса как функция  $H_n = H_n(Q)$ , отражающая зависимость давления  $H_n$  (напора насоса в метрах водяного столба) от производительности насоса  $Q$  (подачи в  $\text{м}^3/\text{с}$ ), описывается соотношени-

ем типа

$$H_n(Q) = n_k(H_0 + AQ - BQ^2), \quad (2)$$

где  $n_k$  – число рабочих колес насоса,  $H_0, м$  – напор одного колеса насоса при закрытой задвижке,  $A, с / м^2$ ,  $B, с^2 / м^5$  – эмпирические коэффициенты, главным образом зависящие от конструкции насоса.

Процессу доставки воды на поверхность препятствуют естественные сопротивления в трубопроводе, которые подобно (2) с достаточной для инженерных целей точностью можно представить функцией

$$H_m(Q) = H_z + aQ^2, \quad (3)$$

где  $H_z, м$  – геометрический напор как расстояние по вертикали от «зеркала» водосборника до точки слива откачиваемой жидкости на поверхности шахты;  $a, с^2 / м^5$  – коэффициент сопротивления, зависящий от диаметра и длины подводящего напорного трубопровода и от типа трубопроводной арматуры.

Полагая, что в момент пуска двигателя трубопровод был заполнен водой (частично или полностью) массой  $m_с, кг$  (в дальнейшем считается, что  $m_с = const$ ), то на основании принципа Даламбера можно записать с использованием (2) и (3)

$$m_\Sigma \frac{dV}{dt} = F_m \rho_с g [H_n(Q) - H_m(Q)], \quad (4)$$

где  $F_m, м^2$  – площадь поперечного сечения трубопровода;  $\rho_с, кг / м^3$  – объемная плотность откачиваемой воды из шахты;  $g, м / с^2$  – ускорение свободного падения;  $t, с$  – текущее время, отсчитываемое с момента пуска электродвигателя;  $V, м / с$  – скорость центра инерции суммарной перемещающейся массы  $m_\Sigma = m_с + (J_p + J_n) / R_{экр}^2$ , причем  $J_p, J_n, кгм^2$  – соответственно кинетические осевые моменты инерции ротора двигателя и вращающихся элементов насоса,  $R_{экр}, м$  – эквивалентный радиус колеса насоса, к окружности которого приводятся вращающиеся массы.

Из уравнения (4) следует, в частности, что в установившемся (стационарном) режиме движения, когда  $V = const$ , должно быть

$$H_n(Q) = H_m(Q), \quad (5)$$

на чем и основан общепринятый в настоящее время метод определения номинальных (рабочих) величин напора и подачи проектируемых насосных установок [на практике искомые величины  $Q = Q_n$  и  $H = H_n$  определяются в точке пересечения кривых  $H_n = H_m(Q)$  и  $H_m = H_m(Q)$ ]. Формально же соотношение (5) с учетом зависимостей (4.45) и (4.46) представляет собой относительно подачи  $Q$  квадратное уравнение

$$(a + n_k B)Q^2 - n_k A Q + H_z - n_k H_0 = 0,$$

одно из решений которого, представляющее практический смысл, записывается в форме

$$Q_H = \frac{n_k A + \sqrt{(n_k A)^2 + 4(n_k H_0 - H_z)(n_k B + a)}}{2(a + n_k B)}, \quad H_H = H_z + a Q_H^2. \quad (6)$$

Проверим это учитывая, что подача  $Q$  связана со скоростью истечения жидкости  $V$  соотношением

$$Q = F_m V, \quad (7)$$

то (4) следует рассматривать как дифференциальное уравнение относительно  $V$ . Так, подставляя (7) в (4) с использованием (2) и (3), получим

$$m_\Sigma \frac{dV}{dt} = F_m \rho_s g [(n_k H_0 - H_z) + n_k A F_m V - (n_k B + a) F_m^2 V^2]. \quad (8)$$

На практике должно быть  $n_k H_0 - H_z > 0$ , и в противном случае надо просто увеличить количество колес насоса  $n_k$  в разумном пределе, а когда и это «не помогает», то следует применить двухступенчатый во-

доотлив. В таком случае общее решение уравнения (8), удовлетворяющее естественному начальному условию  $V(0) = 0$ , запишем в форме [3]

$$t = \frac{2m_\Sigma}{F_m^2 \rho_g g \Delta} \cdot \text{Arth} \frac{F_m V \Delta}{2(n_\kappa H_0 - H_z) + n_\kappa A F_m V}, \quad (9)$$

где принято

$$\Delta = \sqrt{(n_\kappa A)^2 + 4(n_\kappa H_0 - H_z)(n_\kappa B + a)^2}, \text{ c / м}^2, \quad (10)$$

причем символ  $\text{Arth}$  (*арха-тангенс*) означает обратную функцию гиперболического тангенса. Если с использованием (10) обозначить

$$\lambda = F_m^2 \rho_g g \Delta / (2m_\Sigma), \quad \mu = n_\kappa A / \Delta, \quad (11)$$

то обращение функции (9)  $t = t(V)$  приводит к выражению

$$V = V_H \psi(t), \quad (12)$$

в котором ограниченная сверху единицей монотонно возрастающая функция

$$\psi(t) = \frac{(e^{\lambda t} - e^{-\lambda t})(1 - \mu)}{(e^{\lambda t} + e^{-\lambda t}) - \mu(e^{\lambda t} - e^{-\lambda t})}, \quad (13)$$

а номинальная скорость истечения жидкости обозначена как:

$$V_H = \frac{n_\kappa A + \Delta}{2(n_\kappa B + a)F_m}, \quad (14)$$

и эта величина, как следует из (12) и (13), получается практически уже при  $\lambda t \geq 5$ . Заметим, что формула (14) с учетом (10) в точности соответствует первому из выражений (6), которое получено в результате решения алгебраического уравнения статического состояния (5) относительно подачи с учетом (7). Таким образом, полученное решение (12) не противоречит общепринятому в расчетной практике подходу.

Следующим этапом рассматриваемой задачи является установление зависимости во времени момента электродвигателя от его частоты вращения. Для этого примем предположение о пропорциональности текущей угловой скорости ротора двигателя  $\omega$  и линейной скорости истечения из трубопровода жидкости  $V$  при открытой задвижке в период пуска, то есть будем считать, что

$$V = R_{\text{экв}} \omega \quad (15)$$

отсюда получается численное выражение величины  $R_{\text{экв}} = V_H / \omega_H$ . В действительности зависимость  $V$  от  $\omega$  является нелинейной, и в данном исследовании концепцию «линейности» следует рассматривать как *рабочую гипотезу*, достаточную для приближенных энергетических оценок.

Так как текущее и номинальное скольжение магнитного потока статора относительно ротора определяются соответственно выражениями

$$s = 1 - \omega / \omega_{\text{син}} \quad \text{и} \quad s_H = 1 - \omega_H / \omega_{\text{син}}, \quad (16)$$

где  $\omega_{\text{син}}$  – синхронная циклическая частота вращения магнитного поля, то с помощью (16) и выражений (12), (13), (14) найдем

$$s(t) = 1 - (1 - s_H) \psi(t), \quad \omega(t) = \omega_{\text{син}} (1 - s_H) \psi(t). \quad (17)$$

Далее воспользуемся известной формулой Клосса [70], устанавливающую связь текущего электродинамического момента двигателя  $M_{\text{э}}$  со скольжением  $s$ , которую для короткозамкнутого двигателя запишем в форме

$$M_{\text{э}} = M_{\text{кр}} \frac{2(1 + \beta)\beta\gamma s}{s^2 + 2\beta^2\gamma s + \beta^2\gamma^2}, \quad (18)$$

где критический момент «опрокидывания» обозначен как

$$M_{\text{кр}} = \frac{3U_0^2}{\omega_{\text{син}} R_1} \cdot \frac{\beta}{2(1 + \beta)}, \quad (19)$$

причем  $U_0, B$  – напряжение питающей сети;

$$\beta = 1/\sqrt{1+[(X_1 + X_2)/R_1]^2}, \quad \gamma = R_2/R_1; \quad (20)$$

$R_1, R_2, Ом$  – активные, а  $X_1, X_2, Ом$  – реактивные сопротивления соответственно статорной и роторной цепей.

Формула Клосса (18) описывает, так сказать, стационарные квазидинамические процессы, то есть без учета изменений во времени электромагнитных потокоцеплений статора и ротора в переходных динамических состояниях, что в специальных случаях можно и принять во внимание. Здесь, однако, эти обстоятельства не учитываются на основании результатов предварительных исследований.

Критический момент связан с номинальным посредством формулы

$$M_{кр} = k_{кр} M_H,$$

где  $k_{кр}$  – нормативный коэффициент «опрокидывания» в критическом состоянии (коэффициент перегрузочной способности), указываемый в каталогах. В свою очередь номинальный момент двигателя с использованием соотношения (15) определяется как

$$M_H = V_H F_m \rho_g g H_H / (\eta_n \omega_H),$$

где в силу второго выражения из (3) и (7) номинальный рабочий напор

$$H_H = H_z + a(F_m V_H)^2,$$

$\eta_n$  – КПД насосного агрегата.

Пусковой  $M_\Pi$  и номинальный  $M_H$  электродинамические моменты реализуются соответственно при  $s = 1$  и  $s = s_H$ , причем

$$M_\Pi = k_\Pi M_H,$$

где коэффициент пускового момента  $k_\Pi$  подчиняется для короткозамкнутых двигателей условию  $1 \leq k_\Pi < 1,2$ . Тогда с помощью выражений (18) получим

$$k_{\Pi} = k_{\kappa p} \frac{2(1+\beta)\beta\gamma}{1+2\beta^2\gamma+\beta^2\gamma^2}, \quad I = k_{\kappa p} \frac{2(1+\beta)\beta\gamma s_H}{s_H^2+2\beta^2\gamma s_H+\beta^2\gamma^2}. \quad (21)$$

Соотношения (21) необходимо рассматривать как систему уравнений относительно параметров  $\gamma$  и  $s_H$  при заданной величине  $\beta < 1$  и принятого значения  $k_{\kappa p}$ . Этим самым, в силу обозначений (20), определяют необходимые величины активного и реактивного омического сопротивлений цепи ротора. Так, из второго уравнения системы (21) находим

$$\gamma = \frac{s_H}{\beta} \left\{ k_{\kappa p} (1+\beta) - \beta + \sqrt{[k_{\kappa p} (1+\beta) - \beta]^2 - 1} \right\}, \quad (22)$$

а подстановка этого выражения в первое уравнение (21) при удовлетворении естественного условия  $k_{\Pi} \geq 1$  приводит в итоге к важному требованию для возможной величины номинального скольжения

$$s_H \geq \left\{ k_{\kappa p} (1+\beta) - \beta - \sqrt{[k_{\kappa p} (1+\beta) - \beta]^2 - 1} \right\}^2, \quad (23)$$

от которого зависит не только величина параметра  $\gamma$  в силу (22), но и значение коэффициента пуска  $k_{\Pi}$  из (21).

Заметим, что при выполнении в условии (23) строгого равенства, обуславливающего минимальную величину номинального скольжения  $s_H^{\min}$ , коэффициент пуска  $k_{\Pi} = 1$ , и тогда из (22) следует

$$\gamma = s_H^{\min} / \beta.$$

С увеличением коэффициента пуска примерно пропорционально увеличивается параметр, что в силу обозначений (20) требует увеличение омического сопротивления роторной цепи.

Для промышленных двигателей соотношения (21) заведомо удовлетворяются (или, по крайней мере, должны удовлетворяться), но здесь они приведены в целях согласованности принимаемых параметров двигателя с формулой Клосса (18), необходимой для дальнейших исследований. Кроме того, уравнения (21) могут быть использованы для поиска рациональных параметров системы «привод-насос-трубопровод», обеспечивающих минимальный расход электроэнергии при пуске. На рисунке 1 изображена серия кривых, иллюстрирующих изложенный выше алгоритм.

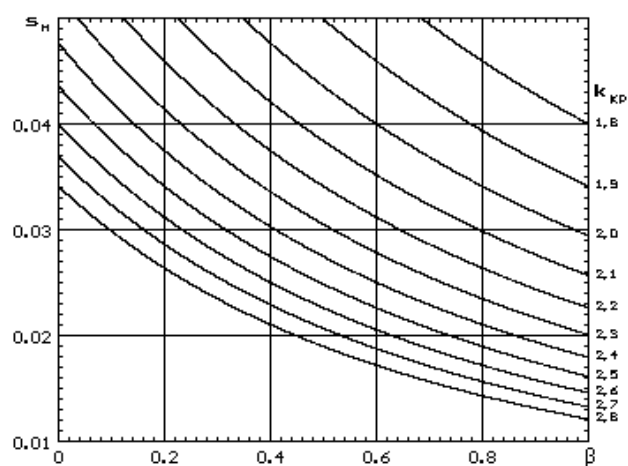


Рисунок 1– Зависимости номинального скольжения от параметров двигателя

Как видно отсюда, между основными параметрами двигателя имеется строгая взаимообусловленность, нарушение которой может привести к искаженным результатам исследований и вычислений [графики на рисунке 1 построены для  $s_H^{\min}$  в соответствии с выражением (23)].

На рисунке 2 изображена типичная характеристика асинхронного короткозамкнутого двигателя в координатах  $\bar{M} = M_{\varepsilon} / M_{кр}$  [см. (18) и (19)] и переменного параметра  $1 - s$ , который зависит от циклической частоты вращения ротора  $\omega(t)$ . Числа  $\bar{M}_H = 1/k_{кр}$ ,  $\bar{M}_П = k_{П} / k_{кр}$  и формально  $\bar{M}_{кр} = 1$ .

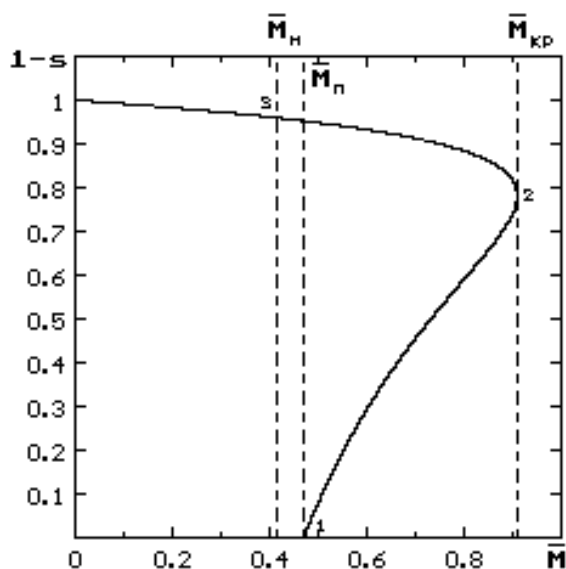


Рисунок 2 – Характеристика короткозамкнутого двигателя



Здесь кривая 1-2-3 отображает последовательность генерируемых двигателем величин электродвижущего момента в соответствии с (8) при монотонном уменьшении скольжения  $s(t)$ , подчиняющейся временной зависимости (7). Как отсюда видно, в точке 2 электродвижущий момент в некоторый момент времени неизбежно принимает максимальное значение, равное  $M_{кр}$ , и именно это важное обстоятельство главным образом порождает повышенный расход электроэнергии при пуске двигателя.

Монотонность функции (13) на сегменте  $[0, 1)$  обуславливает зависимость кривой  $\overline{M} = \overline{M}(1 - s)$  на рисунке 2 с кривой  $\overline{M} = \overline{M}(t)$ . А так как функция  $\overline{\omega}(t) = \omega(t) / \omega_{син}$  также является положительно определенной, то и интеграл представляющий затрату электроэнергии

$$\mathcal{E}(t) = M_{кр} \omega_{син} \int_0^t \overline{M}(t) \overline{\omega}(t) dt \quad (24)$$

за время  $t$ , является заведомо положительно определенной монотонно возрастающей функцией.

На рисунке 3 изображены безразмерные функции  $\overline{M}(t)$ ,  $\overline{\omega}(t)$ , обозначенные последовательно цифрами 1, 2. Так как кривые 1 и 2 асимптотически приближаются при  $t \rightarrow \infty$  соответственно к величинам  $M_H / M_{кр}$  и  $\omega_H / \omega_{син}$ , то в этом случае в определении продолжительности времени пуска  $\Delta t$  содержится естественная неопределенность – например, можно полагать, что  $\Delta t$  является моментом времени, при котором частота вращения ротора отличается от номинальной на некоторую наперед заданную малую величину. Поэтому интеграл (24) при  $t = \Delta t$  может принимать самые различные значения, что затрудняет численные оценки. Второй немаловажной задачей является неординарный вопрос: чтобы оценить перерасход электроэнергии, с чем же все-таки сравнивать величину интеграла (24), пусть, даже если в нем  $t = \Delta t$  определено каким-либо обоснованным образом? Так как однозначного ответа на поставленный вопрос принципиально не существует, то поэтому будем сравнивать фактические затраты энергии с идеальным «гипотетическим» случаем, когда момент двигателя при пуске подчиняется зависимости типа (пунктирная кривая 3 на рисунке 3)

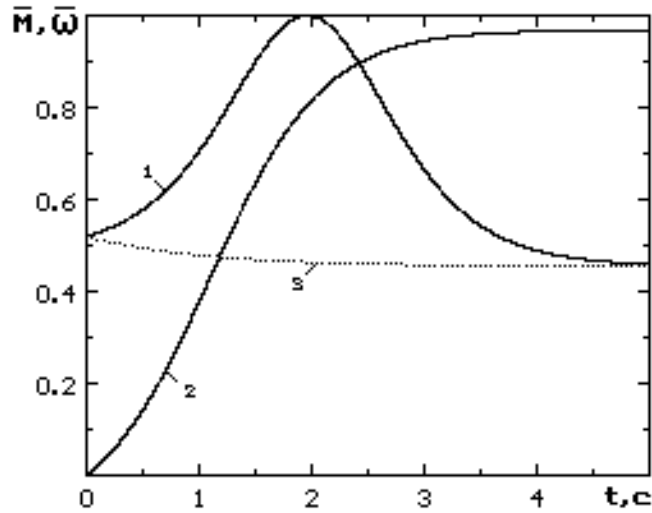


Рисунок 3 – Характер изменения момента (1) и частоты вращения ротора (2) при пуске двигателя

$$M^*(t) = M_H + (M_{II} - M_H) \exp(-\lambda t) = M_H [1 + (k_{II} - 1) \exp(-\lambda t)], \quad (25)$$

где в данном случае величина  $1/\lambda$  есть постоянная времени воображаемой характеристики, и при этом предполагается, что частота вращения его ротора изменяется по зависимости (17), как и для реального двигателя (кривая 2 на рисунке 3). Как следует из (25), функция  $M^*(t)$  непрерывным образом описывает изменения момента от  $M_{II}$  при  $t = 0$  до  $M_H$  при  $t \rightarrow \infty$ .

Тогда искомая величина «добавочного» количества расхода электроэнергии с учетом (24) и (25) определится интегралом

$$\Delta \mathcal{E}^* = M_{кр} \omega_{син} \int_0^{\Delta t} \left\{ \overline{M}(t) - [1 + (k_{II} - 1) \exp(-\lambda t)] / k_{кр} \right\} \overline{\omega}(t) dt, \quad (26)$$

причем в таком случае к величине  $\Delta t$  не предъявляются особых требований, так как  $\lim_{\Delta t \rightarrow \infty} (\Delta \mathcal{E}) = const$ . Достаточно, например, принять в (26) для определенности  $\Delta t = 5/\lambda$ .

Выражение (26), путем введения безразмерного параметра  $\overline{\mathcal{E}} = \Delta \mathcal{E}^* / (k_{кр} M_{кр} \omega_{син} \Delta t)$  запишем в форме

$$\bar{\mathfrak{E}} = \frac{1}{k_{кр} \Delta t} \int_0^{\Delta t} \left\{ \bar{M}(t) - [1 + (k_{II} - 1) \exp(-\lambda t)] / k_{кр} \right\} \bar{\omega}(t) dt, \quad (27)$$

причем, как показывают вычисления, этот параметр практически не зависит от величины  $\Delta t$ , если ее минимальное значение принять равным  $5/\lambda$ .

Анализ свидетельствует о том (см. рисунке 4), что параметр  $\bar{\mathfrak{E}}$ , вычисленный в соответствии с (27), «слабо» зависит от номинального скольжения и практически не зависит от коэффициента перегрузочной

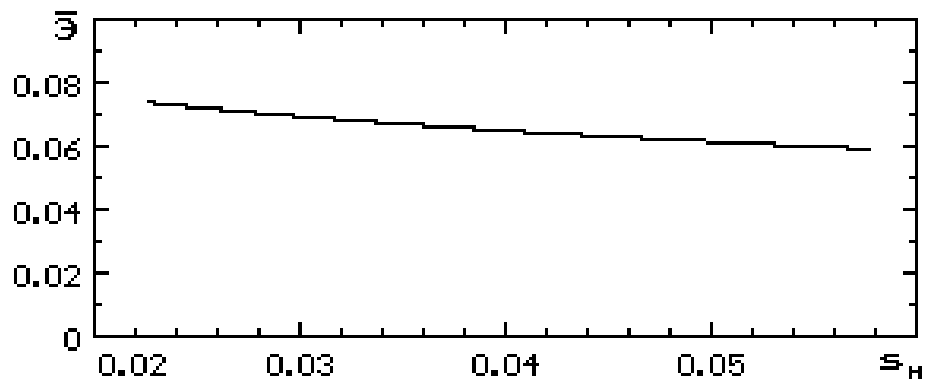


Рисунок 4 – Зависимость расхода электроэнергии от основных параметров двигателя

способности (кривые, построенные при различных значениях  $k_{кр}$  визуально неотличимы от показанной на рисунке 4). Это дает возможность значительно упростить порядок расчета затрат электроэнергии в период пуска насосного агрегата, приближенно принимая  $\bar{\mathfrak{E}} = 0,06$ . Учитывая также, что  $\Delta t = 5/\lambda$  и  $M_{кр} = k_{кр} M_H$ , формулу для определения фактического расхода запишем в следующем виде

$$\Delta \mathfrak{E}^* = 0,3 \frac{k_{кр}^2 M_H \omega_{син}}{\lambda} = 0,6 \frac{m_{\Sigma} k_{кр}^2 M_H \omega_{син}}{F_m^2 \rho_g g \Delta}, \quad (28)$$

где использовано определение (11) для параметра  $\lambda$ ; при этом величина  $\Delta$  определяется выражением (10).

Соотношение (28), прежде всего, отличается от канонической формулы (1) в структурном отношении. В соотношении (28), обнаруживается взаимовлияние многочисленных параметров динамической сис-

темы «двигатель–насос–трубопровод», в связи с чем представляется возможным влиять на дополнительные расходы электроэнергии путем целенаправленного изменения исходных параметров.

На рисунке 5 представлена зависимость  $\Delta \mathcal{E}$  от  $M_H$  и  $F_m$ .

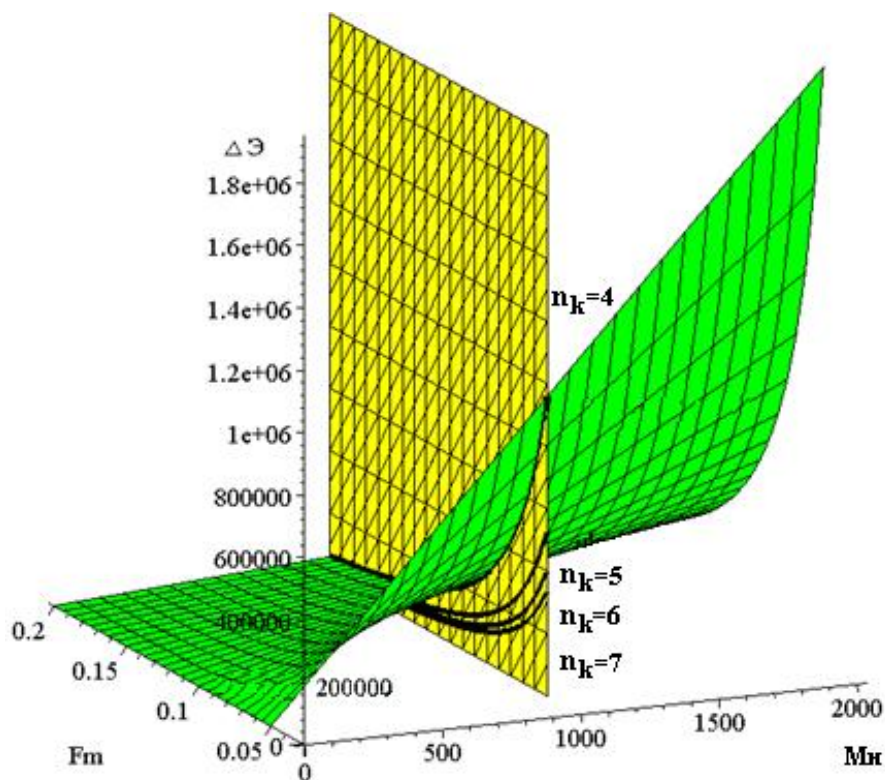


Рисунок 5 – Зависимость  $\Delta \mathcal{E}$  от  $M_H$  и  $F_m$

Рассмотрим сечение получившейся поверхности плоскостью  $M_H=1000 \text{ Н}\cdot\text{м}$  (пусть данное значение момента является типовым). В сечении получим кривую (гиперболу) в координатах Сечение-Экономия. При построении поверхности число рабочих колёс насоса  $n_k$  было принято равным 4. Тогда из графика видно, что с увеличением сечения отводящей трубы (коэффициент сопротивления трубопровода принят равным 0,01, что соответствует случаю трубопровода без засоров и изгибов) потери при пуске насоса уменьшаются обратнопропорционально сечению трубопровода. Если учесть, что на большинстве водоотливных установок существует некоторый запас мощности приводного двигателя, то можно увеличить число рабочих колёс насоса. Так, случаю  $n_k=5,6,7$  соответствуют чёрные кривые, лежащие ниже исходной поверхности (см. рисунок 5). Т.е. в случае, когда у насоса существует запас по мощности двигателя, можно добиться экономии при пуске за счёт наращивания количества ступеней гидравлической части.

**Выводы.** Впервые определена величина потерь электроэнергии при пуске насосов главного водоотлива, что позволяет раскрыть их зависимость от параметров двигателя и насосного агрегата в целом, а также дает возможность минимизации расхода электроэнергии путем целенаправленного изменения параметров системы.

#### **Библиографический список**

1. Антонов Э.И., Яценко А.М., Галанин А.Н., Литвинов В.В. Исследование фактических режимов работы, удельных энергозатрат и некоторых особенностей эксплуатационного снижения напорных характеристик насосов водоотлива: Сб. научн. трудов НИИГМ имени М.М. Федорова. – Вып. 100. – Донецк: НИИГМ имени М.М. Федорова, 2006. – С. 215–230.

2. СОУ10.1.00185790.005–2006 Энергозбереження. Засоби зниження витрат електричної енергії у системах електропостачання вугільних шахт; Грядущий Б.А., Мялковский В.Й., Чехлатий М.О., Фисенко А.И., Иноземцева Л.П. – К.: Мінвуглепром України, 2006. – 84 с.

3. Энергосбережение в угольной промышленности: Монография/ В.И. Мялковский, Н.А. Чехлатый, Г.Н. Лисовой, В.В. Лобода, А.Н. Коваль, В.А. Корсун; Под редакцией Б.А. Грядущего. – Донецк: НИИГМ им. М.М. Федорова, 2006. – 336 с.

4. Антонов Э.И., Яценко А.М., Яценко И.А. Причины возникновения аварийных ситуаций на водоотливе и пути повышения безопасности и экономичности его эксплуатации: Сб. научн. трудов НИИГМ имени М.М. Федорова. – Вып. 99. – Донецк: НИИГМ имени М.М. Федорова, 2005. – С. 141–149.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Алиевым М.А.*

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

### **ЭФФЕКТИВНОСТЬ НОВЫХ СПОСОБОВ НАБЛЮДЕНИЙ ЗА СДВИЖЕНИЕМ И ДЕФОРМАЦИЯМИ ГОРНЫХ ПОРОД И ПОДРАБАТЫВАЕМЫХ ОБЪЕКТОВ**

*Наведені нові способи та пристрої для спостережень за зрушенням гірничих порід та підроблюваних об'єктів, показані переваги нових способів та пристроїв, порівняльний аналіз традиційного способу спостереження і нового, економічна ефективність від впровадження нових способів і пристроїв.*

**Ключові слова:** *зрушення та деформації гірничих порід, переваги, економічна ефективність, порівняльний аналіз, способи та пристрої для спостереження за зрушенням гірничих порід.*

*Приведены новые способы и устройства для наблюдений за сдвижением горных пород и подрабатываемых объектов, показаны преимущества новых способов и устройств, сравнительный анализ традиционного способа наблюдения и нового, экономическая эффективность от внедрения новых способов и устройств.*

**Ключевые слова:** *сдвигения и деформации горных пород, преимущества, эффективность, сравнительный анализ, способы и устройства для наблюдения за сдвижением горных пород.*

Основным источником знаний о процессе сдвижения и его параметрах являются натурные инструментальные наблюдения на земной поверхности, в горных выработках и за глубинными реперами, заложенными в пробуренные с поверхности или из горных выработок скважины. Но и этот способ имеет недостатки: большая трудоемкость, а значит и стоимость наблюдений, требуется достаточно высокая квалификация исполнителей для производства точных маркшейдерских наблюдений.

Поэтому задачей маркшейдеров является совершенствование и внедрение новых способов и устройств для выполнения частотных наблюдений на подрабатываемых территориях, а также расширения области их применения, что соответствует выполняемой госбюджетной теме № 163 (№ гос. регистрации 01084001531).

Целью данной статьи является показать ощутимые преимущества и эффективность разработанных на кафедре МГ и Г ДонГТУ новых способов и устройств в сравнении с существующими и расширить круг потенциальных пользователей.

Применение серийных лазерных указателей направлений [1-3] при наблюдениях за сдвижением горных пород позволяет повысить точность определения параметров деформаций подработанной толщи пород до 1500 раз, что впервые в мировой практике позволит видеть процесс деформирования невооруженным глазом по движению луча лазерного прибора на специальном экране без участия маркшейдера, а также приближает маркшейдерскую службу шахт к автоматизации натурных наблюдений. Для чего перед измерительным устройством или экраном 1 (рис. 1) необходимо установить цифровой фотоаппарат с автоматическим приводом и записывающим устройством (картой памяти) 2, часовой механизм 4, который будет приводить в действие фотоаппарат и лампу подсветки 3, необходимую для улучшения качества фотоснимков. Все это устройство изолируется от влияния внешних факторов защитным ящиком 5.

Установив на определенное время часовой механизм и обеспечив приводом цифровой фотоаппарат, он будет автоматически производить снимки измерительного устройства (или экрана) с заданным интервалом времени, обработка которых достаточно проста и может быть автоматизирована. Все фотоснимки будут записываться на карту памяти необходимого объема, имеющуюся в фотоаппарате, при заполнении карты памяти будет производиться ее замена.

Объединив способы и устройства [1-5] можно значительно расширить область их применения, так как точность определения деформаций будет достигнута до  $1 / 50\,000\,000 \div 1 / 75\,000\,000$ , что в 50 – 75 раз точнее максимальной точности линейных измерений. Поэтому предложенные устройства дополнительно могут быть использованы:

- для измерения конвергенции горных выработок от положения движущегося очистного забоя;
- для измерения деформаций плотин, мостов, трубопроводов и других коммуникаций;
- для наблюдений на оползнеопасных участках;
- для измерения деформаций земной поверхности над тектоническими нарушениями, разломами толщи пород и при решении других инженерных задач.

Предложенные способы и устройства [1-5] просты в изготовлении, позволяют без прямого участия маркшейдера определять деформации толщи пород, сдвижения, горизонтальные и вертикальные деформации подрабатываемых объектов или участков земной поверхности с высокой

точностью, а подтвержденный патентом способ и устройство [6] дает возможность вести мониторинг за креном высотных сооружений.

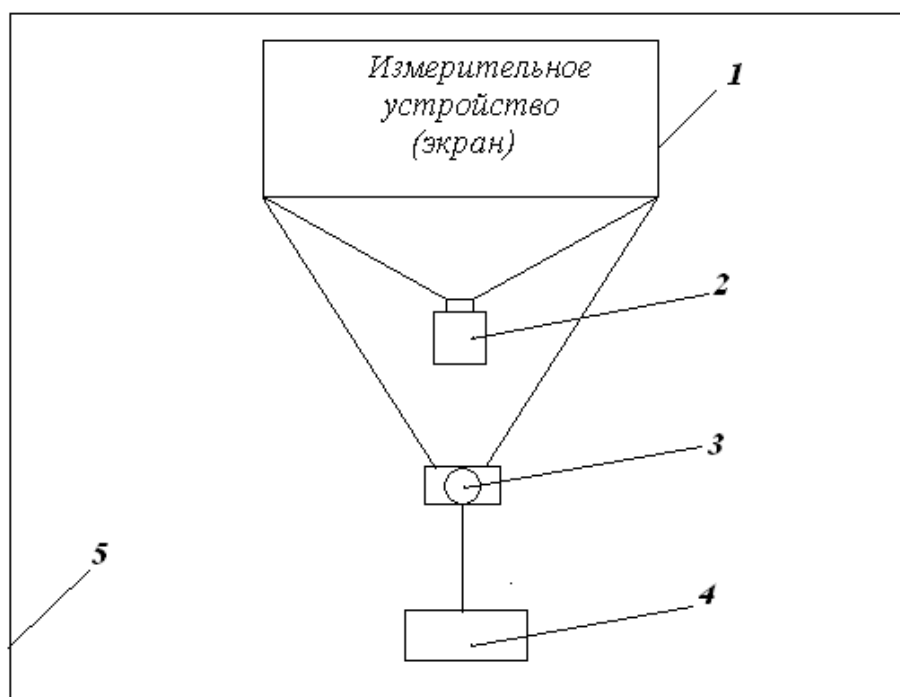


Рисунок 1 – Схема автоматической регистрации натурных наблюдений за деформацией горных пород или обрабатываемых объектов:

1 – измерительное устройство (экран); 2 – фотоаппарат с автоматическим приводом и записывающим устройством (картой памяти); 3 – лампа подсветки для улучшения качества снимков; 4 – часовой механизм, приводящий в действие лампу подсветки и фотоаппарат; 5 – защитный ящик для изолирования устройства от внешних факторов.

Эффективность применения новых способов и устройств [1-6] очевидна в сравнении с традиционными маркшейдерскими инструментальными наблюдениями.

Данная эффективность определена путем сравнительного анализа двух наблюдательных станций, конструкция одной из которых является традиционной, т. е. наблюдения проводятся способом инструментальных наблюдений. Конструкция второй наблюдательной станции была предложена на основе новых, разработанных на кафедре способов и устройств для наблюдения за параметрами процесса сдвижения горных пород [3,5,7], а также новых, установленных на кафедре, зависимостей параметров сдвижений и деформаций толщи горных пород от определяющих факторов [8].



Наблюдательная станция, существующая на шахте, состоит из двух профильных линий, параллельных рельсовому пути, и содержит 61 репер. Наблюдения за сдвижением железнодорожного пути производится путём нивелирования головки рельса в расчётных точках. Наблюдения за сдвижением и деформациями земной поверхности производится по реперам, заложенным в опорах линии электропередач вдоль железнодорожного пути.

Протяженность всего нивелирного пути составляет 2,35 км, нивелирование производится по 10 рельсовым путям, далее сходящихся в 2 пути. Нивелирный ход состоит из 391 нивелирной точки. Нивелирование производится в прямом и обратном направлениях.

Геометрическое нивелирование производится бригадой из 2 маркшейдеров и 4 горнорабочих маркшейдерского отдела за 2 рабочих дня по 8 часов. Отметим, что линейные измерения проектом не предусмотрены, поэтому горизонтальные сдвигения и деформации останутся неизвестными.

Новая наблюдательная станция, заложенная параллельно железнодорожному пути, состоит из 3 пунктов, общей протяженностью в 0,03 км, т. е. в 78 раз короче от наблюдательной станции шахты; 3 лазерных прибора, расположенных вне зоны влияния горных работ, и 3 экрана, расположенных в местах пересечения главных сечений мульды сдвижения лавы 19 восточной шахты №81 «Киевская» ГП «Ровенькиантрацит» [7] и дополнительно для независимого контроля установим устройство для измерения горизонтальных и вертикальных деформаций [5].

Для расчета времени, необходимого для производства измерений будем исходить из следующих параметров:

- скорость движения человека от пункта к пункту и от лазерных приборов к экрану - 5 км/ч.;
- продолжительность измерения на одном пункте – 5 мин.

Общая продолжительность наблюдения будет состоять из продолжительности передвижения от пункта к пункту и продолжительности измерения на каждом пункте.

Продолжительность передвижения на новой станции составит:

$$П_1 = 0,03/5 = 0,5 \text{ мин.} \quad (1)$$

Продолжительность измерений:

$$П_2 = 5 * 3 = 15 \text{ мин.} \quad (2)$$

Общая продолжительность наблюдения новым способом составит:

$$\text{ОП} = \Pi_1 + \Pi_2 = 0,5 \text{ мин} + 15 \text{ мин} = 15,5 \text{ мин.} \quad (3)$$

Абсолютная величина экономии времени от внедрения новой наблюдательной станции составит:

$$16 \text{ часов} - 15,5 \text{ мин} = 15 \text{ часов } 44,5 \text{ мин.} \quad (4)$$

Создание новой станции позволит экономить почти в 62 раза больше времени при каждом измерении [7].

Устройства, приведенные в патентах [3,5] будут предварительно изолированы от внешних и погодных условий защитным ящиком небольшой площади и высоты.

Для проведения измерений с помощью устройства [5] понадобится цифровой фотоаппарат с минимальным разрешением примерно в 5 пикселей, что позволит обрабатывать информацию.

Устройство сконструировано таким образом, что сразу без какой-либо обработки информации, показывает нам непосредственно величины горизонтальных и вертикальных деформаций земной поверхности.

Поэтому, для проведения измерений нам необходимо всего лишь открыть защитный ящик, навести объектив фотоаппарата на измерительное устройство так, чтобы были отчетливо видны вертикальная и горизонтальная шкалы, уровень жидкости в прозрачной трубке и отсчетный индекс – игла, и сфотографировать.

На фотоснимках можно легко определить величины вертикальных и горизонтальных деформаций земной поверхности.

Наблюдения за вертикальными и горизонтальными сдвигами и деформациями на труднодоступных участках с помощью устройства [3] можно воспользоваться двумя способами: при использовании первого способа (если нет возможности установить систему автоматической регистрации натуральных наблюдений, представленной на рис. 1), необходимо открыть будку и включить используемые лазерные приборы, а на экранах зафиксировать точки, которые определяют лазерные приборы и сфотографировать каждый экран. Таким образом, по перемещению точек на экране при каждом наблюдении, мы имеем возможность определять траекторию полного вектора процесса сдвижения [3].

При использовании второго способа (при установке системы автоматической регистрации натуральных наблюдений, представленной на рис. 1), необходимо лишь 1 раз в месяц производить осмотр данной сис-

темы и ее исправность, а также производить замену карты памяти фотоаппарата.

Экономическая эффективность представляет собой разность между затратами заложения и обслуживания станции, существующей на шахте и новой станцией, т.е. конкретную сумму экономии от новой технологии. Затраты на заложение и обслуживание новой наблюдательной станции включают в себя определение стоимости заложения новой станции и определение стоимости проведения наблюдений. Стоимость заложения новой станции включает стоимость приобретения необходимого инвентаря, размер ежемесячной амортизации вновь приобретенного оборудования на протяжении 5 лет, оплату труда рабочих при заложении станции. Стоимость заложения существующей наблюдательной станции примерно равна стоимости заложения новой станции при учете на существующей стоимости необходимых материалов, затрат времени и оплаты труда. Сравнение полученных результатов дало нам возможность получить экономическую эффективность от внедрения новой наблюдательной станции.

Сумма, необходимая для заложения и наблюдений на новой станции, на протяжении всего периода наблюдений составит 4417 грн., а сумма, необходимая для заложения и проведения наблюдений на существующей станции, за тот же период составит 76783 грн. Составляющая наблюдений в себестоимости 1 т угля при наблюдении на новой станции составит 0,002 грн./т, а при наблюдении на существующей – 0,03 грн./т. Применение данной наблюдательной станции снизит затраты шахты на 72366 грн., это в 17 раз ниже существующих затрат. Обратим внимание еще и на тот факт, что шахтой предусмотрено определение только вертикальных параметров процесса сдвижения: оседаний, наклонов и кривизны, а горизонтальные сдвиги и горизонтальные деформации, которые имеют огромное влияние на подрабатываемые объекты большой протяженности, такие как железная дорога, остаются неизвестными.

Использование новой конструкции наблюдательной станции для наблюдения за параметрами процесса сдвижения толщи горных пород, земной поверхности и подрабатываемых сооружений обеспечивает по сравнению с существующими следующие преимущества: значительно повышает их точность и комфортабельность; многократно уменьшает трудоемкость натурных наблюдений; позволяет одновременно определять горизонтальные и вертикальные сдвиги и деформации; исключает влияние человеческого фактора (моральное и физическое состояние человека) и климатических условий; огромная экономия времени (в 62 раза) и средств (в 17 раз); уменьшает количество необходимых работников; возможность проведения наблюдений на труднодоступных участках земной поверхности, где нет возможности заложить профильную линию реперов соответствующей длины; получение полной траектории движе-

ния точек земной поверхности по отмеченным на экране точкам стационарного лазерного прибора; определение граничных углов и углов сдвижения, продолжительности и стадий процесса деформации земной поверхности; позволяет автоматизировать натурные наблюдения за сдвижением и деформациями подрабатываемых сооружений.

В дальнейшем планируется внедрить предложенные способы наблюдений и устройства на шахтах Донбасса и автоматизировать маркшейдерские наблюдения за сдвижением и деформациями подрабатываемых объектов.

### **Библиографический список**

1. Ларченко В. Г., Хоружа Н. В. Спосіб визначення швидкості деформацій підробленої товщі порід // Державний департамент інтелектуальної власності. Бюл.№5, 2007, №22619 від 25.04.2007.

2. Ларченко В. Г., Хоружа Н. В. Пристрій для визначення параметрів деформацій підробленої товщі порід // Державний департамент інтелектуальної власності. Бюл.№12, 2007, №25619 від 10.08.2007.

3. Ларченко В. Г., Хоружа Н. В. Спосіб визначення осідань і горизонтальних зрушень земної поверхні на важкодоступних ділянках // Державний департамент інтелектуальної власності. Бюл.№12, 2007, №25436 від 10.08.2007.

4. Ларченко В. Г., Хоружа Н. В. Пристрій для вимірювання горизонтальних деформацій земної поверхні або підроблюваних будинків // Державний департамент інтелектуальної власності. Бюл.№6, 2008, №31047 від 25.03.2008.

5. Ларченко В. Г., Хоружа Н. В. Пристрій для виміру горизонтальних і вертикальних деформацій товщі гірських порід і споруд земної поверхні // Державний департамент інтелектуальної власності. Бюл.№17, 2008, №35377 від 10.09.2008.

6. Ларченко В. Г., Хоружа Н. В. Спосіб моніторингу крену висотних споруд // Державний департамент інтелектуальної власності. Бюл.№9, 2009, №41254 від 12.05.2009.

7. Сидорова О. О. Удосконалювання методів натурних спостережень при підробці залізничної станції та селища «Київське» шахти №81 «Київська» // Випускна робота магістра. – Алчевськ: ДонДТУ, 2009. – с. 125.

8. Ларченко В. Г., Черных О. А. Определение зависимостей параметров сдвижений и деформаций подработанной толщи пород от определяющих факторов методом конечных элементов // Сб. Науч. Тр. ДонГТУ, Алчевск: ДонГТУ, вып.22, 2006. – с. 16-24.

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

*к.т.н. Нечепуренко М. С.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **К ВОПРОСУ ОТЛИЧИЙ УПРУГОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ДВИЖЕНИЙ И СТЕРЖНЕВОГО КАНАТНОГО ВИБРОИЗОЛЯТОРА**

*Розглянуті пружний перетворювач руху (ППР) та стрижневий канатний віброізолятор (СКВ) які відрізняються між собою не тільки геометричними параметрами, а й характеристиками.*

**Ключові слова:** *перетворювач руху, віброізолятор, геометричні параметри, характеристика.*

*Рассмотрены упругий преобразователь движений (УПД) и стержневой канатный виброизолятор (СКВ) отличающиеся между собой не только геометрическими параметрами, а и характеристиками.*

**Ключевые слова:** *преобразователь движений, виброизолятор, геометрические параметры, характеристика.*

Геометрические параметры упругих преобразователей движений (УПД) и стержневых канатных виброизоляторов (СКВ), являющихся канатно – стержневыми конструкциями (КСК) , различны [1]. В соответствии с этим и их упруго – диссипативные характеристики, представляющие собой нелинейную зависимость (рисунок 1, кривая 1) усилия нагружения от величины осевого смещения подвижной опоры КСК, также должны отличаться. Рассмотрим нагрузочную кривую диссипативной характеристики представляющую интерес при определении отличий УПД и СКВ. Для математического описания этой зависимости используем уравнение

$$P = \frac{a x}{1 + b \cdot e^{kx}}, \quad (1)$$

где  $a, b, k$  – коэффициенты определяемые методом наименьших квадратов из условия минимума квадратов отклонения расчетных данных от фактических.

Выполненные расчеты с геометрическими размерами УПД  $l = 35\text{мм}$ ,  $R = 34\text{мм}$ ,  $d = 5,1\text{ мм}$ ,  $n = 9\text{шт}$ , канат типа ЛК-Р 6х19(1+6+6/6)+1о.с. (ГОСТ 2688-80) позволили получить графическую

зависимость представленную на рисунке 1 (кривая 2). Сравнение с экспериментальными данными указывают на достаточно хорошую сходимость (отклонение не превышает 5%).

Произведем расчет нагрузочных кривых оставив постоянными диаметр каната ( $d$ ), радиус закрепления отрезков каната ( $R$ ), число отрезков канатов ( $n$ ) и изменяя длину каната ( $l$ ). Получим серию кривых (рис. 2), изменяя  $l$  от 35 мм до 60мм с шагом 5мм.

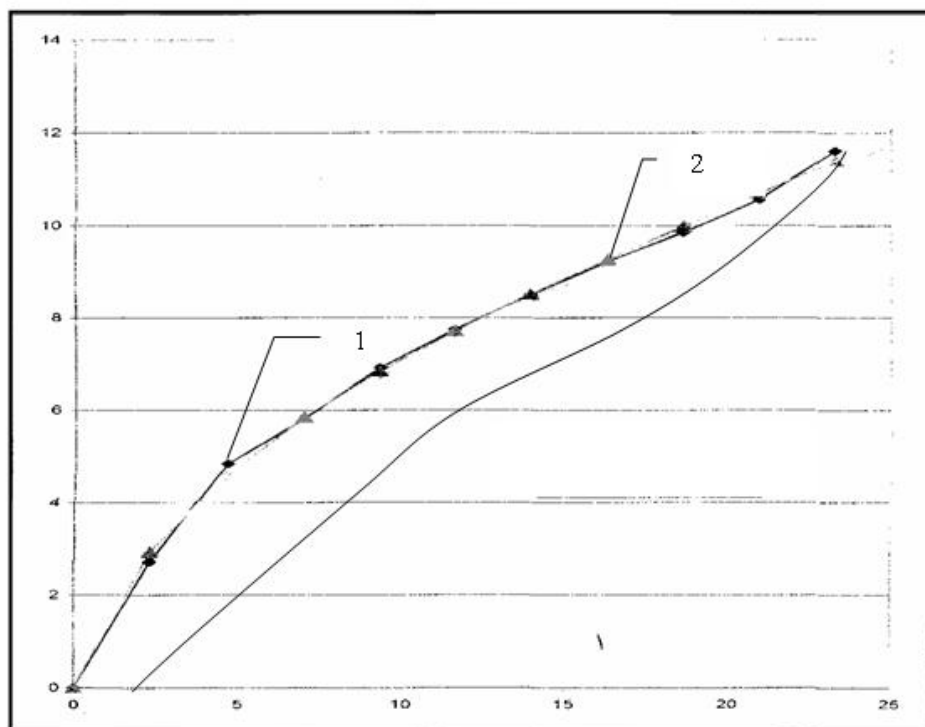


Рисунок 1 – Упруго-диссипативная характеристика  
1- экспериментальная кривая; 2 – расчет

Определим коэффициент жесткости на различных участках этих кривых по формуле

$$\kappa = \frac{\Delta P}{\Delta x}, \quad (2)$$

где  $\Delta P$  – приращение усилия;  
 $\Delta x$  – величина осевой деформации.

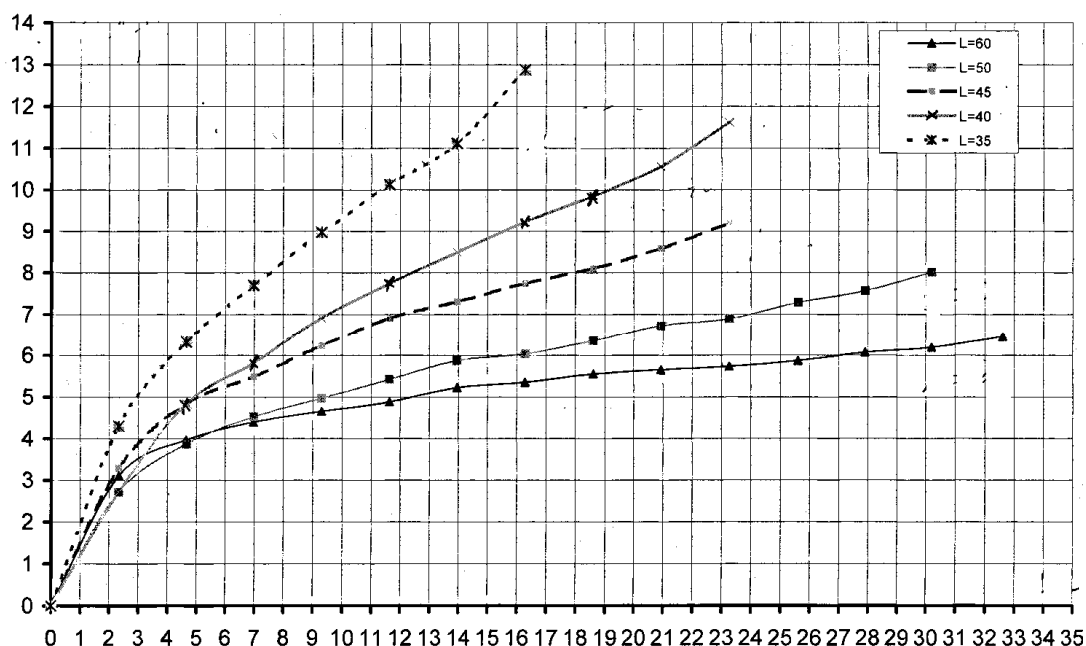


Рисунок 2 – Нагрузочные характеристики УПД с различной длиной упругого элемента

Построим график зависимости коэффициента жесткости от величины осевой деформации при различных  $l$  (рисунок 3), анализируя который отметим:

- зависимость нелинейна;
- полученные кривые параллельно сдвинуты асимптотически выполаживаясь к горизонтальной оси и на этом участке коэффициент жесткости практически не изменяется;
- характер изменения коэффициента жесткости указывает на его уменьшение при увеличении осевой деформации КСК;
- неизменность коэффициента жесткости является следствием перегиба отрезка каната и изменением условий его нагружения.

Если в начальный момент нагружения КСК отрезок каната испытывает изгиб, сжатие и кручение, то при достижении такой величины деформации, когда с увеличением осевого смещения опоры КСК поворота другой его опоры не происходит [2] упругий элемент (отрезок каната) работает на изгиб. Значит величина нагружения КСК ограничена точкой перегиба, что должно быть отражено на нагрузочной кривой  $P(x)$  (рисунок 4). Выделим характерные участки I, II, III соответствующие определенной величине осевого смещения подвижной опоры КСК. Из практики известно, что для УПД важным является получение максимальной величины угла поворота опоры при осевом смещении другой подвижной опоры (участок I). Для СКВ наличие слабонаклонного участка соответствует наилучшим условиям виброизоляции, особенно на

низких участках (участок II). Значит эффективная работа упругого преобразователя движений и стержневого канатного виброизолятора возможна на различных участках нагрузочной характеристики, разделенных между собой точкой перегиба отрезка каната, для нахождения которой возьмем вторую производную уравнения (1)

$$P'' = x\kappa(1 + v \cdot e^{\kappa x}) + 2 + 2ve^{\kappa x}(1 - \kappa), \quad (3)$$

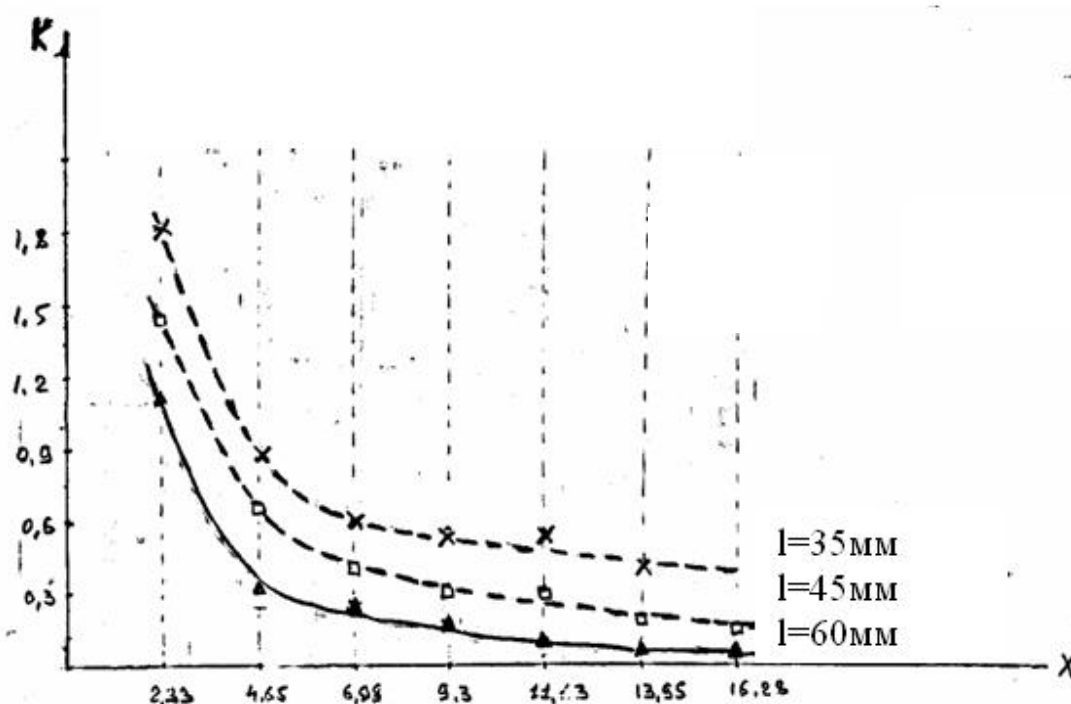


Рисунок 3 – Зависимость коэффициента жесткости от величины осевой деформации при различной длине упругого элемента

Отсюда численно находим  $x$ , т. е. точку перегиба. Полученная графическая зависимость (рисунок 4), как видно из расчета, в начальный период испытывает влияние экспоненты (показывает ускоренный рост), а затем, когда экспонента с отрицательным показателем начинает быстро убывать, силовая характеристика выпрямляется переходя в зону линейности. Таким образом считаем, что экспоненциальный участок соответствует УПД, а линейный СКВ. Это подтверждается соотношением геометрических параметров стержневых канатных конструкций [1] и зависимостью коэффициента жесткости от величины деформации (рисунок 3) при различных длинах отрезков каната.



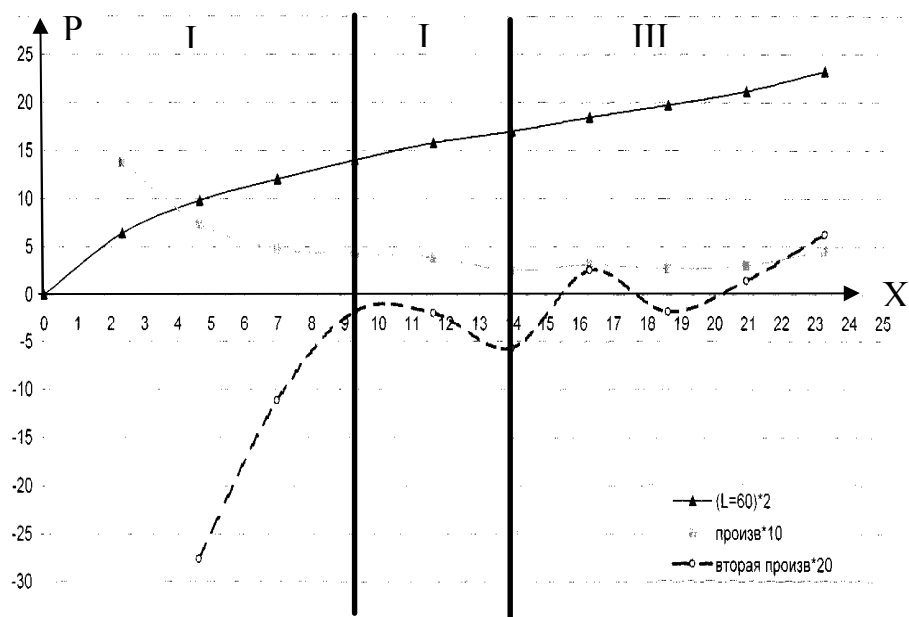


Рисунок 4 – Определение точки перегиба упругого элемента

### Библиографический список

1. Резников И.Г., Гомозова Л.Е., Нечепуренко М.С. Расчет предельных характеристик упругих преобразователей движений. Коммунарский горно-металлургический институт /КГМИ/ Коммунарск.1984. – 7с. Деп. в Нии Маш 28.04.84г. №140ми – 84 Деп.

2. Нечепуренко М.С. Выбор параметров упругих преобразователей движений. Машиностроитель №10, 1991г. с.12-14.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Корнеевым С.В.*

*к.т.н. Шевченко В.Г.  
(ИГТМ НАН Украины, г. Днепропетровск,  
Украина, e-mail: vgshevchenko@ua.fm)*

### **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ И СХЕМЫ НЕЛИНЕЙНОГО УПРАВЛЕНИЯ СИСТЕМЫ «РУКОВОДСТВО ШАХТЫ – ДИСПЕТЧЕР – ЗВЕНО ГРОЗ» В АВАРИЯХ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ПОМЕХ**

*Визначено показники якості процесу регулювання в системі «керівництво шахти – диспетчер – ланка ГРОВ» при подачі на вхід типових випадкових впливів. Здійснено вибір оптимальної схеми і параметрів нелінійного регулювання ланки ГРОВ в аварійній ситуації при впливі випадкових впливів-перешкод у комбайновій і струговій лавах.*

**Ключові слова:** *виїмка вугілля, випадковий вплив, нелінійне регулювання, аварійна ситуація.*

*Определены показатели качества процесса регулирования в системе «руководство шахты – диспетчер – звено ГРОЗ» при подаче на вход типовых случайных воздействий. Осуществлен выбор оптимальной схемы и параметров нелинейного регулирования звена ГРОЗ в аварийной ситуации при воздействии случайных помех в комбайновой и струговой лавах.*

**Ключевые слова:** *выемка угля, случайное воздействие, нелинейное регулирование, аварийная ситуация.*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Система управления процессом добычи угля в комбайновой и струговой лавах носит вероятностный характер и функционирует в условиях влияния случайных внутренних и внешних возмущений: горно-геологические условия (тектонические нарушения, размыв угольного пласта, включения, породные прослои, выделение газа и пр.), факторы аварийности (газодинамические явления, загазованность, затопление выработок, обрушения пород и пр.), человеческий фактор (ошибочные действия горнорабочих, физическое нервное утомление, ошибки руководства, неверные решения и пр.). Актуальной является проблема улучшения показателей качества системы управления процессом добычи угля, что требует совершенствования научно-прикладных методов, позволяющих учитывать влияние всего комплекса случайных воздейст-

вий в процессе добычи и выбирать наиболее оптимальную схему регулирования при возникновении аварийной ситуации.

**Анализ исследований и публикаций.** Исследованию систем управления процессом добычи угля, в том числе при предотвращении аварийных ситуаций с учетом надежности ее элементов, посвящены работы [1-3 и пр.]. Однако работы в данной области не раскрывают в полной мере вопроса исследования и оптимизации параметров нелинейного управления в системе «руководство шахты – бригадир (диспетчер) – звено горнорабочих (ГРОЗ)» при возникновении и развитии аварийных ситуаций с учетом влияния случайных возмущений-помех.

**Постановка задачи.** Определить оптимальные параметры и осуществить выбор наиболее рациональной схемы регулирования звена горнорабочих в аварийной ситуации при воздействии случайных возмущений.

**Изложение материала и его результаты.** На рисунке 1 представлена схема нелинейного регулирования звена горнорабочих в комбайновой/струговой лаве (где  $k$  - коэффициент передачи;  $T_1$ ,  $T_2$  - постоянные времени, соответственно, интегрирования (степень ввода интеграла в закон регулирования – время изодрома) и дифференцирования (время предварения регулятора) пропорционально-интегрального (ПИ) и пропорционально-интегрально-дифференциального (ПИД) регуляторов;  $k_{МК}$ ,  $k_{МС}$ ,  $k_{ГРОЗi}$  - коэффициенты усиления;  $T_{1МК}$ ,  $T_{1МС}$ ,  $T_{1ГРОЗi}$  - время реакции, с;  $T_{2МК}$ ,  $T_{2МС}$ ,  $T_{2ГРОЗi}$  - постоянные времени, характеризующие инерцию в образовании исполнительного действия, психофизический параметр, с, соответственно машиниста комбайна, машиниста струга, горнорабочего;  $T_{3МК}$ ,  $T_{3ГРОЗi}$  - постоянные времени, характеризующие инерцию в образовании исполнительного действия, биомеханический параметр, с, соответственно машиниста комбайна и горнорабочего).

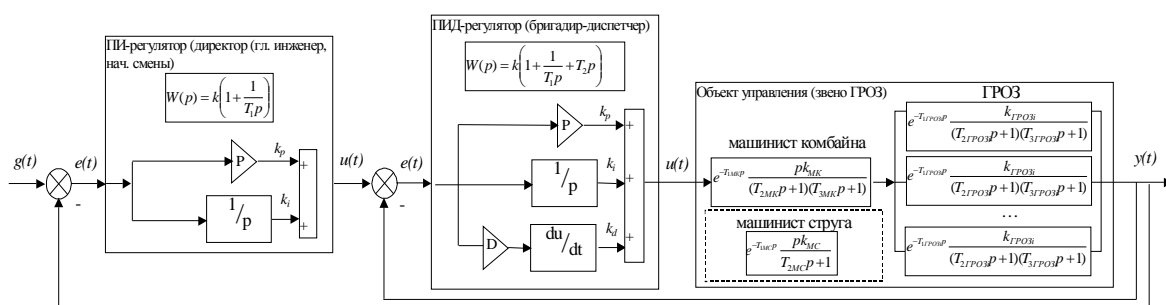


Рисунок 1 - Схема нелинейного управления работой звена горнорабочих в комбайновой/струговой лаве

Оптимальные параметры регуляторов по интегральному линейному критерию ( $k/T_1 \rightarrow \max$ ) [4,5] при воздействии единичного скачка, имитирующего мгновенное возникновение и развитие нештатной (аварийной) ситуации, для средних значений параметров передаточных функций систем «машинист комбайна (струга) – звено ГРОЗ» ( $k_{МК} = k_{МС} = k_{ГРОЗi} = 1,3$ ;  $T_{1МК} = T_{1МС} = T_{1ГРОЗi} = 0,2$  с;  $T_{2МК} = T_{2МС} = T_{2ГРОЗi} = 0,125$  с;  $T_{3МК} = T_{3ГРОЗi} = 0,1$  с) (рисунок 1) [6-10], что соответствует средней скорости реагирования на поступающую информацию, скорости ее переработки, принятия и реализации решений, которые определяются квалификацией, опытом, мотивированностью, физическими кондициями горнорабочих, составили для комбайновой лавы для ПИ-регулятора (руководства шахты)  $k_p = 0,0653$ ,  $k_i = 2,0415$ , для ПИД-регулятора (бригадира-диспетчера)  $k_p = 0,1098$ ,  $k_i = 0,7902$ ,  $k_d = 0,0284$ ; для струговой лавы  $k_p = 0,7200$ ,  $k_i = 1,4029$  и  $k_d = 0,0810$ ,  $k_i = 0,6451$ ,  $k_d = 0,0128$ , соответственно.

Передаточная функция системы «руководство шахты – бригадир (диспетчер) – звено ГРОЗ» для комбайновой лавы равна

$$W = \frac{77,55p^3 + 2983p^2 + 1,745e004p + 1,399e - 011}{p^6 + 36p^5 + 484p^4 + 4145p^3 + 1,793e004p^2 + 1,745e004p - 7,849e - 011}, \quad (1)$$

для струговой лавы

$$W = \frac{63,08p^3 + 625,3p^2 + 978,9p - 1,99e - 012}{p^5 + 26p^4 + 374,7p^3 + 1963p^2 + 978,9p - 1,154e - 012}. \quad (2)$$

Характеристические уравнения таких систем представляют собой полиномы шестой и пятой степени, соответственно (1), (2). Основные качественные характеристики систем представлены на рисунке 2.

Анализ данных показывает, что при установленных оптимальных параметрах регуляторов переходная функция полностью воссоздает единичный скачек, имитирующий возникновение и развитие аварийной ситуации; обе системы устойчивы, однако система для комбайновой лавы обладает большим запасом устойчивости, чем для струговой.

При подаче на вход случайного сигнала, подчиненного нормальному закону распределения (таким процессам подчинено большинство вероятностных характеристик, изменяющихся при добыче угля) с математическим ожиданием входной величины равным -0,0431 и среднеквадратическим отклонением ( $\sigma$ ) равным 0,9435 (центрированный процесс), для выход-

ного сигнала мат. ожидание для комбайновой лавы равно  $-0,0438$ , для струговой равно  $-0,0437$ ;  $\sigma$  выходного сигнала для комбайновой лавы равно  $0,6932$ , для струговой  $0,5795$ . При экспоненциальном законе распределения входящего сигнала (такой процесс имитирует отказы элементов комплекса, лав в целом, поступление заявок на ремонт оборудования, т.е. описывает наработку на отказ и восстановление элементов процесса добычи) с мат. ожиданием равным  $0,9994$  и  $\sigma$  равным  $0,9854$ , для комбайновой лавы мат. ожидание выходного сигнала равно  $0,9959$ , для струговой  $0,9954$ ,  $\sigma$  выходного сигнала для комбайновой лавы равно  $0,7237$ , для струговой  $0,6030$ . Результаты указывают, что  $\sigma$  выходной величины меньше чем у входной для обеих систем, система регулирования в струговой лаве обеспечивает меньшее среднеквадратическое отклонение, чем в комбайновой.

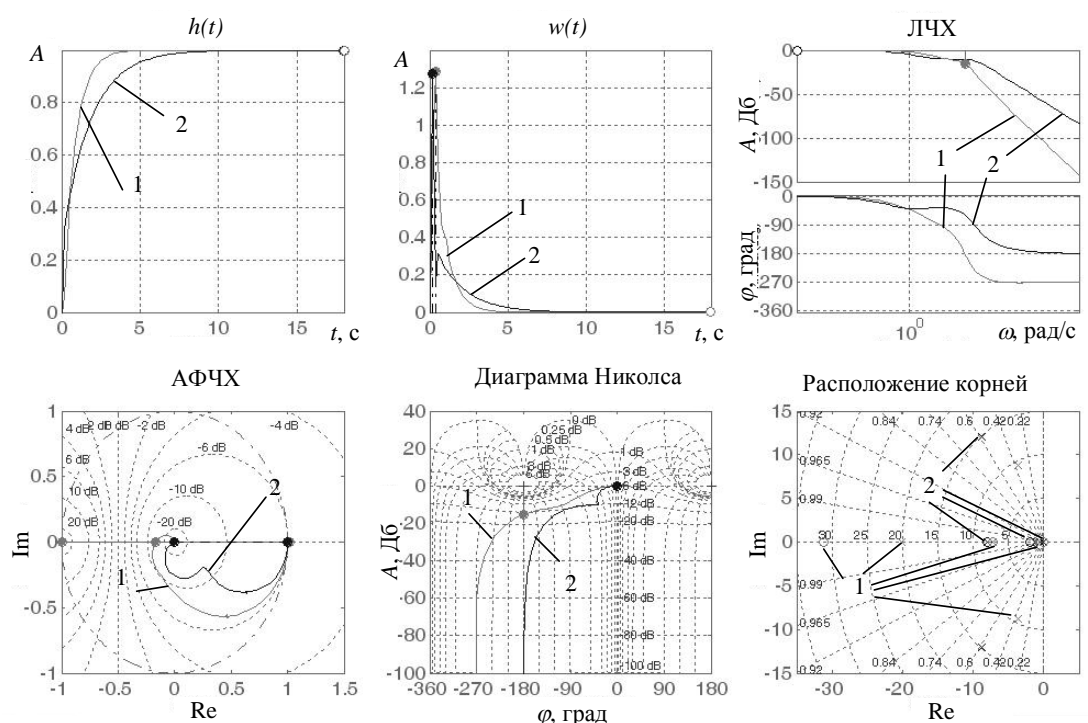


Рисунок 2 - Временные, частотные характеристики, расположение корней на комплексной плоскости и систем регулирования звена ГРОЗ в комбайновой (1) и струговой (2) лавах

Графики корреляционных функций ( $r$ ) и спектральных плотностей ( $S$ ) входного, выходного сигналов и взаимной корреляционной функции представлены на рисунке 3. При нормальном законе распределения входного случайного сигнала корреляционные функции убывают практически мгновенно, что указывает на преобладание высоких частот в случайном процессе. При экспоненциальном законе спектр процессов состоит из единственного пика типа импульсной функции, расположенной в начале координат, следовательно, вся мощность процессов сосре-

доточена на нулевой частоте. Анализ данных указывает на несущественное различие в характере прохождения случайного сигнала через указанные системы. Системы регулирования с использованием каскадной схемы с двумя регуляторами делают процесс прохождения случайного сигнала инвариантным к применяемой технологии (комбайновая/струговая выемка).

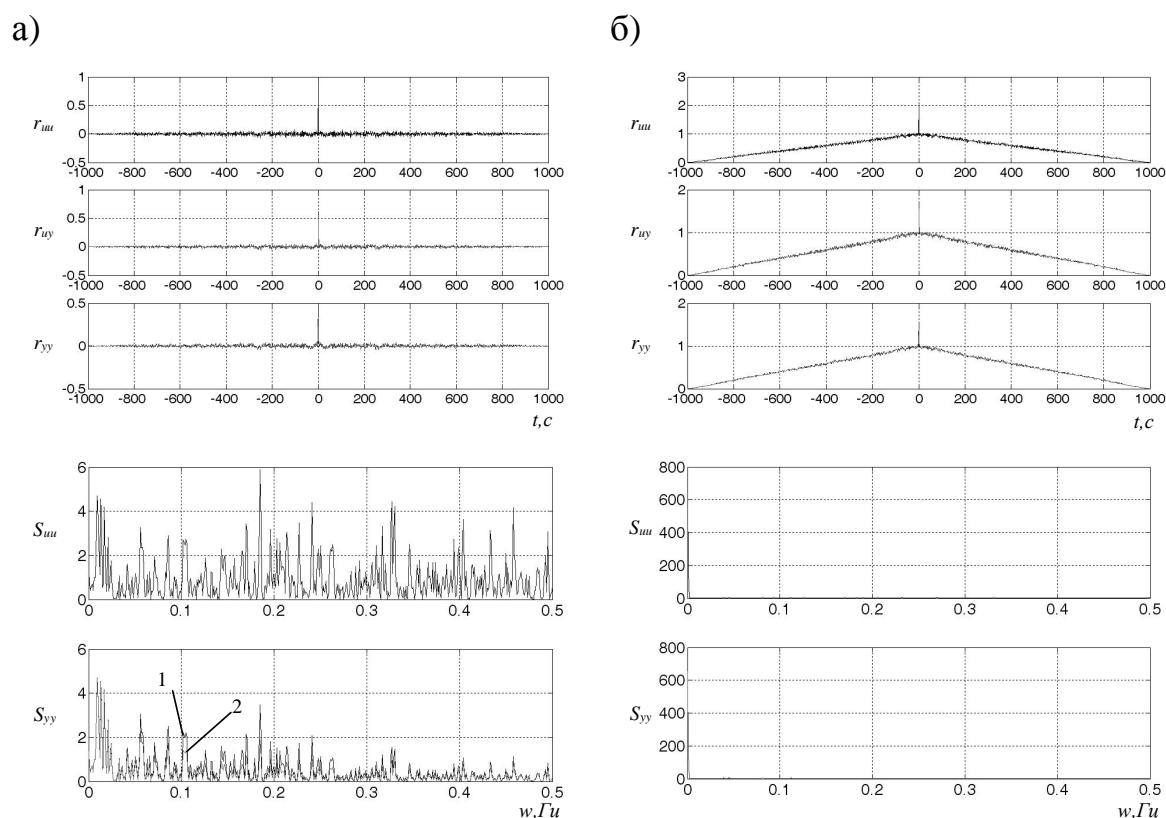


Рисунок 3 - Графики корреляционных функций и спектральных плотностей для комбайновой (1) и струговой лавы (2) при а) нормальном и б) экспоненциальном законе распределения входного сигнала

Влияние всех случайных возмущений-помех, действующих на систему, можно заменить одним эквивалентным возмущением, подведенным к выходу объекта. Воздействие случайной помехи, независимой от входного воздействия, принято имитировать сигналом типа «белый шум». Качество функционирования систем регулирования принято оценивать математическим ожиданием отклонения регулируемой величины и среднеквадратическим ее значением. Критерием качества является минимум среднеквадратического отклонения регулируемой величины  $\sigma(y) = \min$ . Поиск точки в пространстве параметров регулятора следует

начинать с точки, соответствующей минимуму линейного интегрального критерия (максимуму соотношения  $k/T_1 = \max$ ) [4].

Типовыми схемами регулирования при воздействии случайных возмущений-помех являются: схема с информацией о модели объекта, подключенной параллельно объекту, с добавочной переменной состояния, с компенсацией возмущения (рисунок 4) [4].

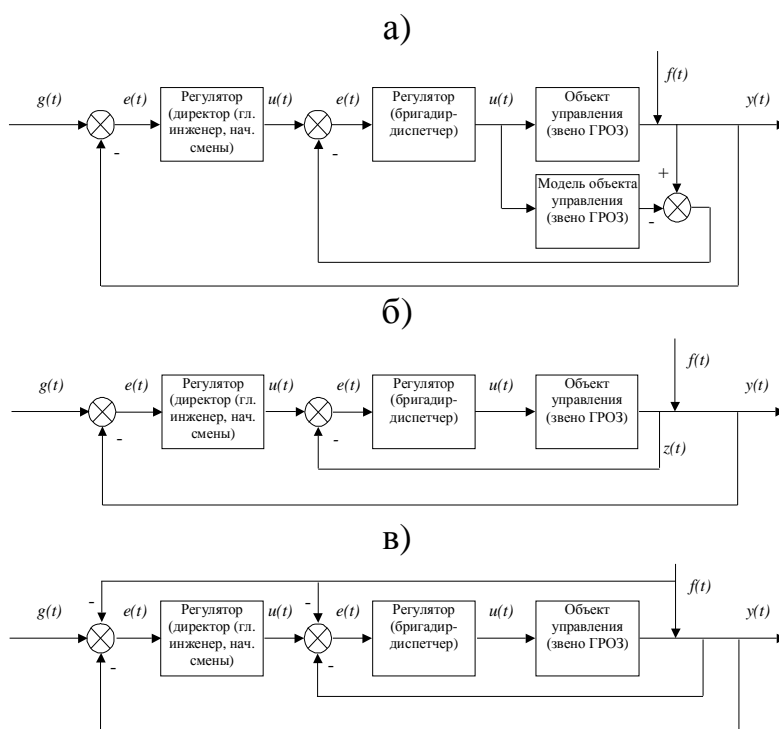


Рисунок 4 - Типовые схемы регулирования при воздействии случайных возмущений-помех а) с информацией о модели объекта; б) с добавочной переменной состояния; в) с компенсацией возмущения

Проведены исследования процесса регулирования звена ГРОЗ в комбайновой и струговой лавах при воздействии случайных помех. Совокупность помех, действующих на объект управления, имитировалась сигналом типа «белый шум» с ограниченной полосой пропускания, подведенным к выходу объекта. В процессе расчетов варьировались мощность  $N$  и время возникновения  $T$  помехи, определяющие ее среднеквадратическое отклонение  $\sigma(f)$ .

В таблице 1 приведены рассчитанные значения критерия оптимальной настройки регуляторов  $\sigma(y) = \min$  для типовых схем регулирования в комбайновой и струговой лавах при различных значениях параметров помех.

Анализ данных свидетельствует, что схема с информацией о переменной состояния обеспечивает наименьшее значение критерия  $\sigma(y)$ .

Таблица 1 – Значения критерия оптимальной настройки регуляторов для различных типовых схем при воздействии случайных помех

	Значения $\sigma(y)$ для схемы регулирования в комбайновой / струговой лавах		
	С моделью объекта	С переменной состояния	С компенсацией возмущения
Параметры помехи $N=0,001; T=1; \sigma(f)=0,0346$			
Без помех	0,3855 / 0,3853	0,372 / 0,3431	0,34 / 0,3767
С помехами	0,3189 / 0,3225	0,3573 / 0,3391	0,3082 / 0,3271
Параметры помехи $N=0,1; T=1; \sigma(f)=0,3464$			
Без помех	0,3815 / 0,3936	0,3313 / 0,2925	0,398 / 0,3746
С помехами	0,713 / 0,5333	0,473 / 0,4985	0,9024 / 1,1089
Параметры помехи $N=0,1; T=0,1; \sigma(f)=1,0412$			
Без помех	0,3815 / 0,3906	0,3665 / 0,3814	0,3727 / 0,3033
С помехами	2,5978 / 1,1879	1,1939 / 1,1743	4,3393 / 1,3960
Параметры помехи $N=1; T=0,1; \sigma(f)=3,2927$			
Без помех	0,4519 / 0,4021	0,3645 / 0,3334	0,3819 / 0,3467
С помехами	6,8620 / 8,9853	3,6561 / 4,5275	7,6966 / 21,6336

Если при минимальном значении  $\sigma(f)=0,0346$  критерий  $\sigma(y)$  мало отличается для рассматриваемых схем, то при возрастании  $\sigma(f)$  до 3,2927 такая схема обеспечивает значение  $\sigma(y)$  в 2-4 раза меньше, чем схемы с информацией о модели объекта и с компенсацией возмущения.

Для комбайновой лавы для схемы с информацией о переменной состояния после регулирования, к примеру, при максимальном значении  $\sigma(f)$  оптимальные параметры составили  $k_p=0,0653$ ,  $k_i=2,0415$  для ПИ-регулятора и  $k_p=0,1098$ ,  $k_i=0,7902$ ,  $k_d=0,0284$  для ПИД-регулятора. Т.е. они не существенно отличаются от установленных изначальных оптимальных параметров. Таким образом, наименьшее значение  $\sigma(y)$  обеспечивается за счет структуры такой схемы.



Практическая реализация такой схемы комбинированного управления потребует получения информации о переменной состояния - реальном параметре (параметрах) системы до воздействия помех, что потребует передачи оперативной информации о состоянии забоя, горно-рабочих, получаемой за минимально короткие интервалы времени. В качестве такой переменной может выступать время формирования и реализации решения ГРОЗ в обычных условиях, характерные для штатного режима работы, полученное в результате тестирования ГРОЗ [6-9].

В случае же требуемого большего снижения  $\sigma(y)$  либо обеспечения полной инвариантности к помехам необходимо дальнейшее совершенствование схемы регулирования и более точная ее настройка с применением, например, нечетких регуляторов с использованием информации качественного характера, которая трудно поддается формализации [11].

#### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

1. Определены передаточные функции систем «руководство шахты – бригадир (диспетчер) – звено ГРОЗ» в комбайновой и струговой лавах; характеристические уравнения таких систем представляют собой полиномы шестой и пятой степени, соответственно. Анализ качественных характеристик систем показал: при установленных оптимальных параметрах регуляторов переходная функция воссоздает единичный скачек, имитирующий возникновение и развитие аварийной ситуации; обе системы устойчивы, однако система для комбайновой лавы обладает несколько большим запасом устойчивости, чем для струговой лавы.

2. При случайном сигнале на входе системы, подчиненном нормальному и экспоненциальному закону, среднеквадратическое отклонение выходной величины меньше чем у входной, система регулирования в струговой лаве обеспечивает меньшее среднеквадратическое отклонение, чем в комбайновой. Корреляционные функции убывают практически мгновенно, что указывает на преобладание высоких частот в случайном процессе. При экспоненциальном законе случайного сигнала спектр процессов состоит из единственного пика типа импульсной функции, расположенной в начале координат, а вся мощность процессов сосредоточена на нулевой частоте. Системы нелинейного регулирования с использованием каскадной схемы с двумя последовательными ПИ- и ПИД-регуляторами делают процесс прохождения случайного сигнала инвариантным к применяемой технологии.

3. Расчет параметров типовых схем регулирования при воздействии случайных возмущений-помех показал: наименьшее значение среднеквадратического отклонения выходной величины  $\sigma(y)$  наблюда-

ется для схемы с использованием информации о переменной состояния, как для комбайновой, так и струговой лавы. При существенном среднеквадратическом отклонении помехи такая схема обеспечивает в 2-4 раза меньшее значение критерия  $\sigma(y)$ , чем схемы с информацией о модели объекта и с компенсацией возмущений.

4. При возникновении аварийной ситуации и воздействии случайных помех при существенном среднеквадратическом отклонении помехи целесообразно использовать схему с информацией о переменной состояния. В качестве такой переменной может выступать время формирования и реализации решения ГРОЗ в обычных условиях, характерные для штатного режима работы, полученное в результате тестирования. Для обеспечения полной инвариантности к помехам необходимо дальнейшее совершенствование схемы регулирования и более точная ее настройка с применением нечетких регуляторов с использованием информации качественного характера.

### **Библиографический список**

1. Сургай М.С. *Надійніість функціонування вугільних шахт* / Сургай М.С. – Дніпропетровськ, 1998. - 192 с.
2. Информационные технологии – основа стратегии развития безопасной уголедобычи / [Е.Д. Дубов, П.Е. Мухин, В.П. Коптиков и др.] // Уголь Украины. – 2001. – № 1. С. 30-33.
3. Кононенко Н.А. *Методология предупреждения аварий при работе в экстремальных условиях* / Н.А. Кононенко // Уголь Украины. – 1997. - № 12. – С. 37.
4. Ротач В.Я. *Теория автоматического управления теплоэнергетическими процессами: Учеб. для вузов* / В.Я. Ротач– М.: Энергоатомиздат, 1985. – 296 с.
5. Бесекерский В.А. *Теория систем автоматического управления* / В.А. Бесекерский, Е.П. Попов. - СПб.: Профессия, 2004. – 752 с.
6. Ломов Б.Ф. *Человек и техника* / Б.Ф. Ломов– М.: Сов. радио, 1966. - 464 с.
7. Душков Б. А. *Основы инженерной психологии* / Б.А. Душков, Б.Ф. Ломов, В.Ю. Рубахин; под ред. Б.Ф. Ломова. – М.: Высш. школа, 1986. – 448 с.
8. Присякова Л.М. *Нестационарная психология* / Л.М. Присякова – К.: Днипро, 2002. – 255 с.
9. Присякова Л.М. *Системный синтез психофизических процессов: монография* / Л.М. Присякова– Днепропетровск-Киев, 2008. – 357 с.

10. Шевченко В.Г. К моделированию качества управления процессом добычи угля в лавах / В.Г. Шевченко // Геотехническая механика. – 2008. - Вып. 77. – С. 227-241.

11. Алтунин А.Е. Модели и алгоритмы принятия решений в нечетких условиях: монография / А.Е. Алтунин, М.В. Семухин - Тюмень: Тюменский государственный университет, 2000. - 352 с.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Фрумкиным Р.А.**

*к.т.н. Хмелев А.Г.  
Бубунец Ю.В., Долгопятенко С.И.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **СИСТЕМА ПОДДЕРЖКИ ПРИНЯТИЯ РЕШЕНИЙ ПО ДАННЫМ АНАЛИЗА ДИНАМИКИ МЕТАНОВЫДЕЛЕНИЯ ВЫЕМОЧНОГО УЧАСТКА**

*Розглянута можливість використання системи підтримки прийняття рішень для оперативного управління на основі даних після обробки та аналізу початкових статистичних часових рядів, пов'язаних з метановістю гірничих виробок.*

**Ключові слова:** *система, метановість, виїмкова діляниця, ряд.*

*Рассмотрена возможность применения системы поддержки принятия решений для оперативного управления на основе данных после обработки и анализа исходных статистических временных рядов, связанных с метанообильностью горных выработок.*

**Ключевые слова:** *система, метанообильность, выемочный участок, ряд.*

Для обеспечения интенсивной рентабельной отработки газоносных угольных пластов требуются новые методы прогноза параметров метановыделения, базирующиеся на современных представлениях о взаимосвязях геомеханических, газодинамических и технологических процессов, образующих целостную систему [1]. Закономерности функционирования этой системы, позволяют целостно, согласованно во времени и пространстве описывать и планировать горно-технологические процессы. При этом главным объектом исследования выступают связи между изучаемыми процессами, выявление которых возможно на базе современных математических методов, реализуемых с помощью соответствующих программных продуктов. Поэтому разработка системы поддержки принятия решений (СППР) [2], включающей теории баз данных, статистического анализа и методы исследования физических процессов горного производства является актуальной задачей.

Решение поставленной задачи предполагает анализ динамических рядов взаимосвязанных процессов. Существует несколько методов анализа динамических рядов: регрессионные, ARIMA-модели, нейросетевые методы, методы, основанные на сингулярном разложении (SSA). Достоинством метода «Гусеница»-SSA является отсутствие требования

априорного знания модели ряда, но при этом сравнение этого метода с «модельными» методами показывает хорошие результаты. К преимуществам метода можно также отнести возможность работы с модулированными гармониками, что выгодно отличает его от методов, использующих анализ Фурье.

В основе метода SSA лежит следующий алгоритм [3]. Задавшись числом  $L < N/2$  (длина гусеницы), значениями исходного ряда  $F_N = \{f_0, f_1, \dots, f_{N-1}\}$  последовательно заполняют строки матрицы  $X$ . При этом первая строка содержит первые  $L$  элементов ряда, вторая – со второго элемента по  $L+1$  и так далее, пока ряд не исчерпается. Далее находятся собственные числа  $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_L$  (в порядке убывания) и соответствующие собственные векторы  $U_1, U_2, \dots, U_L$  матрицы  $S = X \cdot X^T$ . Сингулярное разложение матрицы  $X$  может быть записано, как  $X = X_1 + X_2 + \dots + X_d$ , где элементарные матрицы  $X_i$  вычисляются по формулам  $X_i = \sqrt{\lambda_i} U_i \cdot V_i^T$ , причем  $V_i = X^T \cdot U_i / \sqrt{\lambda_i}$ ,  $d = \max\{i, \lambda_i > 0\}$ . Применяв к элементарным матрицам  $X_i$  процедуру диагонального усреднения, получают временные ряды  $F_N^i = \{f_0^i, f_1^i, \dots, f_{N-1}^i\}$ , представляющие собой компоненты исходного ряда  $F_N$ , такие, что  $F_N = F_N^1 + F_N^2 + \dots + F_N^d$ .

После группировки компонент по характеру поведения на временной оси с учетом степени вклада каждой в общую сумму получают окончательное разбиение ряда на полезный сигнал  $\tilde{F}_N$  и шум  $\tilde{\tilde{F}}_N$ :

$$F_N = \tilde{F}_N + \tilde{\tilde{F}}_N, \quad (1)$$

где  $\tilde{F}_N = \tilde{F}_N^1 + \tilde{F}_N^2 + \dots + \tilde{F}_N^m$  представляется в виде суммы тренда, тренд-циклических, циклических и экспоненциально модулированных компонент.

На следующем этапе проводится сравнительный анализ выделенных компонент с другими факторами горного производства с целью выявления скрытых ранее (до разложения) закономерностей. Метод позволяет интерактивно производить непосредственный поиск гармонических и квазипериодических компонент, фильтрацию или сглаживание ряда, выбирая соответствующие значимые компоненты.

Практическая реализация СППР для оперативного управления на основе данных после обработки и преобразовании исходных статистических временных рядов, связанных с метанообильностью горных выработок, представляет собой программный продукт, выполненный на

языке DELPHI. В качестве математического аппарата для модуля прогнозирования использован описанный в настоящей работе математический аппарат. В качестве базовых компонентов использованы компоненты проекта JEDI, в модулях математической обработки использованы модифицированные методы и функции библиотек NEURALBASE, LAPACK и LINPACK [4].

Приведем результаты анализа динамики рядов акустической эмиссии (АЭ) и метанообильности выемочного участка с помощью СППР. Для анализа выбраны ряды среднесуточных значений акустической эмиссии и метанообильности, рисунок 1, 17 орловской лавы ш. “Молодогвардейская” ОАО Краснодонуголь в период после первичной посадки кровли, включающий 530 точек.

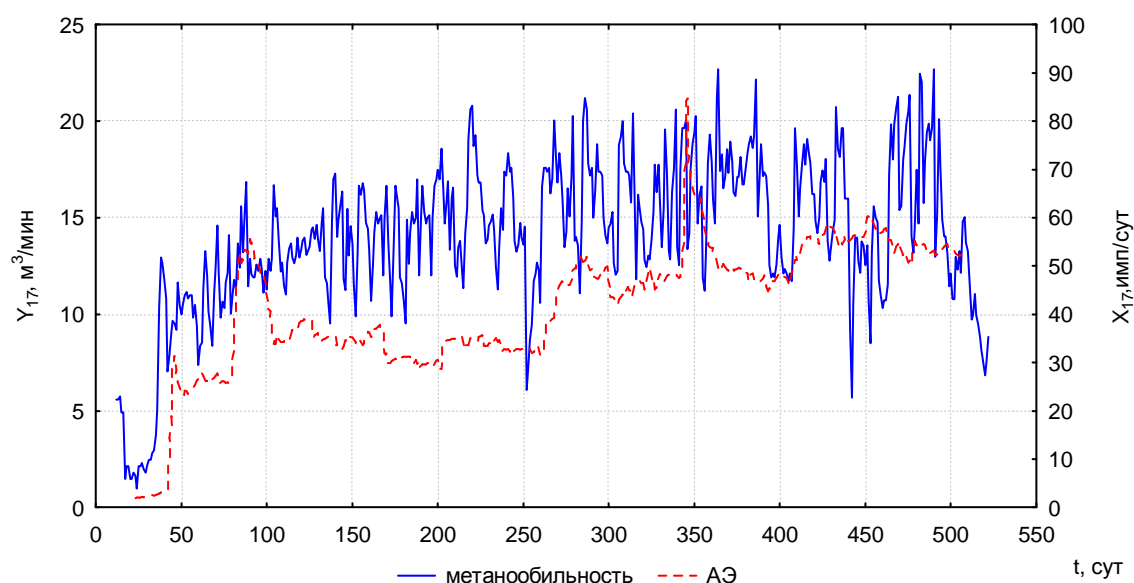


Рисунок 1 - Динамика акустической эмиссии и метанообильности 17 орловской лавы ш. “Молодогвардейская”

Визуальный анализ графиков не позволяет выделить характерные периодики, но физическая сущность геомеханических процессов свидетельствует о периодичности, которая отражается акустическими сигналами. Произведем разложение рядов акустической эмиссии и метанообильности на компоненты с помощью сингулярного спектрального анализа SSA.

Исходя из условия разделимости компонент, выберем оптимальную длину окна  $L=100$ . По упорядоченным рядам собственных чисел ковариационных матриц оцениваем количество главных компонент, необходимых для восстановления ряда полезного сигнала. В данном случае оставляем по десять первых значимых компонент, которые объяс-

няют 95% дисперсий исходных рядов. Анализируя одномерные графики компонент, рисунки 2 и 3, выделяем трендовые, тренд-циклические и циклические компоненты.

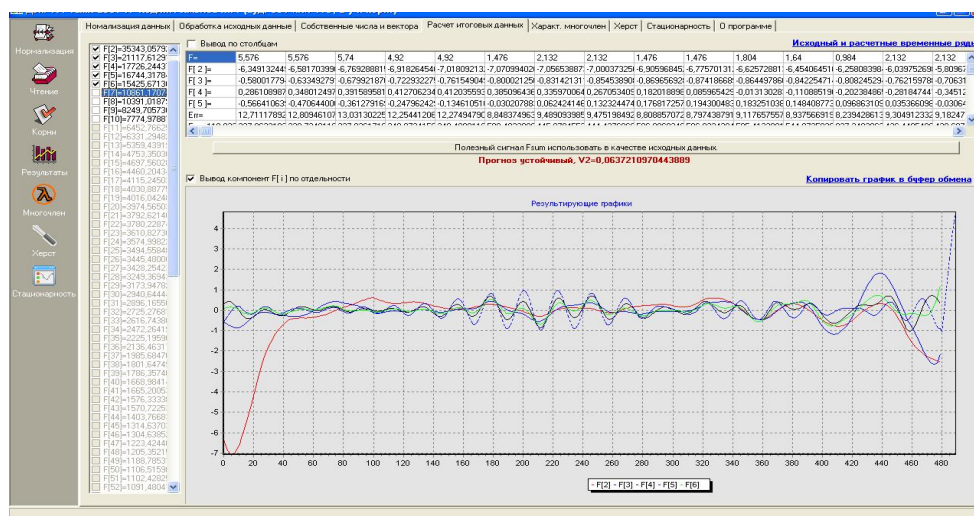


Рисунок 2 - Первые пять компонент разложения ряда метанообильности выемочного участка 17 орловской лавы

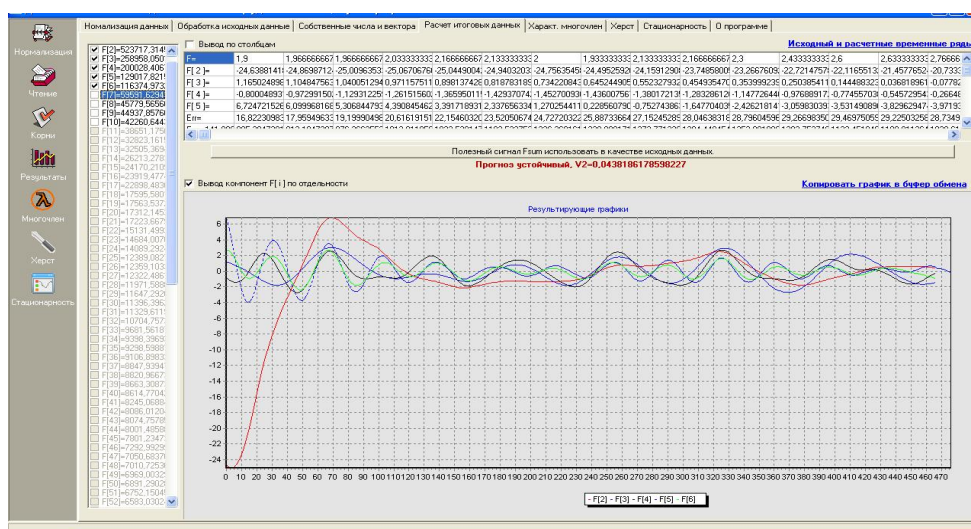


Рисунок 3 - Первые пять компонент разложения ряда акустической эмиссии 17 орловской лавы

Известно, что периодические обрушения пород кровли, зафиксированные в ряде акустической эмиссии, формируют периодические всплески метанообильности. Поэтому для прогноза метанообильности важно исследование взаимосвязи этих рядов, которая, прежде всего, проявляется в наличии в двух рядах согласованных по периоду компонент.

Согласованность компонент определенных периодов устанавливается с помощью кросс-спектрального анализа. Наиболее высокие коэффициенты когерентности (квадрат корреляции между циклическими компонентами соответствующей частоты) имеют компоненты с периодом 20-22, 34-37, 60-69 суток. Для других периодов коэффициенты когерентности значительно ниже. Кросс-анализ позволяет также определить фазовый сдвиг. Для выделенных гармоник большого периода 19-20, 34 суток отмечается запаздывание ряда метанообильности по отношению к ряду АЭ, которое в среднем составляет 2 суток.

В разложении метанообильности присутствует компонента, синхронизированная с компонентой АЭ, периода 60-66 суток, рисунок 4. При средней скорости подвигания 2,4-3,2 м/сут это соответствует 180м с задержкой примерно 3 суток, т.е. в среднем локальные максимумы метанообильности запаздывают по отношению к локальным максимумам АЭ на трое суток.

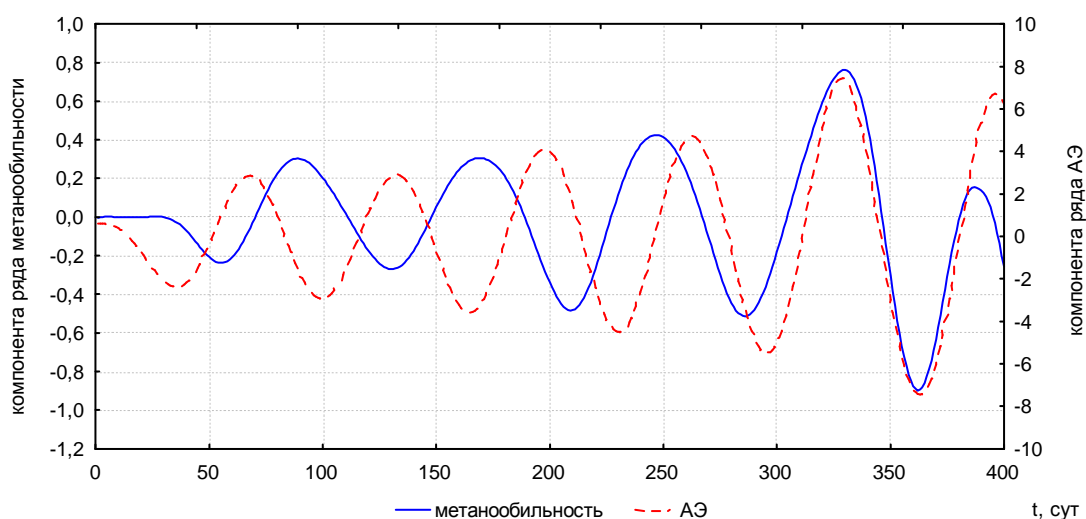


Рисунок 4 - Компоненты разложения метанообильности и акустической эмиссии периодичностью 60-66 суток

Проведенный анализ является основой прогнозных моделей, позволяющих своевременно менять параметры технологического процесса с учетом динамики метановыделения выемочного участка. Таким образом, по функциональному назначению разрабатываемая СППР является оперативной OLAP-системой активного типа, управляемой данными. Функционально разработанная СППР обладает следующими свойствами:

- оперирует со слабоструктурированными решениями;
- может быть адаптирована для группового и индивидуального использования;



- является гибкой и адаптируется к изменениям как организации, так и ее окружения;
- позволяет человеку управлять процессом принятия решений с помощью компьютера, а не наоборот;
- поддерживает эволюционное использование и легко адаптируется к изменяющимся требованиям.

### **Библиографический список**

1. Пучков Л.А., Аюров В.Д. Синергетика горно-технологических процессов. М., МГГУ, 2004. – 264с.
2. Ларичев О. И., Петровский А. В. Системы поддержки принятия решений. Современное состояние и перспективы их развития. // Итоги науки и техники. Сер. Техническая кибернетика. — Т.21. М.: ВИНТИ, 1987, с. 131—164.
3. Голяндина Н.Э. Метод «Гусеница»-SSA: анализ временных рядов: Учеб. пособие. СПб: Изд-во СПбГУ, 2004. 76с.
4. Сараев А. Д., Щербина О. А. Системный анализ и современные информационные технологии //Труды Крымской Академии наук. — Симферополь: СОНАТ, 2006. — С. 47-59.

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

*Абакумова О.В.  
к. т. н. Денисенко В.П.,  
к. т. н. Лепіло Н.М.  
(ДонДТУ, Алчевськ, Україна)*

## **КЛАСИФІКАЦІЯ ЗА ЯКІСТЮ МЕТАНОПОВІТРЯНИХ СУМІШЕЙ, ЩО ВИЛУЧАЮТЬСЯ З ВУГІЛЬНИХ РОДОВИЩ ДЕГАЗАЦІЄЮ**

*Получена зависимость показателя стабильности метановоздушных смесей от среднего значения содержания метана в них. Предложена классификация по качеству метановоздушных смесей при их извлечении скважинной дегазацией.*

**Ключевые слова:** метановоздушная смесь, дегазация, содержание метана, качество, классификация.

*Одержана залежність показника стабільності метаноповітряних сумішей від середнього значення вмісту метану в них. Запропонована класифікація за якістю метаноповітряних сумішей при вилученні їх свердловинною дегазацією.*

**Ключові слова:** метаноповітряна суміш, дегазація, вміст метану, якість, класифікація.

### **Проблема і її зв'язок з науковими і практичними задачами.**

Більшість запасів вугілля шахт Донбасу мають високу природну метаноносність, що погіршує безпеку гірничих робіт. Вилучення і утилізація метану вугільних родовищ дозволить знизити собівартість вугілля, підвищити газову безпеку гірничих робіт, знизити забруднення навколишнього середовища, зменшити дефіцит енергетичних ресурсів країни [1]. Вміст метану у сумішах, що вилучаються у теперішній час на шахтах Донбасу, рівно як і інших басейнів, характеризується низькими значеннями вмісту метану в сумішах та його значними коливаннями в часі, причому вміст метану в сумішах часто знижується нижче допустимого рівня (25 %), що призводить до втрати певних обсягів метану [2]. Це є однією з причин низької ефективності використання метаноповітряних сумішей в Донбасі. В разі використання когенераційних технологій утилізації зменшення вмісту метану в сумішах до 30 % призводить до зниження потужності устаткування [1].

**Аналіз досліджень і публікацій.** У літературі [3-4] відзначається, що на шахтах Донецького басейну, як і інших вугільних басейнів зару-

біжжя, застосовують стандартні способи дегазації масивів, що під- і надробляються, чи їх сполучення, а також дегазацію виробленого простору. При цьому в залежності від виду дегазації спостерігаються різні значення середнього вмісту метану в сумішах. У роботах [5-6] запропоновані класифікації метаноповітряних сумішей за середнім вмістом метану в них в залежності від засобів вилучення метану з метанозного масиву. Але при цьому не враховувалися коливання вмісту метану в сумішах.

У роботі [5] на основі дослідження статистичних характеристик метаноповітряних сумішей, що вилучаються дегазаційними системами шахт, запропоновані показники якості сумішей, що враховують коливання вмісту метану в них (коефіцієнти стабільності та прямої утилізації).

**Постановка задачі.** Мета роботи – розробка класифікації за якістю метаноповітряних сумішей, що вилучаються свердловинною дегазацією, для підвищення повноти використання сумішей.

Для реалізації цієї мети сформульовано наступні задачі:

- встановити залежності показників якості метаноповітряних сумішей, що враховують коливання вмісту метану, від середнього значення вмісту метану в них;
- розробити критерій класифікації сумішей;
- обґрунтувати розподіл метаноповітряних сумішей за категоріями.

**Викладання матеріалу і його результати.** Об'єкт дослідження – вміст метану в сумішах, що вилучаються свердловинною дегазацією на шахтах Краснодонського району Донбасу за період роботи з 2004 по 2009 роки. При дослідженні керувалися наступними міркуваннями:

- умови гірничих робіт повинні бути характерними для більшості шахт Донбасу;
- наявність різних видів дегазації;
- зібрана інформація повинна охоплювати тривалий період роботи дегазаційних систем.

Основними статистичними характеристиками метаноповітряних сумішей є середні значення вмісту і дебіту метану і відхилення від їх середніх значень. Для характеристики відхилення нами використано відносний показник коефіцієнт варіації, який вимірюється в частках одиниці і дозволяє порівнювати дані за різні періоди або для різних шахт. Коефіцієнт варіації вмісту метану в суміші визначається за формулою

$$\nu = \frac{\sigma}{C_{cp}},$$

де  $\sigma$  – стандартне відхилення вмісту метану;

$C_{cp}$  – середнє значення вмісту метану в суміші, %.

Оскільки для прийняття рішення щодо утилізації метану велике значення має стабільність складу метаноповітряної суміші, нами запропонований коефіцієнт стабільності складу суміші  $K_{stab} = 1 - \nu$ , що характеризує не коливання складу суміші, а її стабільність [5].

Вхідні дані про вміст метану в метаноповітряних сумішах, що вилучаються в межах окремої видобувної ділянки, і значення коефіцієнтів стабільності і прямої утилізації приведені в таблиці 1.

Таблиця 1 – Вхідні дані про якість метаноповітряних сумішей

Найменування шахти	Найменування лави	Вид дегазації і місто виміру	Середній вміст метану в суміші, %	Коефіцієнт стабільності	Коефіцієнт прямої утилізації
Молодогвардійська	17 Орловська	підземна	16,3	0,40	0,15
		газовідвід	18,1	0,42	0,24
Суходольська-Східна	12 східна	підземна	25,2	0,47	0,45
		ВДС	62,0	0,74	0,93
	23 західна уклінна	підземна	34,2	0,60	0,74
		ВДС	86,2	0,87	1,00
Самсонівська-Західна	1 східна уклінна	ВНС	28,8	0,66	0,55
		ДГ	33,6	0,67	0,74
	1 блок	ВДС	74,7	0,74	1,00
	2 блок		86,4	0,86	1,00
	6 східна уклінна	ДГ	34,0	0,69	0,79
		ВДС	49,3	0,68	1,00
	1-біс східна	ДГ	48,0	0,69	1,00
Никанор-Нова	середнє за період	ВНС	37,7	0,53	0,76
	1 західна	ВНС	37,3	0,64	0,85
	1 східна	ВНС	46,5	0,65	0,88
	2 західна	ВНС	54,9	0,79	1,00
	3 західна	ВНС	59,4	0,80	1,00

Примітки: ВНС – вакуум-насосна станція; ВДС – вертикальні дегазаційні свердловини; ДГ – дільничий газогін.

В результаті статистичної обробки даних встановлено, що із збільшенням вмісту метану в суміші зменшуються коливання і склад метаноповітряної суміші стає більш стабільним. Це пояснюється особливостями об'єктів вилучення метану – із зростанням вмісту метану в суміші зменшуються підсоси повітря, і склад суміші стає стабільним. Графік залежності коефіцієнта стабільності метаноповітряної суміші від середнього значення вмісту метану показаний на рисунку 1.

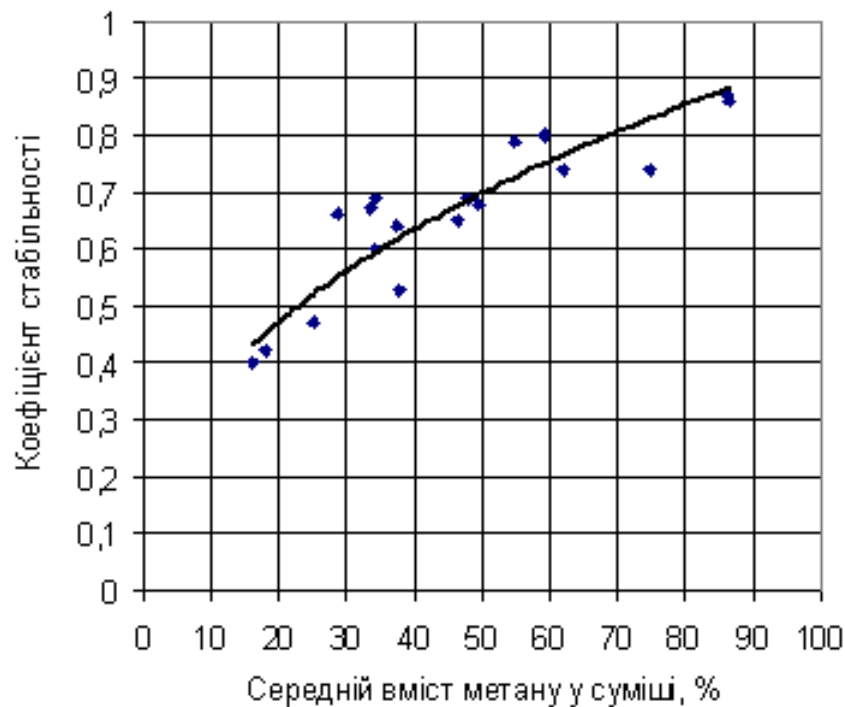


Рисунок 1 – Залежність коефіцієнта стабільності метаноповітряних сумішей від середнього значення вмісту метану

Ця залежність описується рівнянням регресії з коефіцієнтом детермінації  $R^2=0,83$

$$K_{стаб} = 0,131C_{cp}^{0,428} \quad (1)$$

Коефіцієнт прямої утилізації суміші  $K_{ny}$  характеризує частку об'єму метаноповітряної суміші, у якій концентрація метану не нижче припустимої (25 %). Графік залежності коефіцієнту прямої утилізації метаноповітряних сумішей від середнього значення вмісту метану показаний на рисунку 2.

Ця залежність описується рівнянням регресії з коефіцієнтом детермінації  $R^2=0,97$

$$K_{ny} = 5 \cdot 10^{-6} C_{cp}^3 - 0,0011 C_{cp}^2 + 0,0804 C_{cp} - 0,8995. \quad (2)$$

Рівняння регресії (1, 2) дозволяють розрахувати коефіцієнти стабільності і прямої утилізації метаноповітряної суміші, якщо відоме середнє значення вмісту метану в ній.

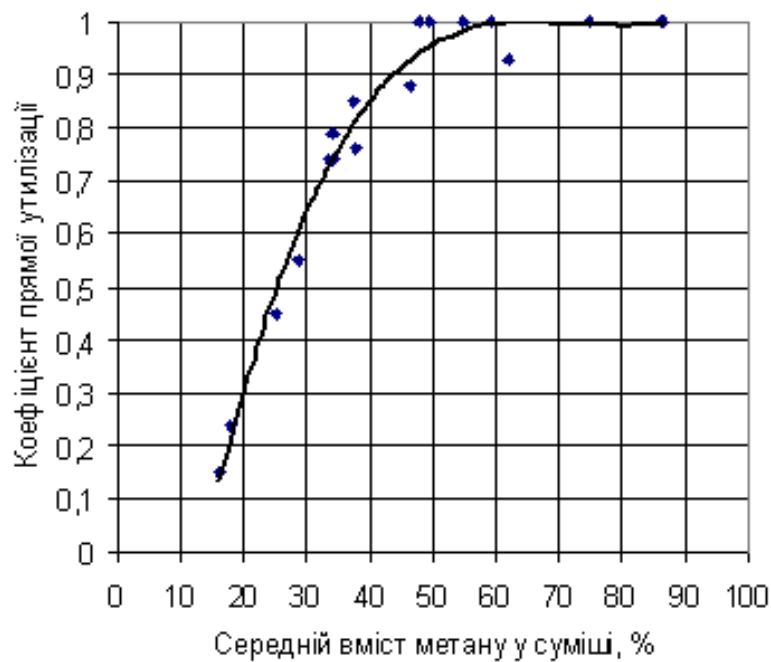


Рисунок 2 – Залежність коефіцієнта прямої утилізації метаноповітряних сумішей від середнього значення вмісту метану

Вхідні дані для дослідження якості змішаних метаноповітряних сумішей, що були вилучені окремими видобувними ділянками та змішувалися у загальному газогоні, приведені в таблиці 2. Виміри вмісту метану в сумішах здійснювалися на вакуум-насосних станціях.

Графік залежності коефіцієнту стабільності змішаних метаноповітряних сумішей від середнього значення вмісту метану показаний на рисунку 3. Ця залежність описується рівнянням S-образної кривої з коефіцієнтом детермінації  $R^2=0,94$

$$K_{стаб} = e^{0,2425 - \frac{19,168}{C_{cp}}} \quad (3)$$

На підставі статистичного аналізу зміни складу метаноповітряних сумішей запропонована класифікація сумішей за їх якістю. В основу класифікації з точки зору використання сумішей для утилізації покладено середній вміст метану та його коливання. Виділені наступні групи сумішей:

- високоякісна, для якої середній вміст метану перевищує припустиме значення на величину більше двох стандартних відхилень  $2\sigma$  і яка не потребує підготовки перед використанням;

- якісна, для якої середній вміст метану перевищує припустиме значення в межах  $2\sigma$  і достатня підготовка шляхом змішування для підвищення стабільності складу;

– низькоякісна, для якої середній вміст метану перевищує припустиме значення в межах стандартного відхилення  $\sigma$  і потрібна підготовка шляхом збагачення;

– непридатна до використання із середнім значенням вмісту метану нижче гранично припустимого.

Таблиця 2 – Вхідні дані якості змішаних метаноповітряних сумішей

Шахта	Період роботи, місяць і рік	Середній вміст метану в суміші, %	Коефіцієнт стабільності
Орехівська	03.2004 – 06.2004	16,0	0,38
Самсонівська-Західна	05.2009 – 08.2009	26,0	0,59
Самсонівська-Західна	02.2008 – 05.2008	30,0	0,71
ім. М.П. Баракова	05.2005 – 10.2005	36,0	0,80
ім. М.П. Баракова	11.2004 – 12.2006	38,0	0,67
Самсонівська-Західна	09.2008 – 03.2009	38,5	0,84
ім. М.П. Баракова	01.2005 – 02.2005	45,0	0,86
Суходольська-Східна	08.2007 – 10.2007	53,0	0,88
Суходольська-Східна	01.2006 – 12.2006	65,0	0,91

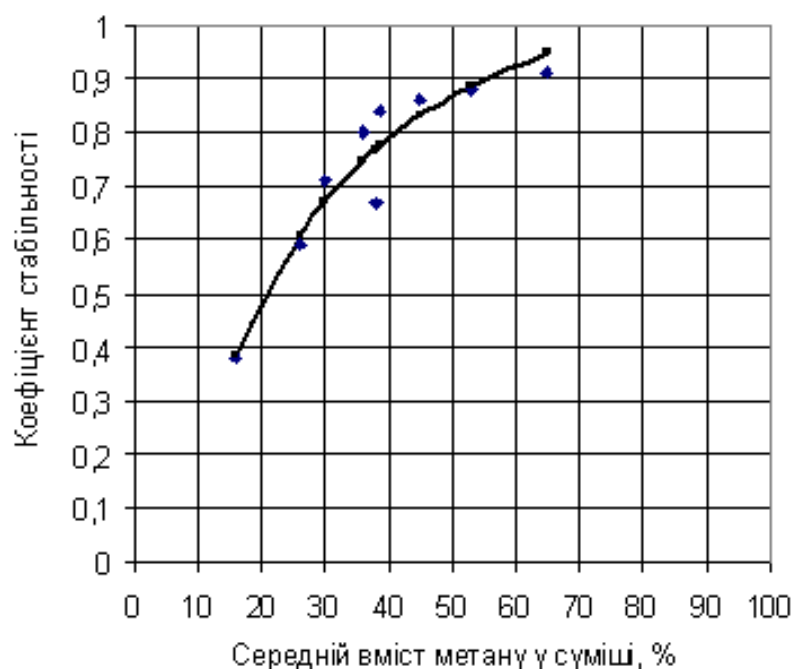


Рисунок 3 – Залежність коефіцієнта стабільності змішаних метаноповітряних сумішей від середнього значення вмісту метану

Виконаємо кількісну оцінку границь цих груп сумішей з використанням рівняння (1). Введемо позначення

$$K_o = \frac{C_{cp} - C_{зр}}{C_{cp}},$$

де  $C_{cp}$  – середній вміст метану у суміші, %;

$C_{зр}$  – гранично допустимий рівень вмісту метану у суміші, що обумовлений вимогами безпеки і особливостями роботи устаткування з утилізації метану (прийнято 25 %).

Класифікація приведена у таблиці 3. Максимальні значення вмісту і коефіцієнтів стабільності і прямої утилізації для цих груп розраховані, виходячи з прийнятих умов класифікації і приведених рівнянь регресії (1,2).

Графічне представлення класифікації приведено на рисунку 4. Злиною лінією зображено залежність коефіцієнту стабільності окремих метаноповітряних сумішей від середнього значення вмісту метану в них, а пунктирною лінією – та ж сама залежність для змішаних сумішей.

Таблиця 3 – Класифікація метаноповітряних сумішей за якістю

Категорія якості суміші		Значення коефіцієнту $K_o$	Максимальне значення		
позначення	характеристика		$C_{cp}$	$K_{стаб}$	$K_{ну}$
1	високоякісна	$K_o > 2(1 - K_{стаб})$	100	1,00	1,00
2	якісна	$1 - K_{стаб} < K_o \leq 2(1 - K_{стаб})$	55	0,73	1,00
3	низькоякісна	$0 < K_o \leq 1 - K_{стаб}$	40	0,63	0,88
4	непридатна до використання	$K_o \leq 0$	25	0,52	0,50

Для стабілізації вмісту метану в сумішах та поліпшення їх якості запропоновані наступні заходи [2]:

- забезпечення належного стану газотранспортної мережі у відношенні її герметичності;
- вибір оптимальних параметрів дегазації масиву з урахуванням динаміки виділення метану у свердловини (кількість дегазаційних свердловин, що одночасно працюють, та щільність їх буріння);
- змішування окремих метаноповітряних сумішей, що вилучені дегазацією із різних джерел метановиділення.

Перші два заходи підвищують вміст метану в суміші, що дозволяє одержати більш якісні суміші. Третій захід дозволяє навіть при однако-



вому середньому вмісту метану в суміші підвищити її якість завдяки зменшенню коливань вмісту метану в суміші. Це наглядно ілюструється рисунком 4.

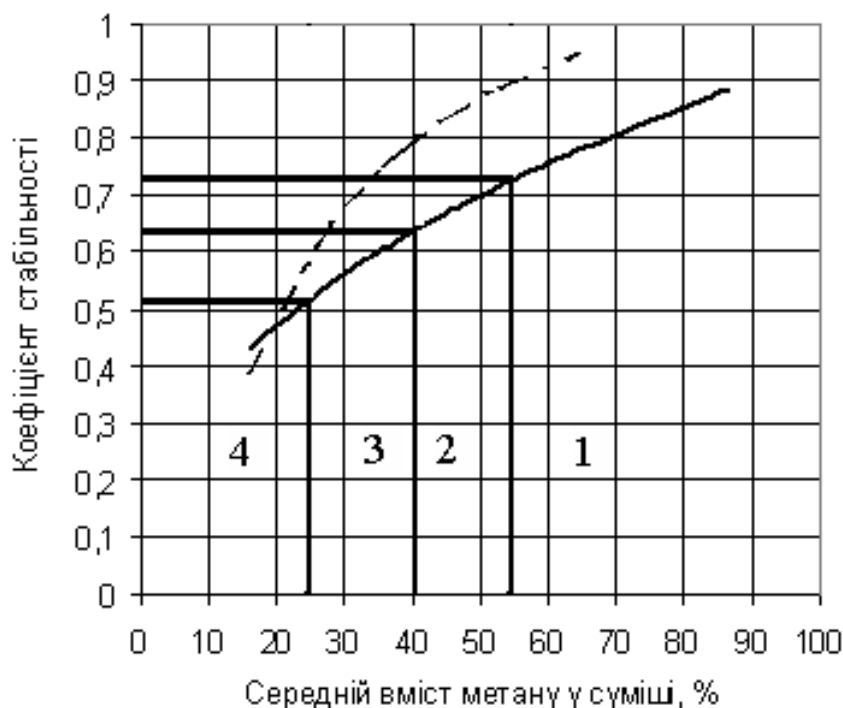


Рисунок 4 – Категорії метаноповітряних сумішей за якістю

### Висновки.

Одержані залежності коефіцієнтів стабільності і прямої утилізації від середнього значення вмісту метану у метаноповітряних сумішах. Запропонована класифікація за якістю метаноповітряних сумішей, що вилучаються з вугільних родовищ свердловинною дегазацією, яка дозволить оцінювати суміші за якістю в умовах вугільних шахт для підвищення повноти використання сумішей.

### Бібліографічний список.

1. Булат А.Ф. Научно-технические основы создания шахтных когенерационных энергетических комплексов/ А.Ф. Булат, И.Ф. Чемерис. – К.: Наукова думка, 2006. – 175 с.
2. Денисенко В.П. Прогноз обсягів шахтного метану та управління його якістю у процесі вилучення підземною дегазаційною системою// Геолог України, 2009. – № 3.– С. 103-107.

3. Газообильность каменноугольных шахт СССР: в 8 т. / Под ред. Г.Д. Лидина. – М.: Наука, 1987. – Т. 7. Эффективные способы искусственной дегазации угольных пластов на больших глубинах. – 1987. – 200 с.

4. Малышев Ю.Н. Комплексная дегазация угольных шахт/ Ю.Н. Малышев, А.Т. Айруни – М.: Изд. Академии горных наук, 1999. – 327 с.

5. Денисенко В.П. Критерии качества метановоздушных смесей, извлекаемых дегазационными системами шахт/ В.П. Денисенко, Н.Н. Лепило, Д.С. Чепурной, И.Н. Егоров// Алчевск: ДонГТУ, 2008. – Вып. 26. – С. 159-168.

6. Бойко В.А. Анализ средств утилизации шахтного метана и выбор пригодных для применения на газовых шахтах Донбасса/ В.А. Бойко, А.В. Бойко// Сб. научн. трудов НГАУ, 2002. – Т. 1. – № 13. – С. 218-227.

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

*Ермаков А.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## СОСТОЯНИЕ УГОЛЬНОЙ ОТРАСЛИ УКРАИНЫ

*У статті проаналізований стан вугільної галузі України та сформульовані основні напрями роботи для виходу її з кризи.*

**Ключові слова:** вугілля, галузь, криза, видобуток, концепція розвитку.

*В статье проанализировано состояние угольной отрасли Украины и сформулированы основные направления работы для выхода ее из кризиса.*

**Ключевые слова:** уголь, отрасль, кризис, добыча, концепция развития.

Украина располагает огромными запасами угля, залежи которого до глубины 1500 м оцениваются в 117, 3 млрд. тонн, из них промышленных запасов на действующих шахтах – 6,5 млрд. тонн, из которых 3,5 млрд. тонн – энергетический уголь. В структуре запасов угля на долю пластов мощностью более 1,2 м приходится всего 20,4 %, на тонкие (до 1,2 м) – 74 %, в том числе на весьма тонкие (меньше 0,7 м) – 33,3 % [1]. Учитывая, что мировая практика заключается в первоочередной отработке более мощных пластов, то перспективные промышленные запасы каменного угля в Украине составляют 12,8 млрд. тонн. Эти запасы позволяют стабильно добывать по 100 млн. тонн угля в течение 50 лет [2].

Однако в последние десятилетия угольная промышленность Украины по основным показателям находится в состоянии глубокого кризиса, которые еще более усугубился в связи с мировым экономическим кризисом и постоянными распрями в высших эшелонах власти. Так, например, в настоящее время основные показатели, характеризующие уровень развития угольной отрасли (средняя нагрузка на лаву с индивидуальной крепью – 200 т/сут, нагрузка на комплексно механизированный забой – 700 т/сутки, производительность труда рабочего по добыче – 20-30 т/мес., скорость проведения подготовительных выработок буровзрывным способом – 40 м/мес., скорость проведения подготовительных выработок комбайнами – 80 м/мес., производительность труда проходчиков – 1,6 м/чел.×мес.), оказались одними из самых низких среди угледобывающих стран.

По оценкам специалистов [2,3] на макроэкономическом уровне основными причинами такого положения являются: несовершенство расчетов между поставщиками и потребителями; нерешенность вопросов ценообразования на уголь в условиях рыночных отношений; межотраслевые ценовые диспропорции между горно-шахтным оборудованием и угольной продукцией; недостатки налогово-бюджетных и финансово-кредитных отношений; правовая неурегулированность отношений собственности, что приводит к несогласованности интересов государства и бизнеса; недостаток средств (господдержки, инвестиций) как на обеспечение текущего финансирования, так и на развитие угледобывающих предприятий; отсутствие рыночных механизмов и стимулов для повышения эффективности работы угледобывающих предприятий; экологические проблемы ликвидации шахт.

На внутриотраслевом уровне к таким причинам относятся: устаревший морально и физически изношенный шахтный фонд, который определяет низкую инвестиционную привлекательность для осуществления инновационной модели модернизации угольной промышленности; снижение мощностей добычи угля и значительное сокращение фронта очистных работ; низкое качество и высокая себестоимость угольной продукции, что порождает убыточность шахт; задолженность по заработной плате и другим социальным выплатам работникам отрасли; низкий уровень заработной платы шахтеров; дефицит собственных средств на обновление и модернизацию производства; полное отсутствие работ по строительству и реконструкции шахт; незавершенность реформирования системы управления первичными звеньями производства; неудовлетворительное состояние отраслевой науки и пр.

Положение в отрасли усугубляется проблемами угледобывающих регионов: неудовлетворительная демографическая ситуация; социальные и коммунальные проблемы в результате закрытия градообразующих угледобывающих предприятий; экологические проблемы, вызванные порочной реструктуризацией отрасли; катастрофическая потеря кадрового потенциала вследствие непрестижности шахтерской профессии и оттока квалифицированных кадров и др.

В результате отмеченных причин за последние годы было закрыто около 100 угольных шахт (в 1991 г. в Украине действовало 250, а в 2005 г. осталось 153 шахты) [4]. Поэтому мощности угледобывающих предприятий за 1991-2005 гг. уменьшились с 192,8 до 88,9 млн. тонн в год, или почти в 2,2 раза [2], причем они используются всего на 60-80 %. Так, например, объем добычи угля в 1991 году составлял 135,6 млн. тонн (рекордная добыча угля в Украине была достигнута в 1976 г. в размере 218,2 млн. тонн), а к 2007 г. он снизился до 75,5 млн. тонн, что на 4,7 млн. тонн меньше уровня, достигнутого в 2006 году.

Следует особо заметить, что объем добычи указывается в статистической отчетности по горной массе, тогда как товарной угольной продукции производится значительно меньше. В 2007 году производство товарной продукции при плане 34 млн. тонн составило всего 28 млн. тонн (83%), из них 23,7 млн. тонн энергетического угля и 4,3 млн. тонн коксующегося [5].

Угольные шахты Украины из-за недостаточных капитальных вложений имеют самый старый, даже среди стран СНГ, шахтный фонд. Почти 96 % угольных предприятий работают без реконструкции уже свыше 20 лет. Угрожающий масштаб приобрел износ активной части производственных фондов, из 7 тыс. единиц стационарного оборудования 2/3 отработали свой нормативный срок и требуют замены. В общем парке эксплуатирующегося оборудования удельный вес новых механизированных комплексов и проходческих комбайнов составляет всего треть, а новых погрузочных машин и ленточных конвейеров – около 15 % [2].

Следовательно, угольная промышленность, несмотря на предпринимаемые усилия, продолжает разваливаться, так как уголь до сих пор не признан в государстве приоритетом энергетической независимости. За 2007 г на шахтах Минуглепрома при задании 177 в работу введено всего 135 новых очистных забоев, в том числе 86 комплексно-механизированных. Количество действующих лав на конец 2007 года достигло до 253, в том числе 143 комплексно-механизированных, что на 41 забой меньше, чем было намечено программой. Нагрузка на действующий очистной забой при задании 790 тонн за сутки составила 742 тонн (94 %), что на 48 тонн меньше показателя 2006 года. Производительность труда рабочего по добыче угля составила 21,9 т/мес. (98 %), что на 1,1 т/мес. меньше по сравнению с предыдущим годом. За год на шахтах проведено всего 270 км разрезных и подготовительных выработок, что на 30 км меньше запланированного [5].

В Украине на протяжении 15 лет осуществляются меры по реформированию угольной промышленности. С 1993 г. по проблемам отрасли были разработаны и приняты на высших уровнях власти целый ряд специальных программ, но, к сожалению, все они не были реализованы из-за большого дефицита средств. В соответствии с программой «Украинский уголь» [6] к 2008 г. планировалось завершить реструктуризацию отечественной угольной отрасли, при этом предусматривалось дальнейшее уменьшение численности действующих угледобывающих предприятий до 133 шахт в 2010 г. Однако на балансе отрасли до сих пор находится много мелких и средних убыточных неперспективных предприятий. Только 30 шахт Украины – рентабельны, причем они дают около 50 % добычи, а 75 шахт – лишь 10%. Тенденции уменьшения

производственных мощностей и снижения уровня рентабельности шахт в последнее время сохраняются. Система управления отраслью практически разрушена, доходы и затраты шахт не сбалансированы, что предполагает, в зависимости от шахты, государственные дотации от 100 до 800 грн. на каждую тонну угля. Объемы проведения выработок продолжают сокращаться, из-за чего не вводятся в строй новые лавы и продолжают выбывать производственные мощности.

Основная причина такого положения отрасли состоит в экономически необоснованном переходе на преимущественное использование в стране импортных энергоресурсов и в несистемной реструктуризации угольной промышленности, в результате которой закрытыми оказались шахты, располагавшие развитой подземной инфраструктурой и запасами угля не целые десятилетия. Собственная добыча угля уже не покрывает его потребности, и Украина вынуждена завозить недостающую часть коксующегося угля из-за рубежа. Импорт угля в Украину в 2005 г. составил 12,1 млн. тонн, причем импортерами являлись РФ (примерно 97 %) и Казахстан. В 2010 г. в Украину предполагается завозить 6,5 млн. тонн коксующегося угля, в то же время часть энергетического угля экспортируется в Словакию, Болгарию, Италию [5].

Новая Концепция развития угольной промышленности, разработанная на основе откорректированной программы «Украинский уголь» и «Основных направлений энергетической стратегии Украины на период до 2030 г.», предусматривает развитие угольной промышленности в три этапа, охватывающие ближнюю (2006-2010 гг.), среднесрочную (2011-2015 гг.) и дальнюю (2016-2030 гг.) перспективы [6].

На первом этапе, прежде всего, предусматривается воспроизводство шахтного фонда на современной технико-технологической основе и дальнейшее его разгосударствление. Попутно заметим, что в настоящее время негосударственный сектор угольной промышленности представлен 24-мя приватизированными шахтами, а также шахтой им. Засядько, имеющей статус арендного предприятия. Доля негосударственного сектора по количеству шахт составляет 15,4 %, а по объему добычи – почти 41 % [3]. За первый период объем добычи должен увеличиться до 90,9 млн. тонн, в том числе коксующегося до 40,4 млн. тонн, а энергетического до 50,5 млн. тонн. Товарно-угольная продукция должна возрасти в 1,2 раза, и составить 67,3 млн. тонн. Производственные мощности к 2010 г. должны быть доведены до 105,8 млн. тонн в год, для чего необходимо ввести эксплуатацию три долгостроя (шахты «Южно-донбасская» № 3, «Никонор-Новая» и «Нововолынская № 10»), а также реконструировать действующие предприятия с приростом мощностей 17 млн. тонн.

В 2015 г. к концу второго этапа прогнозируется достичь объема угледобычи на уровне 110,3 млн. тонн при наличии мощностей 122,05 млн. тонн в год. Для развития отрасли по этому плану предполагается ввести в эксплуатацию 8,8 млн. тонн производственных мощностей за счет завершения строительства трех шахт, начатого в 2001 г., а также за счет реконструкции предприятий с приростом мощностей. С 2011 г. планируется строительство семи новых шахт, что потребует возрождения шахтостроительной отрасли, без чего невозможно будет реализовать данную стратегию.

В долгосрочной перспективе объем добычи планируется увеличить до 130 млн. тонн, а производственные мощности к 2030 г. должны вырасти до 144,4 млн. тонн в год, с коэффициентом использования 90 %. Это потребует реконструировать действующие предприятия с приростом мощностей, а также построить заложенные на предыдущем этапе новые шахты.

Таким образом, стратегическая цель развития угольной промышленности Украины состоит в стабилизации и дальнейшем ее развитии для достижения экономически обоснованных объемов производства угольной продукции, требуемых для энергетической безопасности государства. Для возобновления эффективной работы угольной промышленности необходимо:

- изменить структуру топливно-энергетического баланса с сокращением потребления природного газа и увеличением потребления угля в энергетике;

- решить вопросы, касающиеся надлежащего финансирования отрасли с целью вывода ее из кризисного состояния, обеспечения устойчивого развития на ближайшую перспективу и повышения инвестиционной привлекательности угледобывающих предприятий;

- с учетом зарубежного опыта закрыть неперспективные шахты с гарантией социальной защиты ее работников и приватизировать перспективные шахты, для чего необходимо создать необходимое правовое обеспечение и эффективную модель разгосударствления угольной промышленности;

- повысить технический уровень шахт путем их комплектации современным горно-шахтным оборудованием (очистными и проходческими комбайнами, угледобывающими комплексами, бурильными и породопогрузочными машинами, средствами подземного транспорта);

- осуществить ряд мер по обеспечению предприятий квалифицированными кадрами, высокого профессионального уровня персонала на производстве и престижности шахтерского труда;

- решить вопросы материально-технического снабжения угледобывающих предприятий и ввести антимонопольный механизм ограничения высоких цен на горно-шахтное оборудование;
- разработать и реализовать программу по восстановлению шахтостроительного комплекса;
- обеспечить надлежащий уровень автоматизации технологических процессов добычи угля;
- создать и внедрить адаптивную систему управления шахтой;
- разработать инновационные модели развития шахт и осуществить мероприятия по возрождению научных исследований по решению актуальных проблем.

### **Библиографический список**

1. Грядущий Б.А., Мухин Е.П., Грядущий В.Б. Стратегические направления возрождения угольной отрасли // Уголь Украины. – 2007. – №1. – С.9.
2. Красник В.Г. Программы перспективного развития угольной промышленности // Уголь Украины. – 2006. – № 12. – С.6-8.
3. Янко С.В., Чуприна Е.С. Состояние и перспективы приватизации угледобывающих предприятий в Украине // Уголь Украины. – 2007. – №1. – С.17-22.
4. Ширнин И.Г., Дубницкий В.Н. Угольные и энергетические ресурсы мира и Украины // Уголь Украины. – 2007. – № 1. – С.5-8.
5. Вугільна промисловість України у 2007 році // Уголь Украины. – 2008. – №4. – С.45-46.
6. Программа развития угольной промышленности «Украинский уголь»: утв. Постановлением Кабинета Министерства Украины № 1205 от 15 сентября 2001г. – Приложение к газете «Сбойка», 2001. – 67с.
7. Тополов В.С., Грядущий Б.А., Петренко С.Я. Угольная отрасль Украины: энергоресурсы, ретроспектива, состояние, проблемы и стратегии развития. – Донецк: ООО «Алан», 2005. – 408с.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Бабиюком Г.В.**



*Кизияров О.Л.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ СИСТЕМЫ "НЕУСТОЙЧИВАЯ КРОВЛЯ - АНКЕРНАЯ КРЕПЬ" В ЛАВЕ**

*Наведені результати досліджень напружено-деформованого стану покрівлі очисного вибою при її зміцненні хімічним анкеруванням, отримані залежності, що описують вплив геологічних і гірничо-технологічних факторів на силові характеристики елементів анкерного кріплення.*

**Ключові слова:** *хімічне анкерування, нестійка покрівля, еквівалентні напруження, МСЕ.*

*Приведены результаты исследований напряженно-деформированного состояния кровли очистного забоя при ее упрочнении химическим анкерованием, получены зависимости, описывающие влияние геологических и горнотехнологических факторов на силовые характеристики элементов анкерной крепи.*

**Ключевые слова:** *химическое анкерование, неустойчивая кровля, эквивалентные напряжения, МКЭ.*

Упрочнение неустойчивой кровли в очистном забое необходимо для обеспечения безопасности работ, сохранения уровня добычи, уменьшения зольности угля и себестоимости его добычи. На протяженных участках ложной кровли мощностью 0,4 - 0,6 м, неустойчивой кровли переменной мощности и сложного строения необходимо применять не один, а несколько из известных способов упрочнения: химическое анкерование; упрочнение нагнетанием составов; заполнение пустот; создание скрепляющего слоя на поверхности вывала из кровли. При этом следует учитывать область применения способа, его достоинства и недостатки, свойства упрочняемых пород, механизмы взаимодействия средств упрочнения с неустойчивыми породами. В возможных сочетаниях важнейшим является анкерование кровли, функции которого не только скреплять трещиноватый массив, но и удерживать упрочненные породы от обрушения в призабойном пространстве.

Химическое анкерование на шахтах Донбасса получило наибольшее распространение. Параметры технологии установлены эмпирически. Они учитывают высоту вывала, кусковатость пород [1]. Известны результаты аналитических исследований работоспособности армополимерного анкера при различных свойствах закрепляющего материала [2], для сопряжений лав с вентиляционными выработками [3].

Определение параметров технологии анкерования элементов анкерной крепи актуально, особенно для сложных горно-геологических условий применения в сочетании с другими способами упрочнения.

Цель работы - исследовать напряженно-деформированное состояние системы "неустойчивая кровля - анкерная крепь" в лаве.

Объект исследования - технология упрочнения кровли в лавах химическим анкерованием.

Предмет исследования - напряженно-деформированное состояние системы "неустойчивая кровля - анкерная крепь".

Для исследования напряженно-деформированного состояния массива горных пород в окрестности очистного забоя решена объемная, нелинейная задача МКЭ с применением программного комплекса Лира [4]. Моделирование осуществлялось для следующих условий: глубина разработки - 600 м, мощность пласта - 1 м, мощность неустойчивой кровли - 0,5 - 2,5 м. Описание модели приведено в работе [5]. В статье приведены результаты исследований на фрагменте центральной части лавы размерами 20х15х10 м, выделенном из основной модели. На граничные узлы фрагмента наложены перемещения, полученные при расчете основной схемы.

Во всех моделях использован нелинейный расчетный процессор МОНТАЖ. Весь расчетный процесс задач разбит на 5 стадий:

- 1) нагружение модели;
- 2) снятие полосы угля;
- 3) вывалообразование;
- 4) упрочнение кровли анкерами;
- 5) повторное снятие полосы угля.

Из модели поэтапно удалялись и включались элементы, имитируя таким образом снятие полосы угля, обрушение неустойчивой кровли, возведение анкеров. На каждом этапе расчета вычислялись главные и эквивалентные напряжения в кровле, а так же силовые характеристики элементов анкерной крепи.

В данной работе рассмотрены две схемы установки анкеров: двухрядная схема установки [1], при которой верхний анкер, установленный под углом 45-60° и нижний (0-10°) соединяются между собой

стяжкой; предложенная авторами [6], в которой анкер, скрепляющий слой неустойчивой кровли, установлен над угольным пластом, соединен планкой с приклеенной к поверхности необрушающегося слоя кровли плитой. Армополимерный анкер, закрепленный по всей длине шпура, задавался в виде физически нелинейного стержневого элемента, состоящего из основного материала (полиуретан), и армирующего (стальной стержень).

Характеристики полиуретанового состава: тип - ППУ-13А, модуль упругости  $E = 400$  МПа, коэффициент Пуассона  $\mu = 0,29$ , предел прочности на сжатие  $\sigma_{сж} = 23$  МПа. Анкер - сталь марки Ст5,  $E = 210$  ГПа,  $\mu = 0,25$ , предел прочности на растяжение  $\sigma_p = 23$  МПа [2].

Длина анкеров 1,6 - 1,8 м, а величина их заделки в массиве устойчивой кровли составляет 0,5 и 1 м, соответственно, для нижнего и верхнего ряда.

Диапазоны факторов, оказывающих влияние на напряженно-деформированное состояние массива и усилия в элементах анкерной крепи, следующие:

- мощность неустойчивой кровли от 0,4 до 2,5 м;
- расстояние между анкерами вдоль лавы от 0,6 до 1,2 м;
- ширина зависших упрочненных пород после выемки угля от 0,15 до 1,6 м;
- расстояние от места выемки угля до анкера от -2,5 м до +2,5 м;
- угол наклона планки к плоскости напластования от 55 град до 77 град.

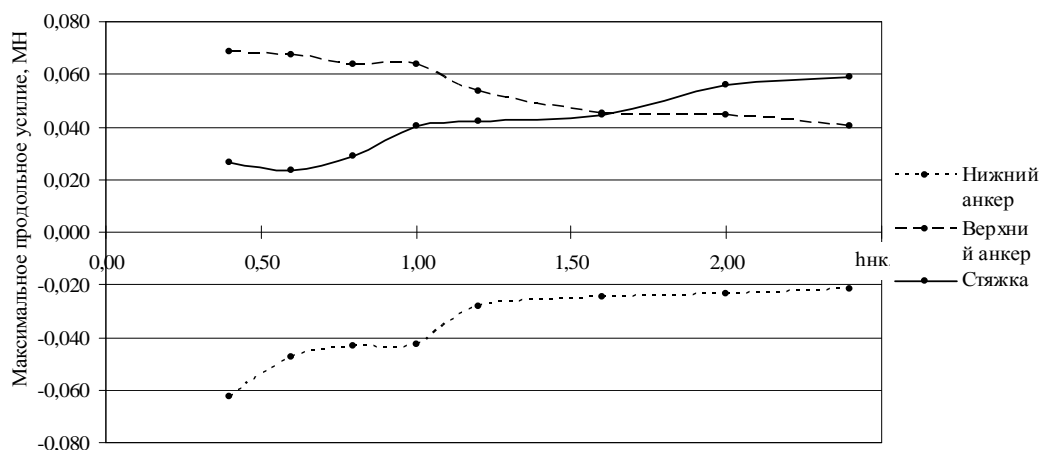
При исследовании отдельных факторов приняты средние значения мощности неустойчивой кровли 1 м, расстояние между анкерами вдоль лавы - 0,8 м.

Результаты исследований для первой схемы анкерования следующие.

На рисунке 1 представлены диаграммы зависимости максимальных продольных (3-а) и поперечных (3-б) усилий в элементах анкерной крепи от мощности неустойчивой кровли.

На рисунке 1 видим, что при малых мощностях неустойчивого слоя основную продольную нагрузку испытывает верхний анкер. При увеличении мощности неустойчивого слоя происходит перераспределение продольных и поперечных усилий между элементами крепи, в результате чего последние возрастают. Нижний анкер работает на сжатие, что вызвано наличием сжимающих деформаций в упрочняемом слое. Как показали дальнейшие исследования, при мощности неустойчивой кровли более 1 м в нижнем анкере образуются растягивающие усилия.

а)



б)

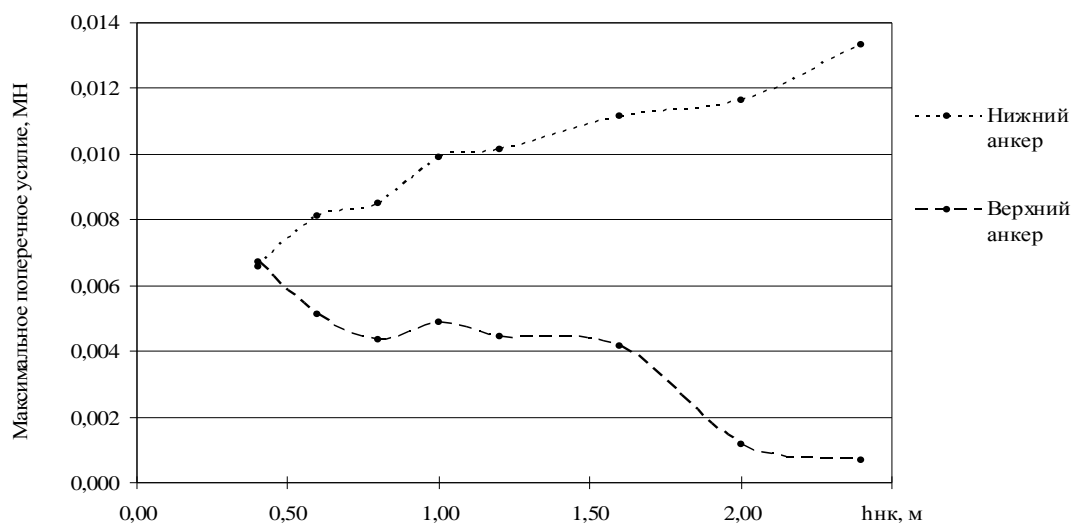


Рисунок 1 - Диаграммы зависимости максимальных усилий в элементах анкерной крепи при различной мощности неустойчивой кровли

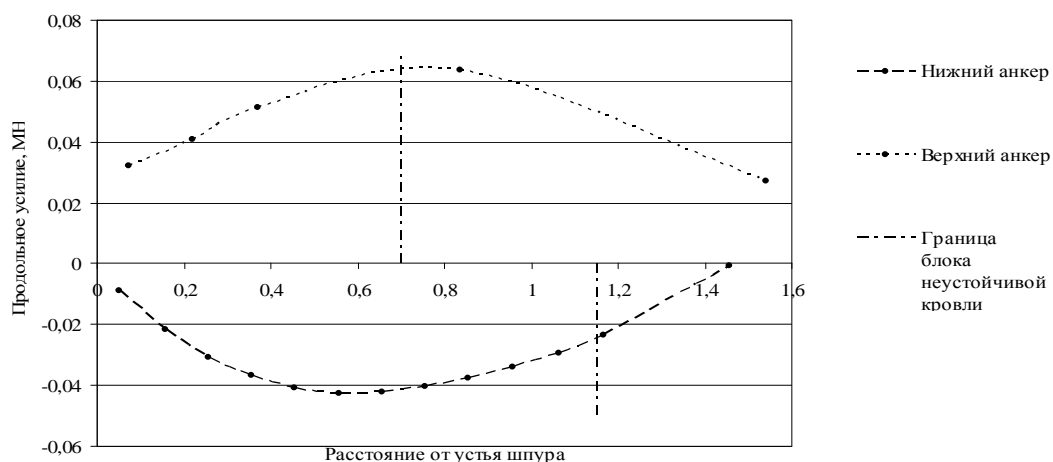
Детально проанализировано изменение усилий по длине анкера, показанное на рисунке 2.

Согласно рисунку 2 максимальные растягивающие продольные усилия в верхнем анкере возникают на границе неустойчивого слоя с устойчивой кровлей, в нижнем анкере - в средней части. Максимальные поперечные усилия наблюдаются в области соединения анкера со стяжкой, а так же на контакте неустойчивого и устойчивого слоев кровли. Так как значения продольных усилий в анкерах на порядок больше поперечных, то в дальнейшем анализах будут анализироваться продольные усилия, как наиболее значимые.

Увеличение расстояния между анкерами с 0,6 до 1,2 м привело к росту усилий в элементах анкерной крепи на 0,6 - 1%, т.е. анкер удерживает

живает от обрушения кровлю в зоне его влияния, где изменяются напряжения в кровле.

а)



б)

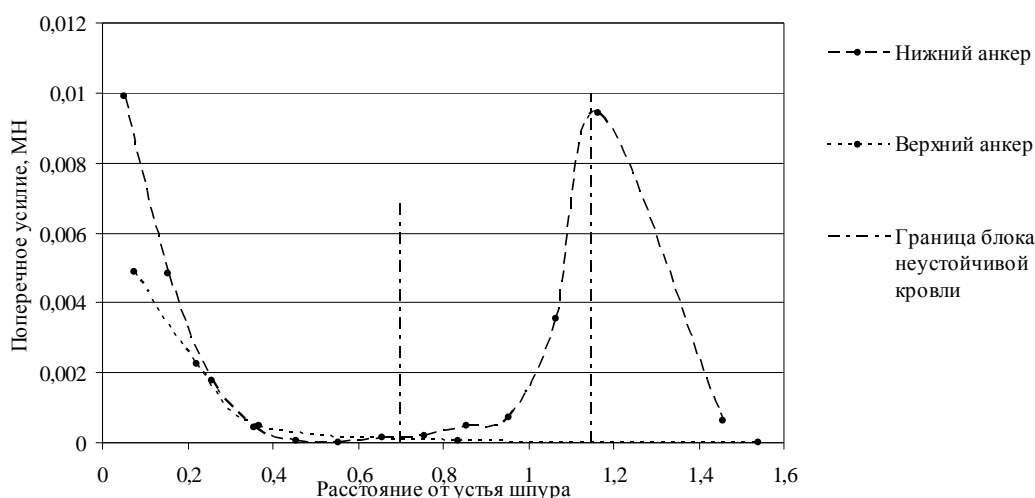


Рисунок 2 - Диаграмма максимальных усилий по длине анкера

Проанализируем влияние плотности установки анкеров на напряженное состояние кровли. Для исследования выделяем три вертикальные сечения вдоль лавы: на поверхности вывала, на расстоянии 0,8 м, на расстоянии 1,2 м от угольного забоя. На рисунке 3 приведено распределение эквивалентных напряжений в кровле очистного забоя.

Проанализируем полученные результаты. В первом сечении вокруг анкера образуется зона влияния радиусом 0,18 - 0,2 м, в которой эквивалентные напряжения больше эквивалентных напряжений в массиве без анкера. Плотность установки анкеров вдоль лавы практически не сказывается на размере области влияния. Максимальные растягивающие напряжения вокруг анкера составляют 7,4 МПа, но вглубь мас-

сива эта зона распространяется всего на 0,1 м, что видно из рисунка 3-г. На расстояниях 0,8 м и 1,2 м от забоя характерны растягивающие напряжения выше анкера и сжимающие в нижней полуплоскости от 3,2 до -4,4 МПа и от 5,6 до -5,8 МПа соответственно.

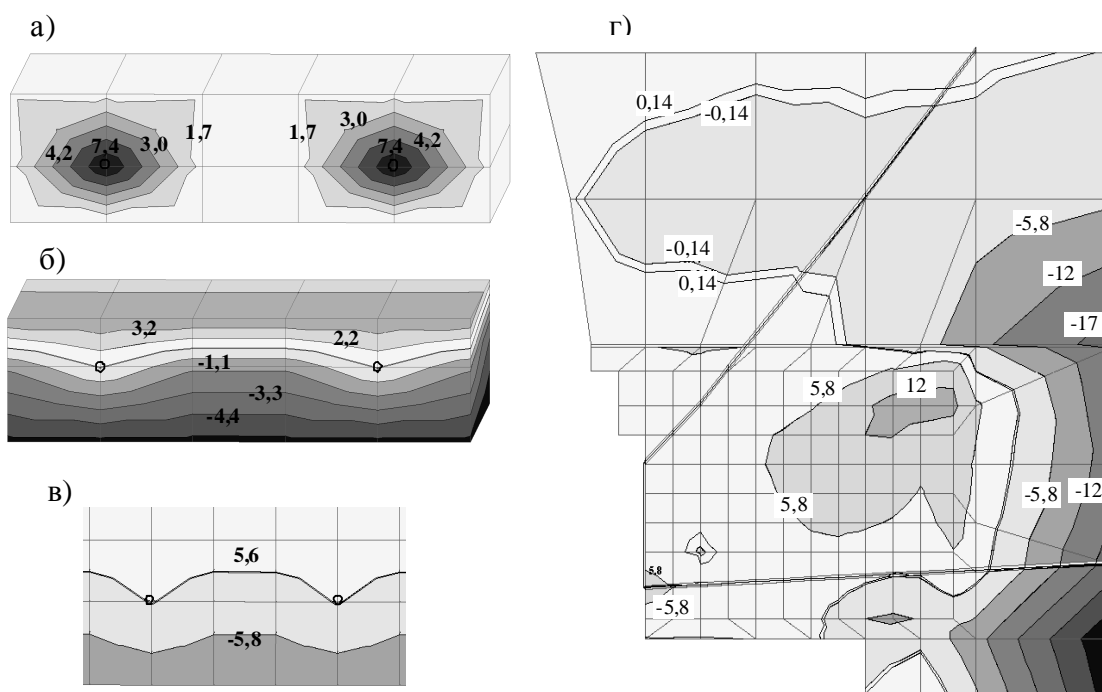


Рисунок 3 - Изополя эквивалентных напряжений  
в окрестности нижних анкеров а) на линии забоя;  
б) на расстоянии 0,8 м; в) на расстоянии 1,2 м;  
г) сечение перпендикулярно забою лавы

Далее проводилось исследование влияния ширины упрочненной и зависшей при выемке угля кровли на распределение усилий в верхнем и нижнем анкере.

На рисунке 4 приведены зависимости максимальных усилий в анкерах от ширины упрочненной и зависшей при выемке угля кровле.

При увеличении ширины упрочненной и зависшей кровли до 1 м усилия в верхнем анкере растут и затем незначительно снижаются.

Ниже приведены результаты влияния выемки угля на перераспределение усилий между элементами анкерной крепи. Область исследования от -2,4 м (комбайн ниже исследуемой анкерной крепи) до 2,4 м (комбайн выше исследуемой анкерной крепи).

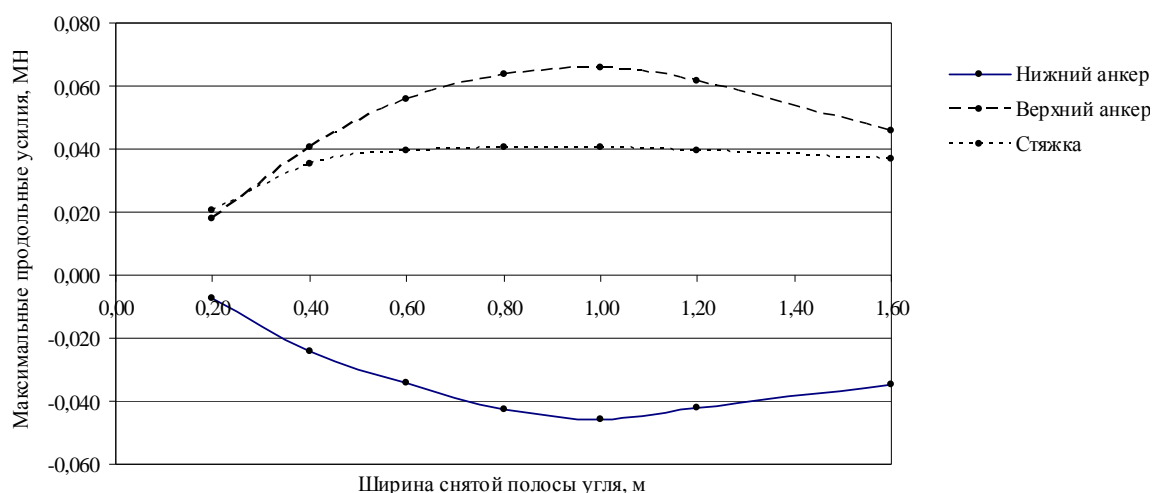


Рисунок 4 - График зависимости максимальных усилий в элементах анкерной крепи при различной ширине упрочненной и зависшей при выемке угля кровле

На рисунке 5 приведен график зависимости усилий в элементах анкерной крепи от положения комбайна. Процесс деформирования элементов анкерной крепи начинается до подхода комбайна на расстояние 1 м. Максимальные усилия в верхнем анкере и стяжке возникают после отхода комбайна на расстояние 1,8 м, в нижнем анкере - 1,2 м от анкерной крепи.

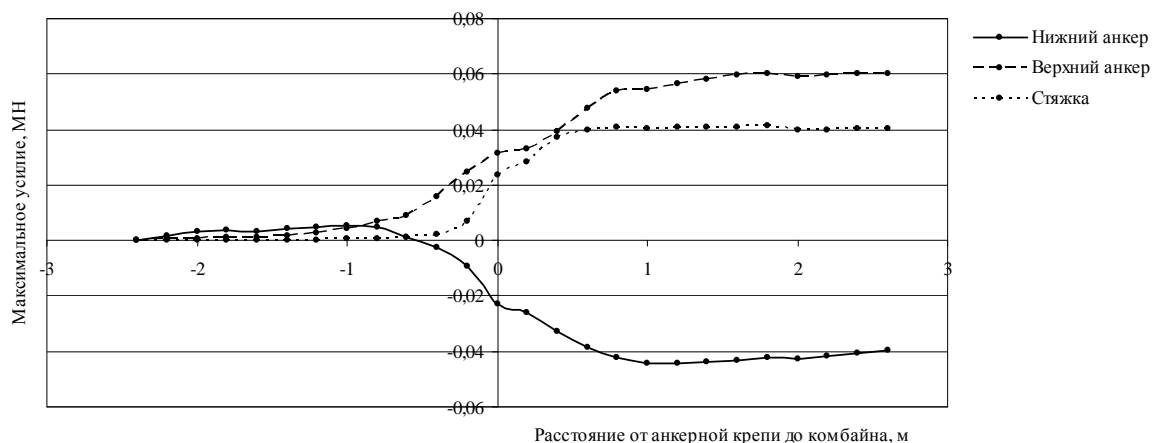


Рисунок 5 - Зависимость усилий в элементах анкерной крепи от расстояния до угольного уступа

Для второй схемы на рисунке 6 представлены графики зависимости усилий в анкере от угла наклона планки.

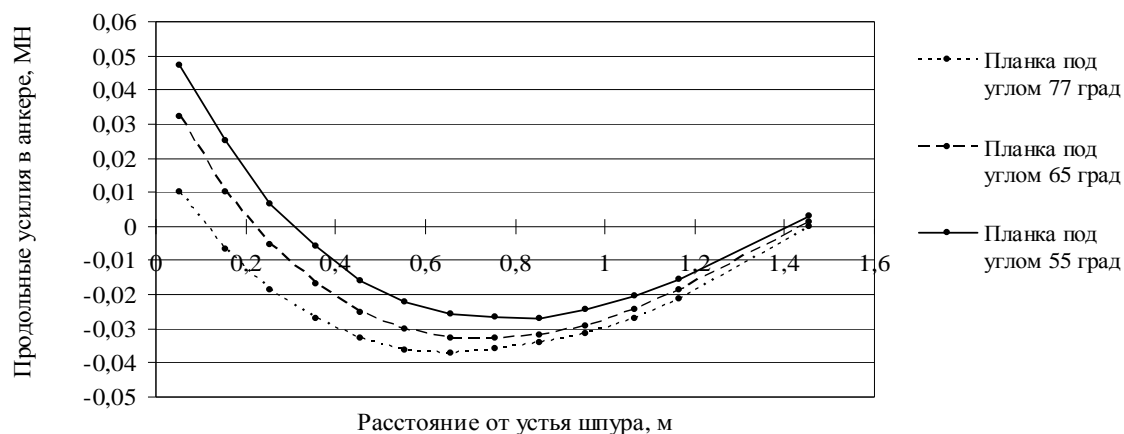


Рисунок 6 - График зависимости усилий в анкере по длине от угла наклона планки к плоскости напластования

Из рисунка 6 следует, что с уменьшением угла установки планки при прочих равных условиях продольные усилия в анкере снижаются. Как и при первой схеме установки анкеров, максимальные усилия в нижнем анкере наблюдаются на расстоянии 0,6 - 0,8 м от устья шпура, однако в целом усилия при второй схеме на 18 - 38% меньше, чем при традиционной схеме установки. Анализ поперечных усилий в анкере показал, что угол установки планки не влияет на их величину и они практически одинаковы для первой схемы анкерования.

При углах установки планки 77, 65 и 55° усилия в планке составили 0,100, 0,112 и 0,124 МН.

Для оценки влияния высоты вывала на усилия в анкере и планке построены графики, представленные на рисунках 7 и 8 соответственно.

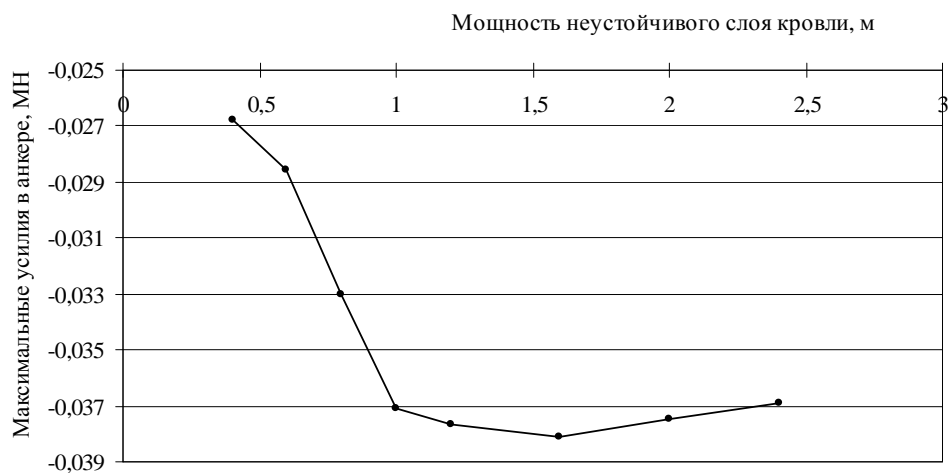


Рисунок 7 - График зависимости максимальных усилий в анкере при различной мощности неустойчивого слоя кровли



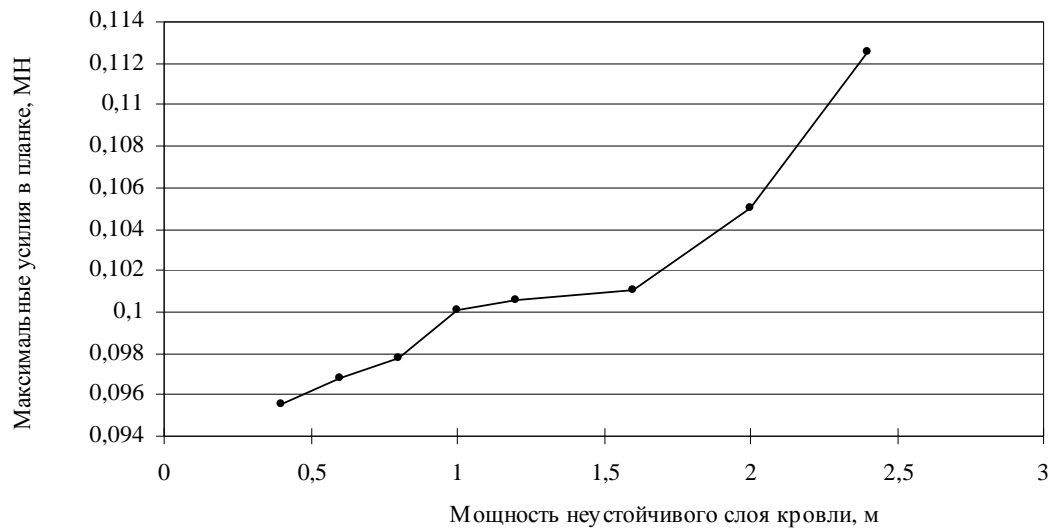


Рисунок 8 - График зависимости максимальных усилий в планке при различной мощности неустойчивого слоя кровли

Исходя из рисунка 7, усилие в анкере растет только до мощности неустойчивого слоя 1 м. При большей мощности часть нагрузки воспринимает планка, усилия в которой возрастают более интенсивно при мощности неустойчивого слоя выше 1 м.

На основании исследований установлены регрессионные зависимости, наиболее важные из них для определения параметров анкерования следующие.

Зависимость усилий в нижнем анкере для первой схемы анкерования от:

- мощности неустойчивой кровли

$$N_{\max} = 1/(-35,3205 \cdot h_{\text{нк}} + 6,6889 \cdot h_{\text{нк}}^2); \quad (1)$$

$$R^2 = 0,994; \alpha_p = 0,00001; F_p = 499,1;$$

- ширины зависшей и упрочненной кровли

$$N_{\max.} = 0,0101 - 0,1014 \cdot r_3 + 0,0463 \cdot r_3^2; \quad (2)$$

$$R^2 = 0,986; \alpha_p = 0,0002; F_p = 142,1.$$

Зависимость усилий в стяжке от мощности неустойчивой кровли

$$N_{\max} = 0,0941 + 0,0016 \cdot \exp(h_{\text{нк}}); \quad (3)$$

$$R^2 = 0,964; \alpha_p = 0,00001; F_p = 160,2.$$

Зависимость усилий в верхнем анкере от:

- мощности неустойчивой кровли

$$\begin{aligned} N_{\max} &= 0,0753 - 0,0156 \cdot h_{\text{нк}}; \\ R^2 &= 0,928; \alpha_p = 0,0001; F_p = 77,4; \end{aligned} \quad (4)$$

- ширины зависшей и упрочненной кровли

$$\begin{aligned} N_{\max} &= 0,1266 \cdot r_3 - 0,0614 \cdot r_3^2; \\ R^2 &= 0,99; \alpha_p = 0,00001; F_p = 1382. \end{aligned} \quad (5)$$

Для второй схемы зависимость усилий в планке от:

- мощности неустойчивой кровли

$$\begin{aligned} N_{\max} &= 0,0255 \cdot h_{\text{нк}} + 0,007 / h_{\text{нк}}; \\ R^2 &= 0,99; \alpha_p = 0,00001; F_p = 287,0; \end{aligned} \quad (6)$$

- ширины зависшей и упрочненной кровли

$$\begin{aligned} N_x &= 0,0402 - 0,0008 / r_3^2; \\ R^2 &= 0,957; \alpha_p = 0,0001; F_p = 111,4. \end{aligned} \quad (7)$$

Для проверки адекватности функции регрессии исходным данным рассчитывались следующие показатели: множественный коэффициент детерминации  $R^2$ , уровень значимости коэффициента детерминации  $\alpha_p$ , расчетное значение  $F$ -критерия Фишера, показатель средней ошибки аппроксимации.

Выводы. На основании исследований установлен сложный характер изменения напряжений в массиве и усилий в элементах анкерной крепи при изменении горно-геологических и технических условий применения химического анкерования для упрочнения неустойчивой кровли в лавах; получены регрессионные зависимости предназначены для определения параметров анкерования.

### Библиографический список

1. Методическое руководство по укреплению угленосных массивов химическим анкерованием / ИГД им. А.А. Скочинского. – М.: 1987. – 39 с..
2. Гердвилис С.А. Исследование деформационных свойств химического анкера// Сб. науч. тр. "Технология очистных работ на угольных шахтах разрабатывающих тонкие пласты, ДонУГИ, Донецк: 1980. С. - 78 - 81.
3. Касьян С.И. Обоснование параметров упрочнения неустойчивой кровли химическим анкерованием на сопряжениях лав с повторно

используемыми выработками// Сборник научных трудов. - Алчевск: 2009, вып. № 28. – С. 116 - 124.

4. ПК ЛИРА, версия 9. Программный комплекс для расчёта и проектирования конструкций. Справочно-теоретическое пособие под ред. Академика АИН Украины А.С. Городецкого. К.-М.: 2003. – 464 с.

5. Кизияров О.Л. Модель для исследования параметров технологии комбинированного упрочнения кровли в лавах// Сборник научных трудов. - Алчевск: 2004, вып. № 18. – С. 87 - 91.

6. Патент України 22615, МПК(2006) E 21 D 20/00. Спосіб зміцнення безпосередньої покрівлі від обвалювання. М.К. Клишин, С.І. Касьян, О.Л. Кизияров, К.З. Скляпович. № и200612763; Заявл. 04.12.2006; Опубл. 25.04.2007.

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

*Шабельников С.И.*  
(Краснодонский факультет ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)

## ОСОБЕННОСТИ МАЛОАМПЛИТУДНОЙ ТЕКТониКИ КРАСНОДОНСКОГО УГЛЕННОГО РАЙОНА

*Стаття присвячена визначенню щільності тектонічної порушеності вугільних пластів і гірських порід північної зони мілкої складчатості Донбасу в Краснодонському геолого – промисловому районі по даним гірничих виробок. Показано, що на основі щільності порушень вугленосного масиву визначаються закономірності формування та розташування малоамплітудних тектонічних розривів вугільних пластів, що надає можливість прогнозування небезпечних зон ведення в підземних гірничих виробок.*

**Ключові слова:** малоамплітудні тектонічні розриви, тектонічна порушеність, скид, насув, коефіцієнт порушеності, прогнозування.

*Статья посвящена определению плотности тектонической нарушенности угольных пластов и горных пород северной зоны мелкой складчатости Донбасса в Краснодонском геолого-промышленном районе по данным горных выработок. Показано, что на основе плотности нарушений угленосного массива определяются закономерности формирования и расположения малоамплитудных тектонических разрывов угольных пластов, что предоставляет возможность прогнозирования наличия опасных зон в подземных горных выработках.*

**Ключевые слова:** малоамплитудные тектонические разрывы, тектоническая нарушенность, сброс, надвиг, коэффициент нарушенности, прогнозирование.

В настоящее время большая часть добычи угля в Донецком бассейне приходится на механизированные лавы на пологих падениях угольных пластов и незначительная часть добычи – на очистные забои крутопадающих пластов. Необходимо учитывать тот факт, что большая часть горных работ проводится на выбросоопасных пластах, а зоны дизъюнктивных геологических нарушений, при их пересечении горными работами, являются опасными не только по обрушению горных пород, но и опасными по внезапным выбросам угля и газа.

В этой связи оценка изменения степени тектонической нарушенности угольных пластов приобретает особую важность для планирования и безопасного ведения очистных и подготовительных горных работ [1].

Оценка уровня тектонической нарушенности угольных пластов проводилась на основании количественного и качественного анализа геологической документации горных выработок угледобывающих предприятий Краснодонского геолого-промышленного района.

Краснодонский угленосный район расположен в границах мелкой складчатой зоны северной окраины Донецкого бассейна. Его площадь составляет  $1200 \text{ км}^2$ . Среднеамплитудная (амплитуда разрывов Н – 10-100 м) и крупноамплитудная (Н более 100 м) тектоника достаточно полно освещена в геологических отчетах о разведке участков и шахтных полей. Однако геологоразведочные данные имеют малую разрешающую способность и разрывы с амплитудами до 10 м практически не могут быть выявлены на стадии геологоразведочных работ, что затрудняет их прогнозирование и, как следствие, обеспечение безопасного ведения работ в опасных зонах на стадии подготовительных и очистных работ.

Изучение малоамплитудной тектонической нарушенности по Краснодонскому угленосному району проводилась в пределах свит:

- $C_2^3$  – пласт  $h_{10}^6$ , глубина ведения очистных работ составляет 320 – 640 м (шахта «Ореховская»);
- $C_2^4$  – пласт  $i_3^1$ , глубина ведения очистных работ составляет 430 – 520 м (шахта «Ореховская»), 215 – 750 м (шахта «50-летия СССР»), 648 – 1200 м (шахта «Суходольская–Восточная»), 30 – 220 м (шахта «Краснодарская - Южная»);
- $C_2^5$  – пласты  $k_2$ ,  $k_2^H$  и  $k_2^B$ ,  $k_5^H$ . Глубина ведения очистных работ в пределах этих пластов составляет ( $k_2$ ,  $k_2^H$  и  $k_2^B$ ) 270 – 970 м (шахта «Молодогвардейская»), 800 – 1200 м (шахта «Самсоновская–Западная»), 300 – 600 м (шахта «Дуванная»), 200 – 600 м (шахта «50-летия СССР»), по пласту  $k_5^H$  глубина ведения очистных работ составляет 220 – 740 м (шахта «Дуванная») и 580 – 1100 м (шахта им.Н.П. Баранова);
- $C_2^6$  – пласт  $l_2^1$  (шахта «Суходольская 1»);

Всего проанализировано 5 шахтопластов, в пределах которых в интервалах глубин от 30 до 1200 м выявлено и задокументировано 975 малоамплитудных дизъюнктивных тектонических нарушений. Распределение площадей отработанного пространства по интервалам глубин приведены в таблице 1.

Для определения интенсивности малоамплитудной разрывной нарушенности был применен показатель плотности проявления разрывов  $k_{нл}$ ;

$$k_{нл} = \frac{n}{S}, \quad (1)$$

где  $n$  – число малоамплитудных разрывов;

$S$  – площадь отработанного пространства ( $\text{км}^2$ ).

Таблица 1 – Распределение площадей отработанного пространства по интервалам глубин

№ п/п	Название предприятий	Свита	Пласт	Глубина отработки, м											
				0- 100	101- 200	201- 300	301- 400	401- 500	501- 600	601- 700	701- 800	801- 900	901- 1000	1001- 1100	1101- 1200
				Площади отработки, км <sup>2</sup>											
1	Суходоль-ская - 1	C <sub>2</sub> <sup>6</sup>	<i>l</i> <sub>2</sub> <sup>1</sup>	0,2	0,8	1,1	1,2	0,8	0,9						
2	Н.П.Барако-ва	C <sub>2</sub> <sup>5</sup>	<i>k</i> <sub>5</sub> <sup>н</sup>					1,4	1,4	1,5	3,36	0,54			
3	Дуванная				0,51	0,34	0,85								
4	Суходольская.- Восточная		<i>k</i> <sub>2</sub>							0,5	0,58				
5	Дуванная					0,4	0,44	0,42	0,54						
6	50-летия СССР						0,9	1,1	1,9						
7	Самсо- Западная										0,6	0,4	1	0,52	1,08
8	Молодо- гвардейская					0,6	2,8	0,65	0,15						
9	50-летия СССР	C <sub>2</sub> <sup>4</sup>	<i>i</i> <sub>3</sub> <sup>1</sup>							3,6	4,2				
10	Суходольская.- Восточная										4,5	0,2	0,6	0,1	
11	Ореховская						0,5	0,7	1,1	0,9					
12	Молодо- гвардейская							3,5	4,3						
13	Краснодар- ская-Южная			0,06	0,04	0,02									
14	Ореховская	C <sub>2</sub> <sup>3</sup>	<i>h</i> <sub>10</sub> <sup>6</sup>				0,14	0,14	0,15						
	Всего	54,23		0,26	1,35	2,46	6,83	8,71	10,44	6,5	13,24	1,14	1,6	0,62	1,08

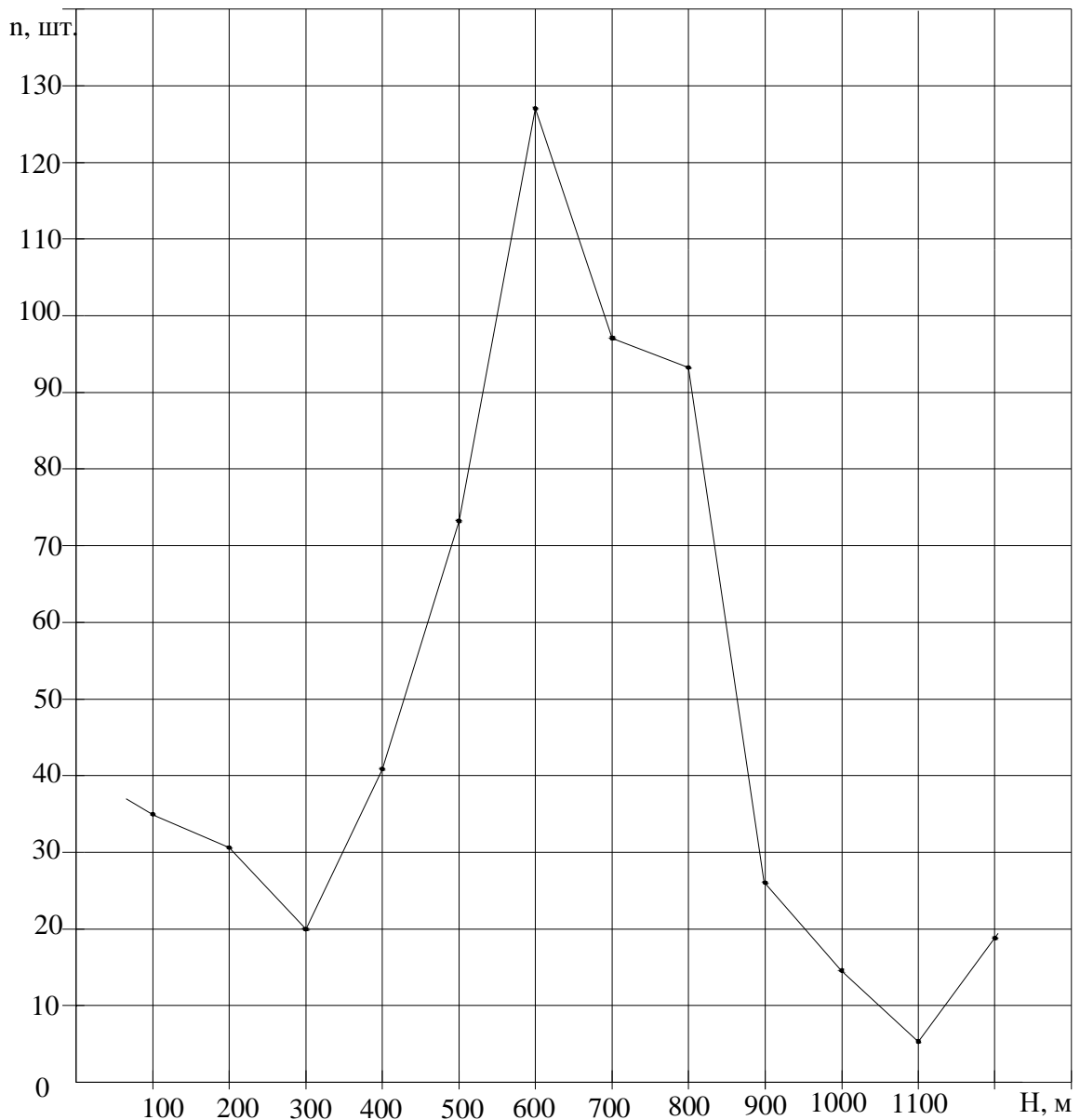
Число малоамплитудных разрывов и площадь отработанного пространства определялись по данным планов горных работ. Плотность проявлений малоамплитудной разрывной нарушенности рассчитывалась отдельно для сбросов, надвигов и для всех разрывов, не включая разрывы с неустановленным морфологическим типом. Данные о распределении малоамплитудных дизъюнктивных нарушений по интервалам глубин приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Распределение малоамплитудных дизъюнктивных нарушений по интервалам глубин

Глубина Н, м	Количество надвигов	Количество сбросов	Прочие на- рушения	Общее количество нарушений
≤100	18	10	7	35
100-200	14	6	11	31
200-300	8	1	12	21
300-400	22	1	18	41
400-500	47	4	22	73
500-600	59	11	58	128
600-700	44	29	24	97
700-800	72	16	5	93
800-900	18	9	0	27
900-1000	11	4	0	15
1000-1100	2	4	0	6
1100-1200	9	7	3	19
Σ	324	102	160	586

Анализ распределения малоамплитудных дизъюнктивных нарушений по интервалам глубин показал, что среднее их количество в интервалах глубин от 30м до 300м и от 600м до 1100м уменьшается, а в интервалах 300 – 600 м и >1100 м отмечено увеличение нарушений. Причем максимальное число нарушений приходится на интервал глубин от 500м до 600м, что свидетельствует о более высокой тектонической активности в этих интервалах. Увеличение и снижение уровня тектонической нарушенности происходит практически по линейной зависимости. График зависимости изменения количества малоамплитудных дизъюнктивных нарушений с глубиной показан на рисунке 1.

Аналогичная зависимость установлена при изучении изменения протяженности и амплитуды дизъюнктивных нарушений в интервалах глубин от 30 до 1200м. Графики зависимости изменения протяженности и амплитуды нарушений с глубиной показаны на рисунках 2,3.



n, шт. - количество малоамплитудных дизъюнктивных нарушений на 100 м глубины залегания.

H, м - глубина от поверхности земли.

Рисунок 1 - График зависимости изменения количества малоамплитудных дизъюнктивных нарушений с глубиной по данным горных работ

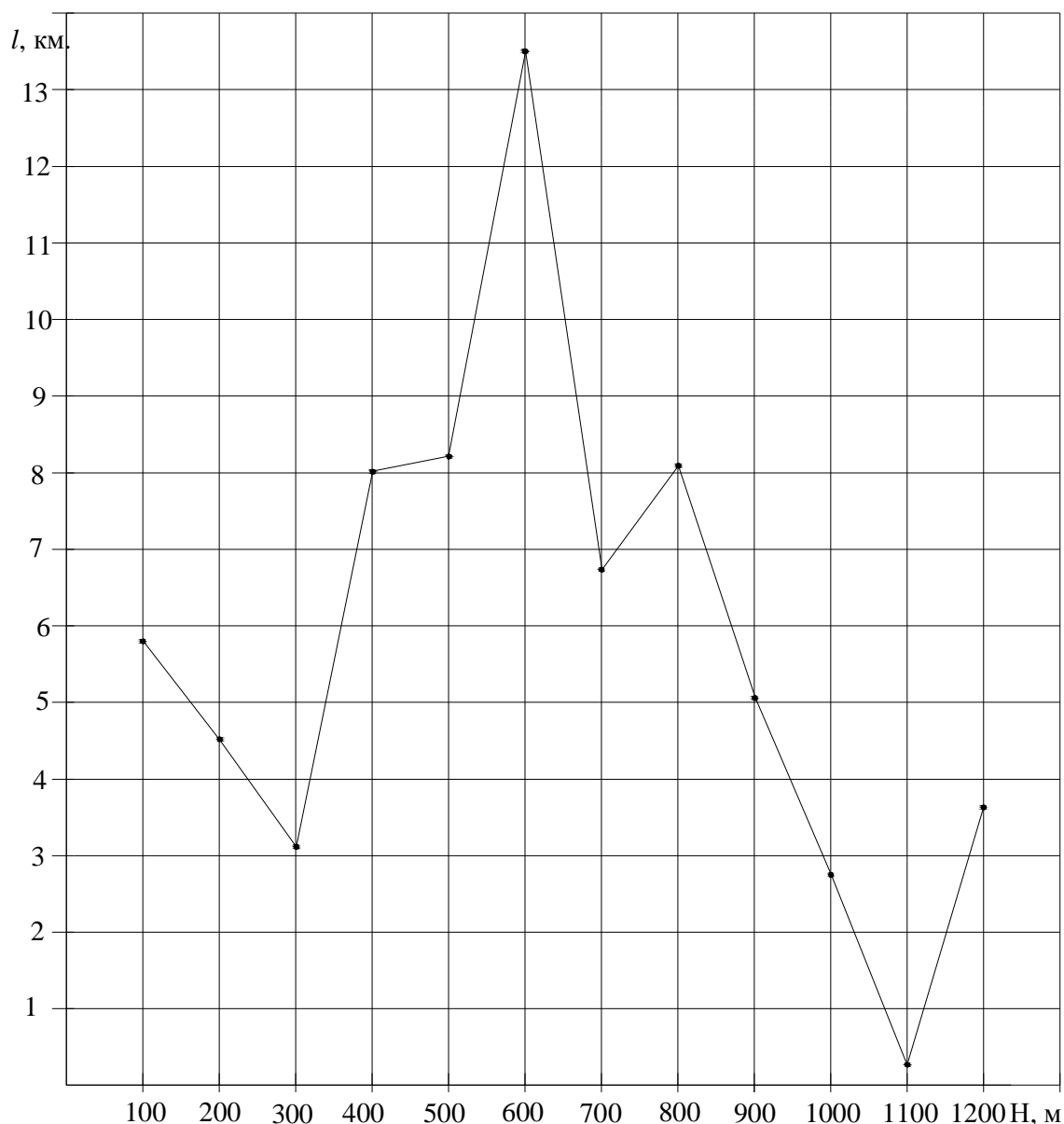
Интенсивность малоамплитудной нарушенности оценивалась при помощи коэффициента нарушенности  $k_n$  [2]

$$k_n = \frac{\sum h \cdot l}{S}, \quad (2)$$

где  $\sum h \cdot l$  – сумма произведений амплитуд на длину разрыва;

$S$  – отработанная площадь.





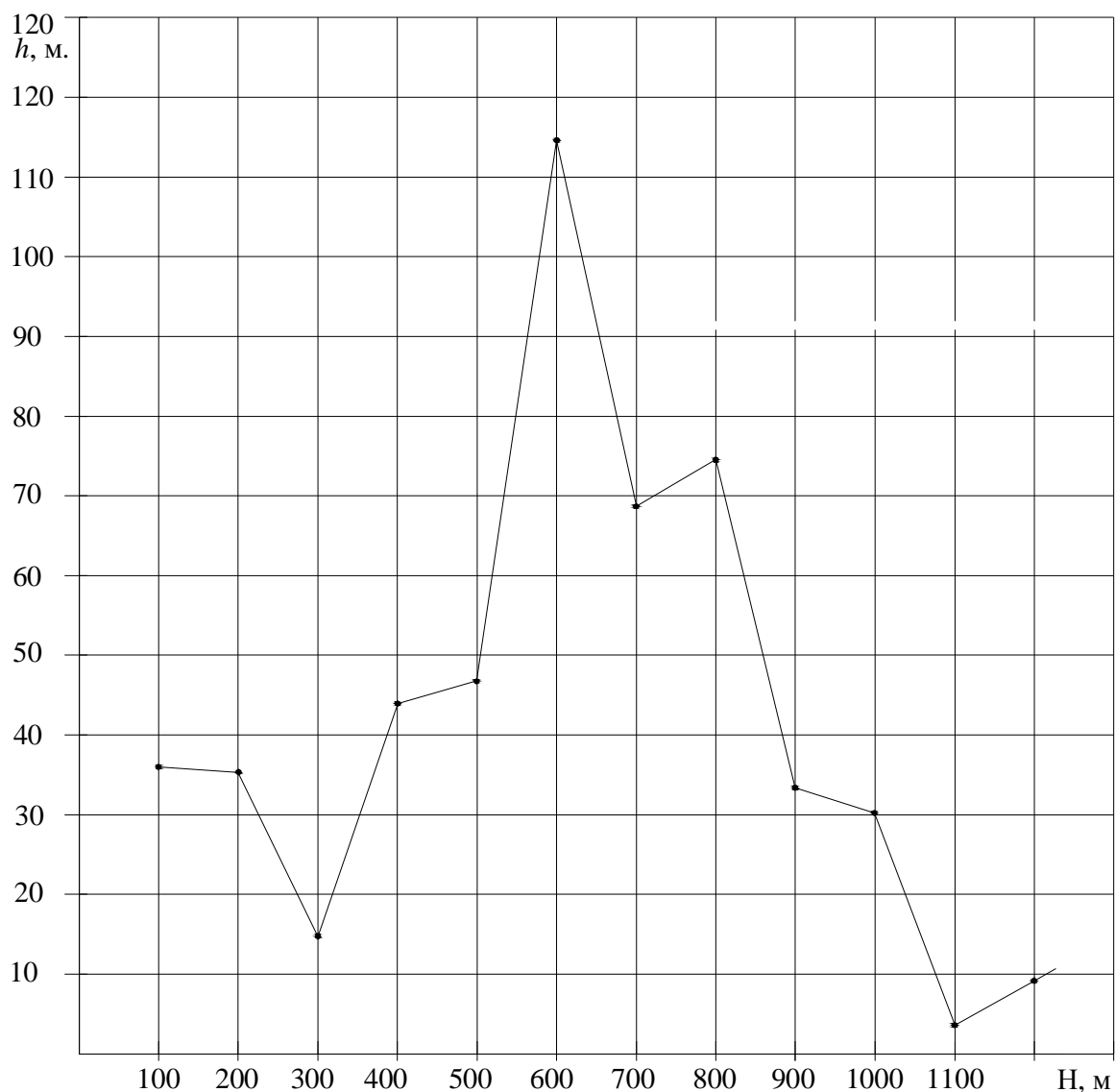
$l$ , км. - протяженность малоамплитудных дизъюнктивных нарушений на 100 м глубины залегания.

$H$ , м - глубина от поверхности земли.

Рисунок 2 - График зависимости изменения протяженности малоамплитудных дизъюнктивных нарушений с глубиной по данным горных работ

Коэффициент нарушенности  $k_n$  определялся по выработанному пространству в пределах окружности радиусом 500м. [3].

Установлено, что тенденция изменения тектонической активности с глубиной, а именно снижение количества, протяженности, амплитуд дизъюнктивных нарушений от более высоких значений в приповерхностных интервалах 30 – 100м к более низким в интервалах 100 – 300м и



$h$ , м. - суммарная амплитуда дизъюнктивных нарушений на 100 м глубины залегания.

$H$ , м - глубина от поверхности земли.

Рисунок 3 - График изменения уровня тектонической нарушенности с глубиной по данным горных работ

600 – 1100м, а также увеличение значений этих показателей в интервалах 300 – 600м и 1100 – 1200м подтверждается при расчете коэффициента нарушенности  $k_n$ .

Результаты проведенного анализа сведены в таблицу 3.

Таблица 3 – Изменение горно-геологических параметров с глубиной

Н, м	Количество нарушений, n	протяженность нарушений, м	Суммарная амплитуда нарушений, $\Sigma h$ , м	Площадь отработки, S, км <sup>2</sup>	Коэффициент плотности проявления разрывов, $k_{пл}$	Коэффициент нарушенности $k_n$
≤100	35	5941	37,41	0,26	134,62	0,85
100-200	31	4670	36,70	1,35	22,96	0,13
200-300	21	3066	15,25	2,46	8,54	0,02
300-400	41	8020	43,00	6,83	6,00	0,05
400-500	73	8280	46,84	8,71	8,38	0,04
500-600	128	13546	115,41	10,44	12,26	0,15
600-700	97	6910	69,08	6,5	14,92	0,07
700-800	93	8018	75,44	9,34	9,96	0,06
800-900	27	5005	33,60	4,5	6,00	0,04
900-1000	15	2854	30,05	2,14	7,01	0,04
1000-1100	6	326	4,25	0,69	8,70	0,002
1100-1200	19	3700	9,05	1,01	18,81	0,03
Σ	586	70336	516,08	54,23	10,81	0,67

Ранее, при исследовании малоамплитудной тектонической нарушенности глубоких горизонтов шахтных полей Алмазно-Марьевского, Селезневского, Донецко-Макеевского угленосных районов [4–5] было отмечено увеличение тектонической активности в интервалах глубин 700 – 800 м.

На основании вышеизложенного можно сделать вывод о том, что максимальная степень нарушенности угленосной толщи в интервале 500 – 600 м является характерной особенностью Краснодонского угленосного района, которая может быть использована при прогнозировании интенсивности нарушенности с глубиной.

### Библиографический список

1. Козлов С. С. Закономерности развития малоамплитудных разрывов в угольных пластах / С. С Козлов, В Ф. Приходченко // Уголь Украины - 1988. - №10. - С. 43.

2. Приходченко В.Ф. Методы прогноза малоамплитудных разрывов угольных пластов и пути их совершенствования. АН УССР, ин-т

геотехн. механики. - Днепропетровск, 1990. - 30 с. - Деп. во ВНИТИ 24.05.90, № 2856-В90.

3. Приходченко В.Ф. Региональные особенности развития малоамплитудных разрывов угленосной толщи Донбасса // Геология уг. месторождений, межвуз. сборник. - Екатеринбург. - 1996.- С. 139-145.

4. Шкурский Е.Ф. Прогноз малоамплитудной тектонической нарушенности глубоких горизонтов шахтных полей Алмазно-Марьевского угленосного района Донбасса: Автореф. дисс. канд. геол.-мин. наук: 04.00.16 / ДГИ. - Днепропетровск. -1976.-С. 18.

5. Шкурский Е.Ф., Лисица В.Е. Прогнозирование пространственной ориентировки и амплитуд малоамплитудных тектонических разрывов угольных пластов по размерам их сместителей (на примере Селезневского и Алмазно-Марьевского угленосных районов Донецкого бассейна) //Сборник научных трудов ДГМИ вып.10 - Алчевск. -1999.-С. 20 – 24.

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

# **МЕТАЛЛУРГИЯ**



*Dr. Lutsenko V.A., Ph.D. Borovik P.V.,  
Dr. Zablodskiy N.N., Ph. D. Kuberskiy S.V.,  
(DonSTU, Alchevsk, Ukraine)  
Ph.D. Csizmadia J., Ph.D. Csepeli Zs.,  
Ph.D. Gonda V.  
(College of Dunaujvarosh, Dunaujvarosh, Hungary)*

## **DEVELOPMENT OF MATHEMETICAL MODELLING FOR HOT ROLLING OF CONTINUOUS-CASTED SLABS**

*Наведене описання кінцево-елементної математичної моделі процесу гарячої прокатки безперервнолитих слябів. Модель дозволяє враховувати неоднорідність механічних властивостей матеріалу по його перетину, котра обумовлена існуванням лікваций, й може бути використана при вивченні напружено-деформованого стану сляба і розробці рекомендацій з метою зниження ймовірності виникнення дефектів під час прокатки.*

**Ключові слова:** математична модель, ліквация, напружено-деформований стан.

*Дано описание конечно-элементной математической модели процесса горячей прокатки непрерывнолитых слябов. Модель позволяет учитывать неоднородность механических свойств материала по его сечению, обусловленную наличием ликваций, и может быть использована при изучении напряженно-деформированного состояния сляба и разработке рекомендаций с целью снижения вероятности возникновения дефектов при прокатке.*

**Ключевые слова:** математическая модель, ликвация, напряженно-деформированное состояние.

**A problem and its connection with scientific and practical tasks.** Nowadays, considering a number of advantages, a process of continuous steel casting has obtained a wide spread and fast development. But one disadvantage greatly influencing the quality of continuous casting slab is liquation. The heart of the problem is irregular growth speed of columned crystals at various areas of slab cross-section. So, in finally crystallized ingot there can appear sink (shrink) microholes, and close to them there can be areas of both positive and negative liquation.

Irregular distribution of chemical elements along the cross section of continuous casting slab results in anisotropy of its mechanical properties that increases the probability of defects depending on technology of the process.

**Analysis of the latest achievements and publications.** In spite of the great number of carried investigations and tremendous volume of information there is lack of existing knowledge for reliable control for crystallization and liquation processes in continuous casting slab. As numerous researches indicate the main factors which influence the liquation are casting and cooling speed of slab as well as its dimensions. Meanwhile depending on steel grade such impact can have conflictive character [1-4].

As far as it's impossible to exclude entirely the distribution unevenness of chemical elements in continuous casting slab then it's necessary to consider that fact when investigating the draft mode on the rolling machines. But, existed mathematical models of stress and strain state for continuous casting slabs are based upon hypothesis on uniform distribution of chemical elements over entire slab volume [5-7], that decreases the opportunity of their application and the adequacy of given results.

**Setting the task.** Aim of such work was development of mathematical model on the base of finite elements method for determining the stress and strain state during hot rolling process considering the existing liquations.

**Presentation of the paper content and the results.** Having based upon method of finite elements widely used in mechanics of deformed body [8-11], it was designed the mathematical model. On the analogy of the work [11] the model describes both transitional and steady condition of rolling process of continuous casting slab. Considering the fact that there is a presence of great number of deformations when describing the deformed area it was used the Lagrange approach using ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian) adaptation of mesh [11-13], which allows getting more precise result at minimum expenses.

The model contains one fourth part and consists of non-deformed (absolutely flexible) roll and deformed beam (fig. 1 a). Beam's mesh consists of isoparametric hexahedral linear elements with eight point and reduced integration [11], which have properties of entire deformed environment. A roll is modeled like analytical rigid non-deformed cylindrical surface. Symmetrical boundary conditions are placed onto the right (surface at  $Z=0$ ) and lower (surface at  $Y=0$ ) surfaces of beam (fig. 1 б).

Friction between contacting surfaces of beam and roll simulate the Coulomb's law. Meanwhile the friction index is constant and characterizes the relationship between the contact pressure and equivalent tangential (contact) stress.



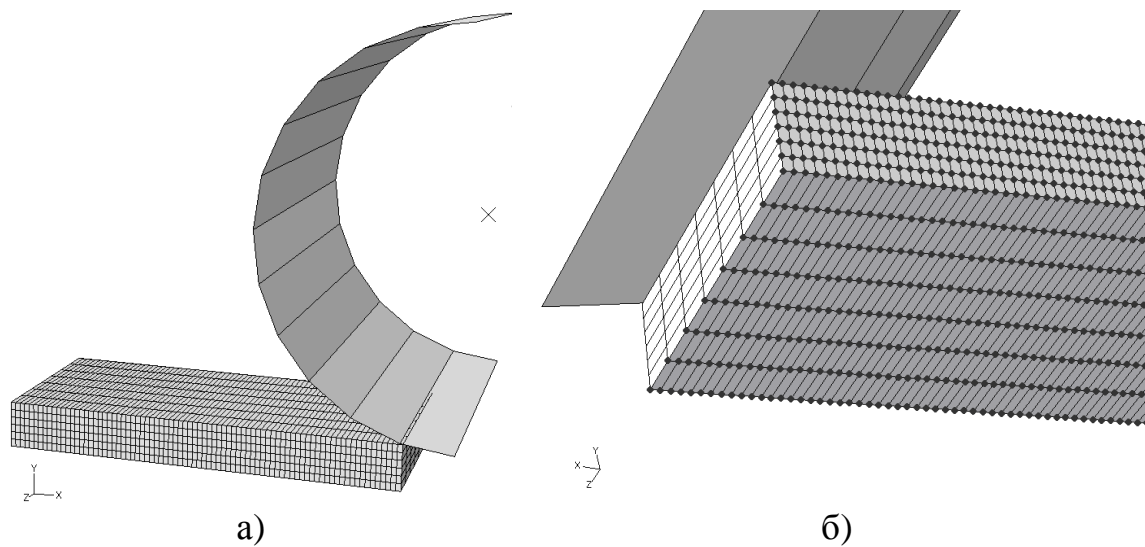


Figure 1 – Initial configuration of the model (a)  
and a surface of symmetry (б)

Cylinder axis is limited on moving in all three planes and is allowed to turn only around the axis Z. During mathematical realization the roll gets constant angle speed.

To initialize contact between a roll and a beam the latter gets initial linear speed in X direction.

Material is modeled like elasto-plastic with isotropic hardening. Mechanical properties of the material are presented as dependence of yield plastic stress from conditions of rolling process and fields of distribution of chemical elements.

$$\sigma_S = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T, F_1 \dots F_{12}), \quad (1)$$

where  $\varepsilon$  and  $\dot{\varepsilon}$  – respectively strain and strain rate;

$T$  – temperature of deformation;

$F_1 \dots F_{12}$  – percent content of chemical elements at the cross section of slab (maximum number of variables 12).

To obtain numbering values  $\sigma_S$  from expression (1) in model the well-known analytical dependences of Andreyuk-Tyulenev were used [14]. A sample of initial field of distribution one of the chemical elements is given at fig 2.

Mathematical calculations are finished when stable state of rolling process is achieved, that is accepted a such one under condition, that criteria, determining it reach their set values with certain (or set on default) accuracy. As the criteria of stable state one can use the standards – plastic strain, spread, force and a moment norms of a plane of elements. The exit plane for

each norm is defined as the plane passing through the center of the roller with the normal to the plane coincident with the rolling direction.

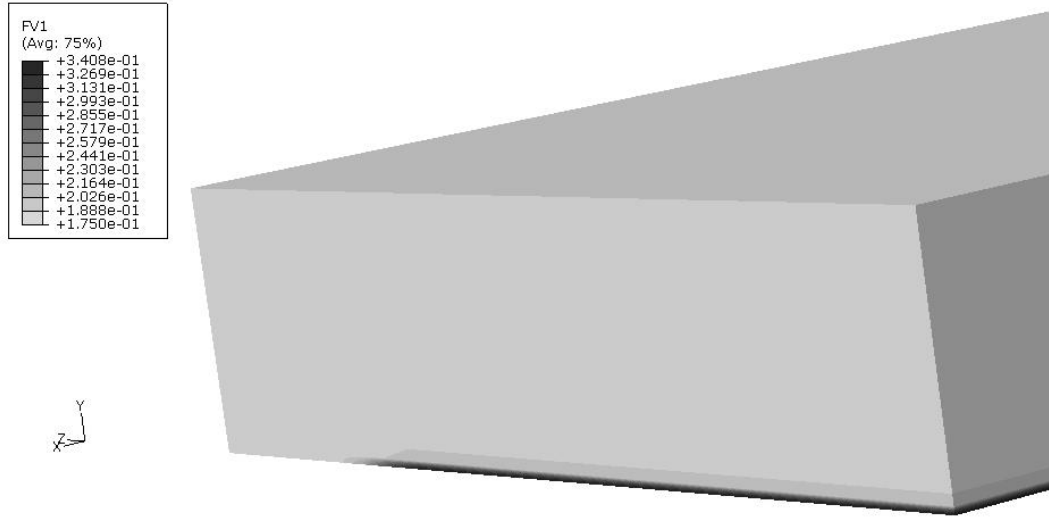


Figure 2 – A sample of initial distribution field of one of the chemical elements

For estimation the probability of occurring possible defects use the ductility curves, which give the relation between the equivalent plastic strain at fracture  $\bar{\varepsilon}_f^p$  and the index of tensely state  $k$ . Index of tensely state is determined by ratio of hydrostatic pressure  $\sigma_h$  to equivalent Mises stress  $\sigma_{eq}$ :

$$k = \sigma_h / \sigma_{eq} . \quad (2)$$

For estimation of operation ability of the model it was necessary to get the solution, which could be applied for estimating the stress-deflected state of slab during rolling process and to compare it with known solutions.

As simulating sample we used steel grade 17Г1С. Meanwhile the initial thickness of rolled slab was 230 mm and width 900 mm. roll's diameter is 1000 mm. Angle roll's rotation speed is  $- 8 \text{ sek}^{-1}$ . Initial speed of slab  $- 4 \text{ m/sec}$ . Friction index  $\mu=0,4$ . Drafting schedule modeling is 30 mm.

Changing factors of stable state are given at figure 3. From given dependences and analysis of results obtained the stable state is achieved at  $\approx 0,0931 \text{ sec}$  of rolling process, and calculations stop at  $\approx 0,095 \text{ sec}$  of rolling process.

Analysis of the deformation and strain distribution fields obtained during mathematical modeling has shown the sufficient integrity level of obtained results comparing with known solutions [15], which show the ade-

quacy of developed finite-element mathematical model. In its turn this shows the possibility of its using for investigating stress and strain state of slab during hot rolling considering uneven distribution of chemical elements over the section of continuous casting slab.

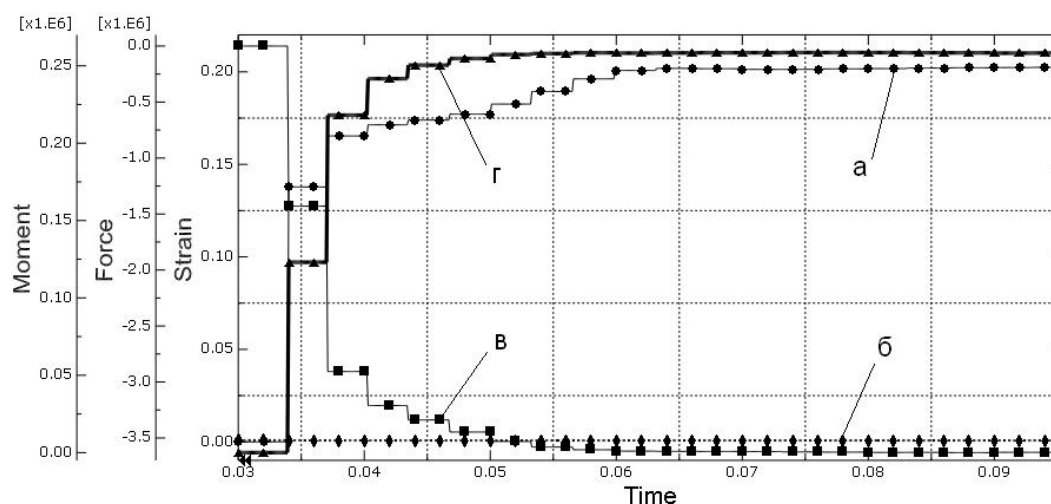


Figure 3 – Dependences of changing the criteria of stable state: norms – for equivalent plastic strain (a); location of elements' surface (b); force (B) and moment (r)

**Conclusions and further investigations.** Requirement in development of mathematical hot rolling modeling of continuous casting slabs is caused by the necessity to study its stress and strain state during rolling process that allows prognostication of probable occurrence of defects subject to liquations.

For the first time developed finite-element model of slab's hot rolling process allowed to consider the unevenness of mechanical properties of material over its cross-section caused by liquations.

Mathematical model can be used when study the influence of liquation onto stress and strain state of slab at hot rolling process aimed at development of technological conditions allowing to decrease the defects occurrence.

Considering, that for the present day new steel grades being produced by iron-and-steel industry and which meet higher requirements, while known calculation methods of mechanical properties of material have limited range of application on temperature and chemical composition, then there is a necessity to carry out additional experimental researches of mechanical properties of the material. Realization of such kind of investigations is possible using the physical simulator Gleeble® in the laboratory of Dunaujvarosh College within the frames of Ukrainian-Hungarian scientific cooperation. Application of the results of these investigations will promote spreading the opportunities of developed mathematical model and to increase the accuracy and value of calculations.

## Bibliography

1. Дюдкин Д. А. *Качество непрерывнолитой стальной заготовки*. – К.: Техника, 1988. – 253 с.
2. *Атлас дефектов стали*.: Пер. с нем.— М. : Металлургия, 1979.— 188 с.
3. Дюдкин Д. А., Хохлов С. В., Кондратюк А. М. Анализ причин образования угловых трещин в непрерывнолитых плоских заготовках // *Сталь*. — 1986. — № 2.— С. 36—39.
4. Alberny R. *Presentation de la coulee continue* // *Revue de Metallurgie* — CIT.— 1980.— No. 7.— S. 581—597.
5. Математическое моделирование прокатки непрерывно-литого слитка из стали ШХ15 на стадии неполной кристаллизации его сердцевины / А. А. Миленин, Х. Дыя, А. Б. Стеблов и др. // *Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении: С. Науч. Тр.: - ДГМА. Краматорск.- 2000.- с. 178-183.*
6. Смирнов Е.Н., Григорьев, Передереев В.В., Скляр В.А. Теоретический CAD/CAE анализ теплового состояния непрерывнолитого бляма в зоне мягкого обжата// Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Зб. наук. пр. – ДДМА, Краматорськ, -2004.- с. 656-661.
7. Смирнов Е.Н., Скляр В.А. Моделирование и исследование особенностей процесса деформирования непрерывнолитой заготовки с дефектом формы «ромбичность»//Наукові праці ДонНТУ.- випуск 10 (141).- Донецьк.-2008.-с. 149-157.
8. Зенкевич О. Конечные элементы и аппроксимация / О. Зенкевич, К. Морган. – М. : Мир, 1986. – 318 с.
9. Кузьменко В. И. Решение на ЭВМ задач пластического деформирования / В. И. Кузьменко, В. Ф. Балакин. – Киев : Техніка, 1990. – 136 с.
10. Миленин А. А. Исследование численных свойств алгоритмов метода конечных элементов применительно к трехмерным задачам обработки металлов давлением / А. А. Миленин // *Изв. РАН. Сер. Металлы*. – 1998. - №5. – С. 33-37.
11. ABAQUS, Version 7.6 Documentation. TESIS Ltd. 2007.
12. Rodriguez-Ferran A., Perez-Foguet A. and Huerta A. Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) formulation for hyperelastoplasticity. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 2002; 53(8):1831–1851.
13. Armero F. and Love E. An arbitrary Lagrangian-Eulerian finite element method for finite strain plasticity. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 2003; 57(4):471–508.
14. Коновалов Ю.В., Остапенко А.Л., Пономарев В.И. Расчет параметров листовой прокатки. Справочник. М. Металлургия, 1986. 430с.
15. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. М. Металлургия 1970. 358 с.

*д.т.н. Новохатський О.М., Михайлюк Г.Д.,  
Карпов А.В., к.т.н. Манаков В.П.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **ВПЛИВ ХІМІЧНОГО СКЛАДУ АНТРАЦИТУ НА ПОКАЗНИКИ CSR І CRI**

*Отримано й проаналізовано значення реакційної здатності (CRI) і гарячої міцності (CSR) антрациту, добытого на ряді шахт України. Визначено характер впливу хімічного складу антрациту на показники CRI й CSR.*

**Ключові слова:** *антрацит, реакційна здатність, гаряча міцність, хімічний склад.*

*Получены и проанализированы значения реакционной способности (CRI) и горячей прочности (CSR) антрацита, добытого на ряде шахт Украины. Получен характер влияния химического состава антрацита на показатели CRI и CSR.*

**Ключевые слова:** *антрацит, реакционная способность, горячая прочность, химический состав.*

### **Проблема і її зв'язок з науковими й практичними завданнями.**

Для досягнення високопродуктивної й економічної роботи доменної печі необхідно застосовувати кокс із низьким значенням реакційної здатності й високим показником гарячої міцності.

При низькому значенні реакційної здатності кокс незначно реагує з матеріалом і газом, які перебувають у доменній печі. Завдяки цьому зберігається розмір його шматків і досягається висока газопроникність стовпа шихтових матеріалів. Високий показник гарячої міцності характеризує зниження кількості зруйнованих шматків коксу, що так само сприяє збереженню високої газопроникності стовпа шихтових матеріалів.

У сучасних умовах, при постійному зростанні цін на матеріали й паливо для металургійного переділу, актуальний пошук нових, альтернативних методик заміни коксу на більш дешеве паливо. Одним з них є антрацит. Але застосування даного виду палива, незважаючи на його високий показник міцності (серед вугілля), обмежується низьким показником термостійкості. Застосування антрацитів з високим значенням термостійкості дозволить замінити ними 50 і більше кілограмів коксу на тонну чавуну.

### **Аналіз досліджень і публікацій.**

Термічну міцність антрациту визначають за ГОСТ 7714-75 [1]. Сутність методу полягає в термічній обробці вугілля в муфельній електропечі при температурі  $900 \pm 25^{\circ}\text{C}$  та випробуванні його після охолодження в лабораторному барабані з наступним визначенням виходу класу більше 13 мм.

Реакційну здатність і гарячу міцність коксу визначають у цей час за ДСТУ 4703:2006 [2].

Суть методу полягає в тому, що сухі зразки коксу певного розміру й походження взаємодіють із вуглекислим газом у реторті при заданій підвищеній температурі протягом певного проміжку часу. Два показники, реакційна здатність (CRI) і гаряча міцність коксу (CSR) визначаються з використанням коксового залишку, що прореагував.

CRI - втрата, у відсотках, маси коксу після реакції з діоксидом вуглецю з утворенням оксиду вуглецю.

CSR - міцність залишку коксу після реакції з діоксидом вуглецю під час випробування CRI, що визначена як відсоток проби, яка залишилася на ситі 10 або 9,5 мм після випробування на міцність в барабані, що обертається.

Випробування роблять у наступному порядку:

- нагрівають піч до температури, при якій розміщена в ній реакційна реторта із пробой досягне температури, рівної  $1100 \pm 3^{\circ}\text{C}$ ;

- перед розміщенням в електричній печі реакційної реторти в неї засипають навішення, щоб термопара розміщалася вертикально в центрі проби. Перед розміщенням у печі реакційну реторту продувають азотом протягом 5 хвилин;

- реакційну реторту в печі розміщують так, щоб центр коксового засипання перебував у центрі зони нагрівання, і нагрівають пробу до  $1100 \pm 3^{\circ}\text{C}$  протягом 40 хвилин в атмосфері азоту;

- як тільки температура проби досягне  $1100 \pm 3^{\circ}\text{C}$ , реакційну реторту витримують 10 хвилин в атмосфері азоту, а потім переходять на діоксид вуглецю й витримують її в цій атмосфері 120 хвилин;

### **Постановка завдання.**

Визначити залежність індексу реакційної здатності й міцності залишку антрациту після реакції від його хімічного складу.

### **Виклад матеріалу і отримані результати.**

З метою забезпечення більшої показності результатів і можливості їхнього порівняльного аналізу із характеристиками коксу, для дослідження властивостей антрациту була обрана методика визначення показників CRI й CSR [2]. Проби антрациту для досліджень, були відібрані безпосередньо з рудного двору доменного цеху. Хімічний склад проб представлений у таблиці 1.

Таблиця 1 - Хімічний склад проб антрациту

Постачальник	Зола, %	Волога, %	Л.р., %	Сірка, %
Софія Бродська	9,7	4,6	3,1	2,3
Червоний Луч	6,8	5,5	3,5	1,32
Червоний Луч	7,1	4,8	4,8	2,1
Червоний Луч	8,2	6,1	4	1,28
Дар'євка	7,4	5,5	5	2,35
Постіково	7,9	4,2	4,2	2,1
Ровеньки-Антрацит	2,3	4,5	1,15	1,15
Ровеньки-Антрацит	6,8	4,2	3,8	1,6
Ровеньки-Антрацит	7	4,9	4,7	1,99
Лобовські копалини	5,5	3,6	3,8	1,56
ЦЗФ Нагольчанська	3,7	4,7	3,6	1,1
ЦЗФ Нагольчанська	5,7	4,5	4,3	1,9

Для кожної із представлених проб визначення показників CRI, CSR було зроблено чотири рази. Результати представлені в таблиці 2.

Таблиця 2 - Результати випробувань проб антрациту, %

Постачальник	Значення показників за результатами випробувань							
	1		2		3		4	
	CRI	CSR	CRI	CSR	CRI	CSR	CRI	CSR
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Софія Бродська	31,69	20,29	38,6	22,52	34,6	21,9	37,2	21
Червоний Луч	36,52	29,43	43,3	19,75	38,4	26,8	41,3	27,3
Червоний Луч	34,54	14,12	39,27	14	36,5	14	39,1	14
Червоний Луч	32,65	8,28	35,15	18,65	33,9	12,6	33,9	14,7
Дар'євка	38,25	23,16	35,32	13,2	36,78	17,3	36,78	19,8
Постіково	40,38	18,91	31,74	15,42	33,8	16,7	36,7	17,9
Ровеньки-Антрацит	46,51	19,15	39,31	26,23	42,6	21,4	43,2	23,6
Ровеньки-Антрацит	39,84	18,02	41,69	27,7	40,76	21,6	40,76	23,3
Ровеньки-Антрацит	42,55	22,95	39,3	21,28	40,92	21,8	40,92	22,6
Лобовські копалини	41,33	26,94	37,5	23,28	38,4	24,3	39	25,4
ЦОФ Нагольчанська	32,1	16,79	45,24	17,92	36,55	17,2	40,6	17,7
ЦОФ Нагольчанська	40,21	24,17	42,5	29,17	41,35	25,7	41,35	26,9

Для оцінки впливу хімічного складу антрациту на його показники CRI, CSR були складені кореляційні матриці, які представлені у вигляді таблиць 3, 4.

Таблиця 3 – Кореляційна матриця результатів досліджень показника CRI

	CRI	Зола	Волога	Летючі речовини	Сірка
CRI	1,000	<b>-0,418</b>	-0,098	-0,155	<b>-0,521</b>
Зола	-	1,000	0,297	0,537	0,663
Волога	-	-	1,000	0,206	-0,083
Летючі речовини	-	-	-	1,000	0,572
Сірка	-	-	-	-	1,000

Таблиця 4 – Кореляційна матриця результатів досліджень показника CSR

	CSR	Зола	Волога	Летючі речовини	Сірка
CSR	1,000	<b>-0,412</b>	-0,247	<b>-0,532</b>	<b>-0,532</b>
Зола	-	1,000	0,297	0,537	0,663
Волога	-	-	1,000	0,206	-0,083
Летючі речовини	-	-	-	1,000	0,572
Сірка	-	-	-	-	1,000

З таблиці 3 видно, що між реакційною здатністю й вмістом золи й сірки в антрациті, спостерігається тіснота зв'язку відповідно 0,418 і 0,521. А тіснота зв'язку між гарячою міцністю й вмістом золи, летючих речовин і сірки (табл. 4) дорівнює відповідно 0,412, 0,532, 0,532. Чим ближче тіснота зв'язку до 1, тим вагоміша залежність між досліджуваними значеннями. З вище викладеного слідує, що на показник CRI найбільше впливає вміст золи й сірки у вугіллі, а на показник CSR істотно впливають вміст в антрациті летючих речовин і сірки.

Зазначені залежності відображені на рисунках 1, 2.

З рисунку 1 видно, що при збільшенні вмісту золи й сірки в антрациті показник реакційної здатності знижується. Це можна пояснити тим, що зола є баластом, що сповільнює процес горіння. Найбільш близький показник реакційної здатності до коксу має антрацит з вмістом золи 4-6% і сірки 1,0-1,7%.

З рисунку 2 видно, що термічна стійкість антрациту знижується зі збільшенням вмісту в ньому сірки й летючих речовин. Сірка в антрациті, представлена сульфідними, сульфатними й органічними сполуками, які при спалюванні вугілля виділяються у вигляді газів  $\text{SO}_2$ ,  $\text{SO}_3$ ,  $\text{H}_2\text{S}$  та ін. Утворення даних газів підвищує внутрішні напруження в шматках антрациту, що приводить до зниження їхньої міцності. Летючі представлені газами  $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2$ , вуглеводнями, сірчистим газом, парою й ін. Вплив вмісту летючих речовин антрациту на його термічну стійкість аналогічний впливу сірки.



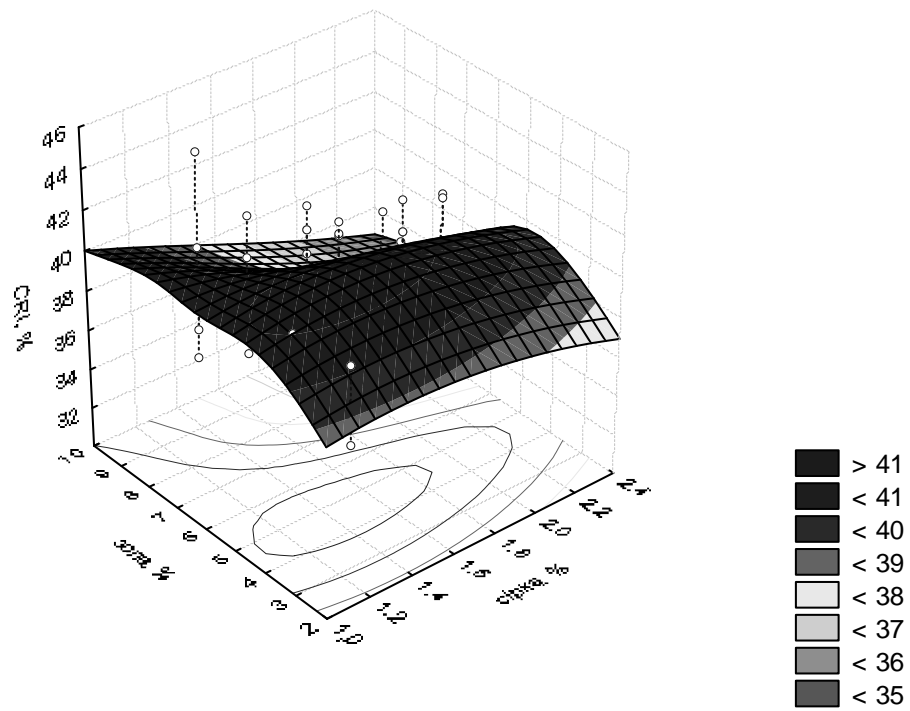


Рисунок 1 - Залежність CRI від вмісту сірки й золи в антрациті

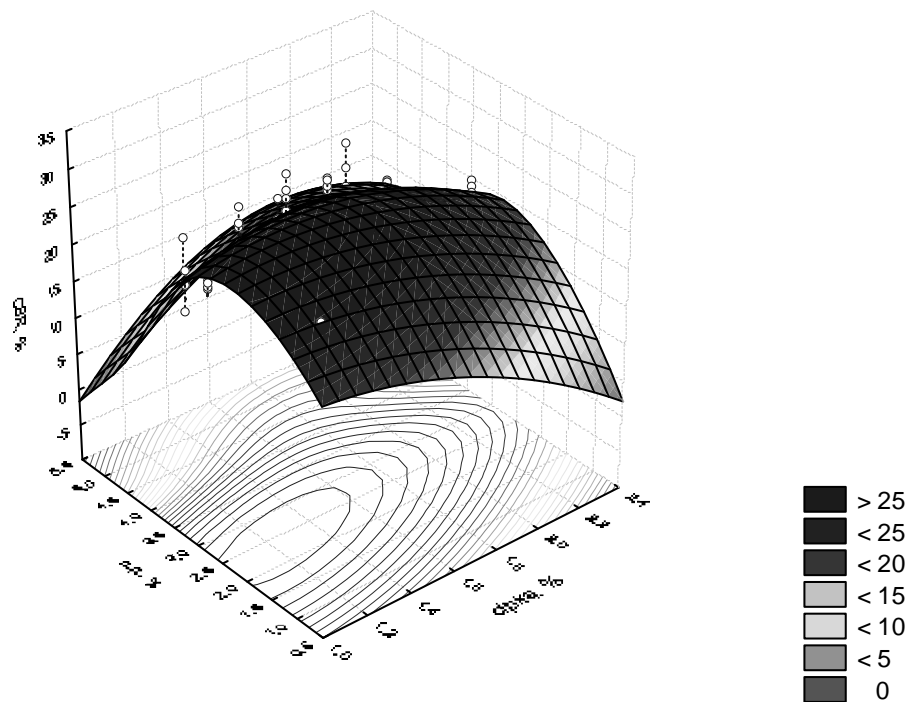


Рисунок 2 - Залежність CSR від вмісту сірки й летючих речовин в антрациті

Максимальне значення показника CSR буде досягатися при вмісті сірки 1,0-1,7% і летючих речовин 1,8-3,1%.

Співставлення характеристик антрацитів, добутих з різних шахт, показано на рисунку 3.

З рисунка 3 видно, що найменший показник реакційної здатності мають антрацити з Постіково, Софія Бродська, а найвищий - ЦЗФ Нагольчанська, Лобовські копалини.

Низький показник гарячої міцності мають антрацити наступних постачальників: Дар'євка, Постіково (рис. 3). Інші вугілля практично не відрізняються цим показником один від одного.

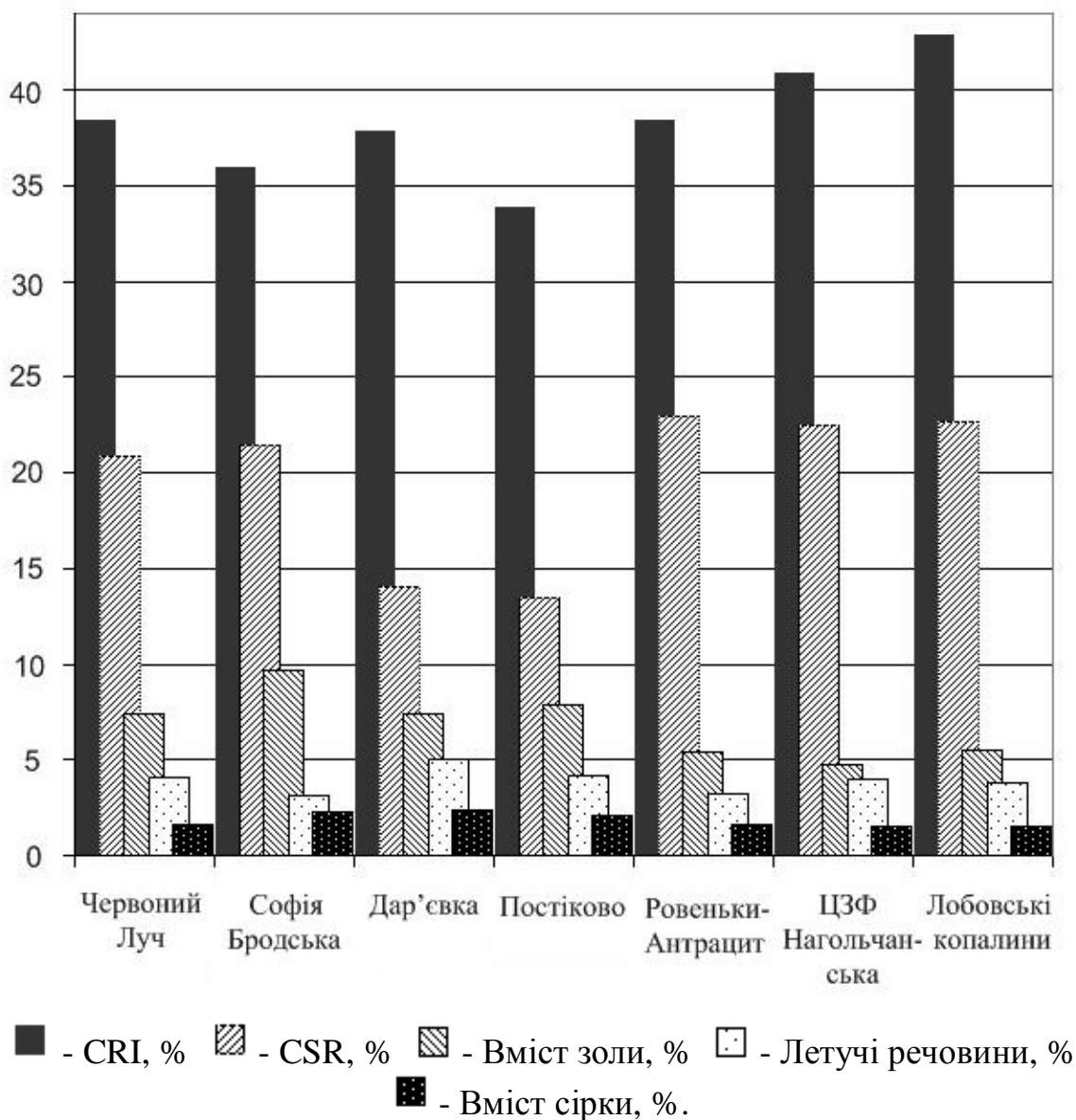


Рисунок 3 - Співставлення характеристик антрацитів, добутих з різних шахт

Для доменної плавки більше прийнятні вугілля шахт Софія Бродська й Ровеньки-Антрацит. Для вугілля цих постачальників характерні відносно низька реакційна здатність і висока гаряча міцність, що необхідно для збереження рівного ходу печі.

Кокс, вироблений у ВАТ «Алчевськкокс», має середній показник реакційної здатності 39,8% і гарячої міцності 43,12%. По реакційній здатності антрацит схожий на кокс, але по гарячій міцності вугілля гірше коксу, приблизно у два рази. Але, незважаючи на це, при виборі правильної системи завантаження антрациту, можлива ефективна заміна ним 50-ти й більше кілограмів коксу на тонну чавуну.

#### **Висновки й напрямки подальших досліджень.**

Обрано метод дослідження якості антрациту для використання його в доменній печі. Визначено значення реакційної здатності (CRI) і гарячої міцності (CSR) антрациту добутого на ряді шахт України. Отримано закономірності впливу хімічного складу антрациту на його показники CRI й CSR, відповідно до яких найбільш високим показником CRI володіє антрацит з вмістом золи 4-6% і сірки 1,0-1,7%, а максимальне значення показника CSR буде спостерігатися при вмісті сірки 1,0-1,7% і летючих речовин 1,8-3,1%. На основі показників CRI й CSR антрацитів різних шахт прийнято, що для використання в доменній печі найбільше підходять антрацити, добути на шахтах Софія Бродська й Ровеньки-Антрацит. Надалі плануються дослідження впливу структури антрациту, добутого на ряді підприємств, на його міцність, а так само застосування отриманих результатів для підвищення техніко-економічних показників доменної плавки при використанні антрациту в якості заміни-ка коксу.

#### **Бібліографічний список**

1. ГОСТ 7714-75. Угли каменные и антрацит. Метод определения термической стойкости.
2. ДСТУ 4703:2006 (ISO 18894:2006, MOD) Кокс. Метод визначення індексу реакційної здатності коксу (CRI) і міцності залишку коксу після реакції (CSR).

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Петрушовим С.М.*

*к.т.н. Дорофеев В.Н.,  
к.т.н. Куберский С.В.,  
Васильев Д.Б  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ОСОБЕННОСТИ ИЗМЕРЕНИЯ УРОВНЯ ВСПЕНЕННОГО ШЛАКА В АГРЕГАТЕ РОМЕЛТ**

*Наведені особливості методів вимірювання рівня шлаку в агрегаті Ромелт при зміні умов плавки. Запропонована схема вимірювання, що відрізняється простими умовами реалізації та забезпечує високу точність вимірювання.*

**Ключові слова:** *рівень шлаку, ЕРС, агрегат Ромелт.*

*Приведены особенности методов измерения уровня шлака в агрегате Ромелт при изменении условий плавки. Предложена схема измерений отличающаяся простотой реализации и обеспечивающая высокую точность измерений.*

**Ключевые слова:** *уровень шлака, ЭДС, агрегат Ромелт.*

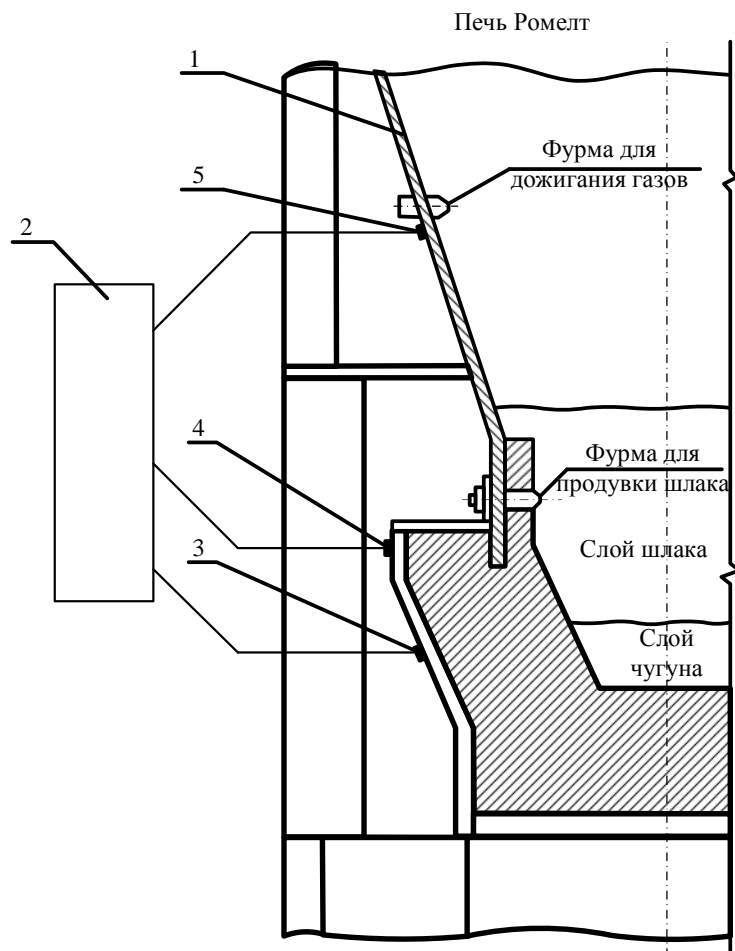
Явления жидкофазного восстановления железа в процессе Ромелт существенно отличаются от процессов восстановления железа в доменной печи и в сталеплавильных агрегатах. В доменной печи основная доля восстановительных процессов протекает в «сухой» зоне без участия шлаков. Лишь часть окислов железа восстанавливается прямым путем из расплавленных шлаков. Этот процесс идет на поверхности кусков кокса, но по другой схеме, чем в процессе Ромелт [1]. В сталеплавильных агрегатах восстановление железа идет, как правило, за счет углерода растворенного в металле. Но при всем различии в механизмах процессов восстановления железа в этих агрегатах их объединяет тот факт, что результатом окислительно-восстановительных реакций является не только восстановление железа, но и возникновение электродвижущих сил. Это приводило к возникновению электрических цепей описанных достаточно подробно в литературе [2]. Наличие электрического потенциала внутри агрегатов фиксировалось на металлических конструкциях доменной печи и сталеплавильных агрегатов.

Величина ЭДС, измеряемая на металлическом кожухе металлургических агрегатов, связана с условиями протекания окислительно-восстановительных реакций в рабочем пространстве агрегатов. Восстановление железа протекает в зоне расплавленного шлака и на границе

между ним и чугуном, т.е. в фазах обладающих хорошей электропроводностью, при этом имеется возможность передачи электропотенциала на металлический кожух агрегатов через огнеупорную кладку или гарнисаж, которые тоже обладают при высоких температурах достаточной проводимостью.

В зоне выше верхнего уровня шлака такая передача становится затруднительной из-за отсутствия постоянного контакта футеровки агрегата с электропроводящими фазами и при изменении верхнего уровня шлака условия передачи электропотенциала на кожух изменяется. Это явление и используется в системах определения верхнего уровня шлака в доменной и мартеновских печах. В агрегате Ромелт протекание окислительно-восстановительных реакций в шлаковой ванне сильно отличаются от условий в доменной печи. Слой шлака условно можно разделить на зону спокойного шлака, где содержание  $\text{FeO}$  в шлаке не превышает 2-4 % и восстановление протекает диффузионным путем и зону барботируемого шлака, где содержание  $\text{FeO}$  превышает 6-9 % и процесс прямого восстановления железа углеродом, находящимся в шлаке, идет очень интенсивно. Уровень протекания окислительно-восстановительных реакций в этой зоне хорошо поддается оценке методом, предложенным в описании патента [3]. Эта схема хорошо работает при установившемся режиме подачи углерода в шлаковую ванну.

В случае уменьшения массы угля в шлаковой ванне в зоне борботажки создается ситуация, когда содержание  $\text{FeO}$  в слое спокойного шлака резко увеличивается из-за недостатка восстановителя. Это приводит к тому, что интенсифицируется реакция взаимодействия  $\text{FeO}$  шлака и углерода чугуна. Происходит реакция прямого восстановления на межфазной поверхности шлак-чугун с выделением большого объема  $\text{CO}$ . При этом падает температура в этой зоне из-за реакции прямого восстановления, что усиливает вспенивание шлака. При этом нарушаются условия передачи тепла от зоны дожигания  $\text{CO}$  в слой шлака. Такая ситуация приводит к нарушению нормальной работы агрегата Ромелт. Для измерения падения напряжения по предлагаемой схеме одна клемма прибора 2 подсоединяется через токосъемник 3 к кожуху агрегата на уровне сифонного отверстия для выпуска чугуна, вторая клемма прибора подсоединяется через токосъемник 4 к кожуху агрегата на уровне сифонного отверстия для выпуска шлака, а третья клемма прибора подсоединяется через токосъемник 5 к кожуху агрегата на уровне фурм для дожигания газа.



1 – агрегат Ромелт, 2 – прибор, обеспечивающий определение высоты вспененного шлака, 3 – токосъемник приваренный к кожуху агрегата на уровне сифонного отверстия для выпуска чугуна, 4 – токосъемник приваренный к кожуху агрегата на уровне сифонного отверстия для выпуска шлака, 5 – токосъемник приваренный к кожуху агрегата на уровне фурм для дожигания отходящих газов.

Рисунок 1 – Схема измерения уровня вспененного шлака в агрегате «Ромелт»

Подсоединение осуществляется по одной меридиональной линии, что исключает влияние перекоса горизонта уровня жидких фаз при их выпуске из агрегата на показание прибора. Изменение падения напряжения соответствует изменению положения уровня жидких фаз в агрегате. Внутренние условия в агрегате изменяются во времени и оказывают влияние на внутренние источники ЭДС, для учета этого влияния и производится замер ЭДС между уровнями сифонных отверстий для выпуска чугуна и шлака. Изменение условий прохождения химических ре-

акций между чугуном и шлаком отражается на уровне ЭДС и служит масштабирующим фактором для определения уровня вспененного шлака, располагаемого в барботажной зоне.

При недостаточном содержании угольных частиц в объеме барботируемого шлака будет резко увеличиваться окислительный потенциал шлака и этим самым создадутся условия к окислению углерода из чугуна. Это приводит к вскипанию ванны чугуна и сопутствующему вспениванию слоя шлака, которое приведет к изменению ЭДС, регистрируемой между уровнем сифонного отверстия для выпуска шлака и уровнем фурм для дожигания газа.

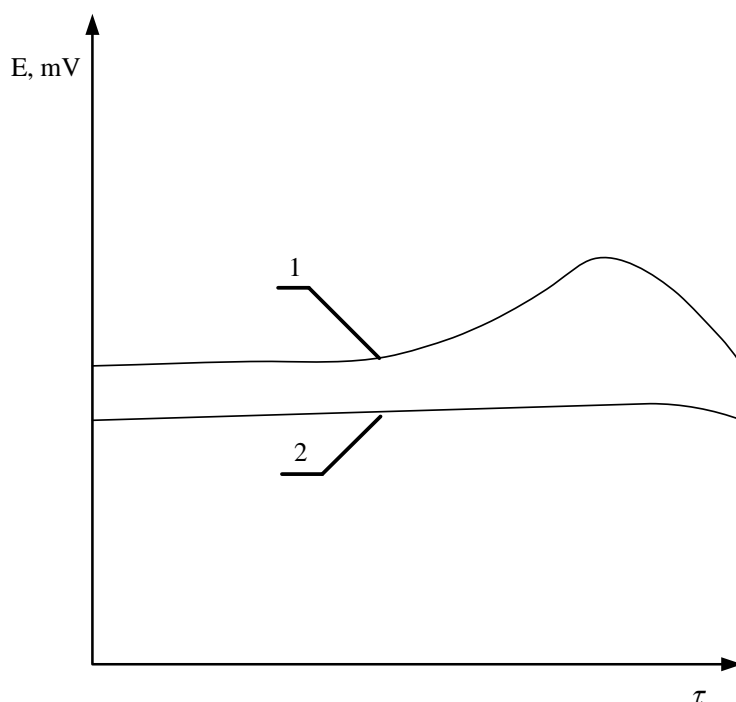


Рисунок 2 – Изменение ЭДС во времени

Момент начала и степень вспенивания шлака можно установить достаточно точно. Для этого замеряется разница электропотенциалов, регистрируемых между токосъемниками 3 и 5 и токосъемниками 4 и 5 (рис. 1). Рост этого показателя (рис. 2) свидетельствует о том, что происходит изменение условий восстановления железа в шлаковой ванне, которые приводят к резкому увеличению объема шлака в рабочем пространстве из-за перехода к восстановлению железа из шлака за счет углерода расплавленного металла.

Предлагаемая технология позволит повысить точность измерения верхнего уровня барботируемого шлака при его вспенивании, повысить производительность агрегата на 2-4% и предупредить отклонения от ровного хода процесса.

### **Библиографический список**

1. "Процесс Ромелт" / Под ред. В.А. Роменец. – М.; МИСИС, Издательский дом «Руда и металлы», 2005, с. 146-156.
2. Дорофеев В.Н., Новохатский А.М. «Известия вузов. Черная металлургия», №1 1984, с. 1-7.
3. Патент Российской Федерации: С21В 13/00. Способ контроля технологических процессов с окислительно-восстановительными реакциями в шлаковой ванне / С.К. Вильданов, В.А. Роменец, В.С. Валавин. № 2117051; Заявл. 22.04.1997; Оpubл. 10.08.1998.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*



*к.т.н. Рутковский Ю. А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина, gem2007@mail.ru)*

## **ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ И ГАЗОДИНАМИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ В ПОРШНЕВЫХ КОМПРЕССОРАХ В УСЛОВИЯХ РЕЗОНАНСНЫХ ЯВЛЕНИЙ ВО ВСАСЫВАЮЩИХ СИСТЕМАХ**

*Розглянуто термодинамічні й газодинамічні процеси в поршневих компресорах із циліндрами двосторонньої дії, що проявляються в умовах резонансних явищ в усмоктувальній системі. Наведено експериментальні температурні характеристики поршневих компресорів, що відбивають вплив резонансних коливань тиску на температурні режими машин. Робиться висновок про доцільність одержання таких характеристик при випробуванні компресорів на стендах виготовлювачів і включення цих залежностей у технічні паспорти машин, як це робиться стосовно до машин динамічної дії. Подібні характеристики дозволяють споживачам компресорних машин вибрати найбільш оптимальний режим, виходячи з конкретних умов експлуатації компресора.*

**Ключові слова:** поршневий компресор, коливання тиску, резонанс, термодинаміка процесів, теплові коефіцієнти, температурні характеристики.

*Рассмотрены термодинамические и газодинамические процессы в поршневых компрессорах с цилиндрами двухстороннего действия, проявляющиеся в условиях резонансных явлений во всасывающей системе. Приведены экспериментальные температурные характеристики поршневых компрессоров, отражающие влияние резонансных колебаний давления на температурные режимы машин. Делается вывод о целесообразности получения таких характеристик при испытании компрессоров на стендах заводов-изготовителей и включении этих зависимостей в технические паспорта машин, как это делается применительно к машинам динамического действия. Подобные характеристики позволяют потребителям компрессорных машин выбрать наиболее оптимальный режим, исходя из конкретных условий эксплуатации компрессора.*

**Ключевые слова:** поршневой компрессор, колебания давления, резонанс, термодинамика процессов, тепловые коэффициенты, температурные характеристики.

В работах [1-4] неоднократно обращалось внимание на опытные факты, свидетельствующие об ухудшении температурного режима

поршневых компрессоров с цилиндрами двухстороннего действия при резонансе колебаний давления газа по второй гармонике возмущающих импульсов. При этом максимум давления совпадает с моментами прихода поршня в м.т, и это обстоятельство отражается на увеличении производительности компрессора [3,8]. Вместе с тем, экспериментальными исследованиями на компрессорах ЗИФ ШВКС – 5, ВП – 50/8М, ВП – 20/8М, 2ВГ, проведенных в лабораторных условиях, на испытательных стендах Краснодарского компрессорного завода [4] и производственных условиях, установлено, что наибольшее ухудшение температурного режима претерпевает первая ступень компрессора. При установке всасывающего трубопровода длиной, равной резонансной ( $L_{вс} = L_{рез}$ ), имеет место наибольшее повышение температуры воздуха, выходящего из первой ступени, по сравнению с режимом с отключенным всасывающим трубопроводом [2,4]. Это обстоятельство, несмотря на положительные качества резонансного (акустического) наддува (не требует капитальных затрат, повышается производительность до 20%), может ограничить область использования резонансного наддува, так как системы охлаждения компрессоров, особенно в летнее время года, недостаточно эффективны, и температура воздуха при нагнетании его из цилиндра первой ступени может достичь предельного значения, при котором компрессор следует остановить.

Из сказанного выше следует, что возрастание температуры воздуха в цилиндре первой ступени связано с проявлением сложных газодинамических и термодинамических процессов, имеющих место в системе «всасывающий трубопровод – всасывающий клапан – цилиндр», в которых доминирующую роль играют резонансные колебания давления, влияющие на параметры воздуха в процессе поступления его в цилиндр при всасывании.

Основной задачей исследования является установление причинной связи между интенсивностью колебаний давления во всасывающей системе поршневого компрессора и термодинамическими параметрами сжимаемого газа в цилиндре, и прежде всего температуры, которые в значительной мере отражаются на эффективности резонансного наддува и безопасности использования его в реальных условиях эксплуатации компрессорных машин.

Во время процесса всасывания температура газа, поступающего в цилиндр, повышается, что вызывает уменьшение плотности газа и, следовательно, приводит к уменьшению массовой производительности компрессора. Влияние повышения температуры всасываемого газа на уменьшении производительности учитывается коэффициентом, который в одних работах [5] называется тепловым коэффициентом, в более поздних работах [7] – коэффициентом подогрева. Несмотря на различия

в терминологии, сущность понятия этого коэффициента остается одной и той же. В работе [5] указывается, что величина теплового коэффициента  $\lambda_t$  зависит от двух обстоятельств: подвода к газу тепла ( $\Delta Q_{BC}$ ) во время всасывания от горячих поверхностей цилиндра и от затраты работы ( $\Delta L_{BC}$ ) на проталкивание газа через всасывающий клапан, которая к моменту выравнивания давлений по обе стороны клапана полностью переходит в тепло и передается всасываемому газу. Повышение температуры газа, поступившего в цилиндр во время всасывания, определяется пропорционально энергии, подводимой к газу ( $\Delta Q_{BC} + \Delta L_{BC}$ ). В работе [6] указывается третья причина изменения температуры газа при всасывании – это смешение газа, поступающего в цилиндр при всасывании, с газом, оставшемся во вредном пространстве, который может иметь температуру в конце расширения, отличную от температуры в С.Т.В., как выше, так и ниже её. В дальнейшем, в виду использования сравнительного анализа, влияние этого фактора на температурный режим учитываться не будет.

В упомянутых выше работах [5-8] влияние резонансных колебаний давления на температурный режим поршневого компрессора не рассматривается. Отсутствуют сведения об этом явлении также и в других работах [9-11]. Как показано выше, фактор повышения температуры газа после первой ступени может существенно отразиться на ухудшении эксплуатационных качествах действующего компрессора, особенно при работе его в летнее время года, или в других климатических условиях. Поэтому возникает необходимость комплексного теоретического и практического исследования влияния резонансных колебаний давления на значения тепловых коэффициентов и температур в газовых коммуникациях компрессора и связанных тесно с ними значений коэффициента наполнения, производительности и удельных показателей поршневого компрессора.

Указанные в работах [5,6] причины повышения температуры газа в цилиндре при всасывании соответствуют работе компрессора для условий, когда пульсации давления отсутствуют. Для этих условий получены формулы, позволяющие определить теоретическое повышение температуры газа при всасывании [5],

$$\Delta T_{BC} = \frac{\Delta Q_{BC} + \Delta L_{BC}}{m_{BC} \cdot C_p}, \quad (1)$$

где  $m_{BC}$  – масса всасываемого газа (кг);

$C_p$  – удельная теплоемкость газа при постоянном давлении, дж/кг·град.

При этом теоретическая температура газа в конце всасывания

$$T'_1 = T_{BC} + \Delta T_{BC} \quad (2)$$

определяет значение теплового коэффициента

$$\lambda_T = \frac{T_{BC}}{T'_1} = \frac{T'_1 - \Delta T_{BC}}{T'_1} = 1 - \frac{\Delta T_{BC}}{T'_1} \approx 1 - \frac{\Delta T_{BC}}{T_{BC}}. \quad (3)$$

При принятом допущении, что на величину  $\lambda_T$  не влияет смешение всасываемого газа с расширившимся из вредного пространства, из формулы (1) получены формулы для определения приращения температуры газа при всасывании и тепловые коэффициенты  $\lambda_{T1}$  и  $\lambda_{T2}$

$$\Delta T_{BC} = \Delta T'_{BC} + \Delta T''_{BC}, \quad (4)$$

где 
$$\Delta T'_{BC} = \frac{\Delta Q_{BC}}{m_{BC} \cdot C_p}; \quad (5)$$

$$\Delta T''_{BC} = \frac{\Delta L_{BC}}{m_{BC} \cdot C_p}. \quad (6)$$

Тепловой коэффициент с учетом формул (9), (10), (11) и (12) получен в виде произведения

$$\lambda_T = 1 - \frac{\Delta T_{BC}}{T_{BC}} = 1 - \frac{\Delta T'_{BC}}{T_{BC}} - \frac{\Delta T''_{BC}}{T_{BC}} \approx \left(1 - \frac{\Delta T'_{BC}}{T_{BC}}\right) \left(1 - \frac{\Delta T''_{BC}}{T_{BC}}\right) = \lambda_{T1} \cdot \lambda_{T2}, \quad (7)$$

где 
$$\lambda_{T1} = 1 - \frac{\Delta T'_{BC}}{T_{BC}} - \quad (8)$$

первый тепловой коэффициент, учитывающий влияние непосредственного нагрева газа в цилиндре.

Как отмечают авторы работ [5-7], предлагаемые формулы для определения  $\Delta T'_{BC}$ ,  $\lambda_{T1}$  носят весьма приближенный характер. Для крупных компрессоров ориентировочное значение  $\lambda_{T1}$  лежит в пределах 0,98...0,95 в зависимости от отношения давлений в цилиндре от 3 до 5 [5].

$$\lambda_{T2} = 1 - \frac{\Delta T''_{BC}}{T_{BC}} - \quad (9)$$

второй тепловой коэффициент, учитывающий влияние затрат работы на проталкивание газа через всасывающий клапан.

Значение второго теплового коэффициента  $\lambda_{T2}$  зависит от величины гидравлического сопротивления всасывающих клапанов и оценивается формулой [5]

$$\lambda_{T2} = 1 - \frac{K-1}{K} \cdot \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}}, \quad (10)$$

где  $L_{BC}$  – работа, производимая всасываемым газом при постоянном давлении  $P_{BC}$  всасываемого воздуха.

Заменяя  $\Delta L_{BC} = \Delta p_{BC} \cdot V_{BC}$  ( $\Delta p_{BC}$  – средняя потеря давления в ходе всасывания) и  $L_{BC} = P_{BC} \cdot V_{BC}$ , получим

$$\lambda_{T2} = 1 - \frac{K-1}{K} \cdot \frac{\Delta P_{BC}}{P_{BC}}. \quad (11)$$

При относительной потере давления во всасывающих клапанах  $\beta=0,05$  [6], как показывает расчет по формуле (11), (для двухатомных газов  $K = 1,4$ )  $\lambda_{T2} = 0,986$ .

Определим приращение температуры от влияния второго фактора. Исходя из формулы

$$\Delta T''_{BC} = \frac{K-1}{K} \cdot \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \cdot T_{BC}, \quad (12)$$

получим при  $T_{BC} \approx 300^\circ K$  и  $\frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} = \frac{\Delta P_{BC}}{P_{BC}} = \beta = 0,05$ ,  $\Delta T''_{BC} = 4,3^\circ K$ .

Таким образом, тепловой коэффициент  $\lambda_T$ , при отсутствии колебаний давления во всасывающем трубопроводе, будет иметь постоянное значение, определяемое в основном размерами цилиндра и сопротивлением всасывающих клапанов.

На основании опытных данных [6], можно полагать, что суммарное приращение температуры газа при всасывании его в цилиндр от влияния вышеупомянутых двух факторов может составить  $\Delta T_{BC} = 10-12^\circ$ , а тепловой коэффициент  $\lambda_T = 0,93...0,98$ .

Недостатком формул (1-12) является то, что они не учитывают влияния четвертого фактора, а именно, всегда имеющих место колебаний давления во всасывающей системе. Эти колебания, как показывают экспериментальные исследования [4], могут существенно влиять на изменение температурных режимов, особенно при наличии резонансных колебаний давления во всасывающей системе, и привести к небезопасным условиям эксплуатации компрессоров, особенно в летнее время года при неэффективной системе охлаждения компрессоров.

На рисунке 1 показаны циклограммы колебания давления во всасывающем коллекторе компрессора ЗИФ ШВКС-5 при различных относительных длинах [2] всасывающего трубопровода, лежащих в дорезонансной ( $\bar{L}_{BC} < 1$ ), в резонансной ( $\bar{L}_{BC} = 1 \dots 1,15$ ) и зарезонансной ( $\bar{L}_{BC} > 1,15$ ) областях, снятых индикатором МАИ-2. Отчетливо видно, что кривые носят синусоидальный характер и при оптимальной резонансной длине  $\bar{L}_{BC} = 1$  максимальное значение давления  $\Delta P_{\max}$  совпадает с моментами прихода поршня в мертвые точки.

Кривая колебания давления в данном случае описывается формулой

$$P = P_{BC} + A \sin(2\alpha + 90^\circ), \quad (13)$$

где  $P_{BC}$  - номинальное давление во всасывающем трубопроводе, равное атмосферному давлению, Н/м<sup>2</sup>;

$A$  - амплитуда колебания давления, определяемая по циклограммам пульсации давления, и для мертвых точек положения поршня  $A = \Delta P_{\max}$ , Н/м<sup>2</sup>.

В зарезонансной зоне ( $\bar{L}_{BC} > 1$ ), в связи со сдвигом фазы колебания давления, максимум давления уже не совпадает с положением поршня в мертвых точках, а достигает максимального значения при угле поворота кривошипа, равного 45° от верхней мертвой точки, и совпадает с моментом открытия всасывающего клапана. В этой зоне кривая колебания определяется формулой

$$P = P_{BC} + A \sin 2\alpha. \quad (14)$$

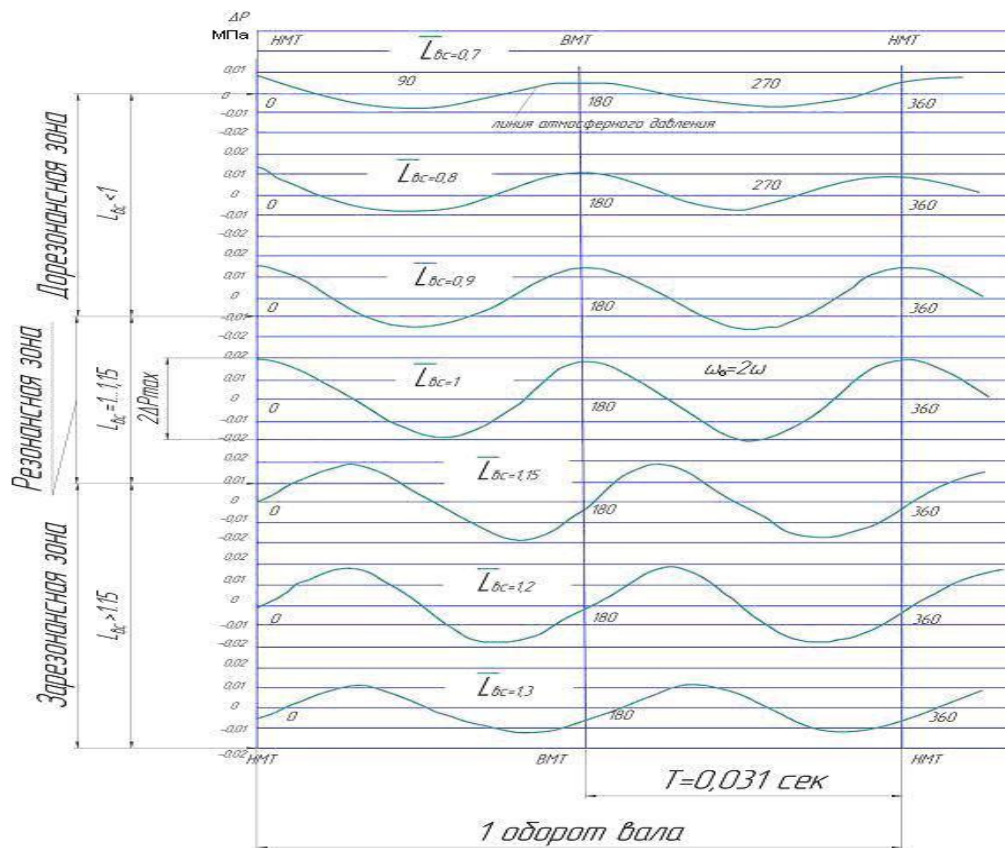


Рисунок 1 – Сопоставление циклограмм колебания давления во всасывающем трубопроводе компрессора ЗИФ ШВКС-5 при переходе всасывающей системы через резонанс

$$(L_{рез} = 140 \text{ см}; \text{ частота вращения вала } n = 960 \frac{\text{об}}{\text{мин}}, 2\Delta P_{\max} = 0.4 \frac{\text{кгс}}{\text{см}^2})$$

Для количественной оценки влияния резонансных колебаний давления во всасывающей системе на основные термодинамические и газодинамические процессы в поршневом компрессоре введем показатель, учитывающий интенсивность колебания давления. Назовем его степенью сжатия  $\varepsilon_{тр}$  газа в волновом процессе во всасывающем трубопроводе и будем определять его по формуле

$$\varepsilon_{тр} = \frac{P_1}{P_{BC}} = \frac{P_{BC} + \Delta P_{\max}}{P_{BC}} = \frac{P_{BC} + A}{P_{BC}} = 1 + \frac{A}{P_{BC}}, \quad (15)$$

где  $P_1$  - абсолютное максимальное давление газа в трубопроводе в процессе колебания, Н/м<sup>2</sup>.

Степень сжатия  $\varepsilon_{тр}$  является основным параметром оценки влияния волновых процессов на важнейшие коэффициенты, определяющие

эффективность и экономность работы поршневого компрессора в условиях резонансных колебаний давления во всасывающей системе [2, 3].

На рисунке 2 показаны экспериментальные зависимости температуры воздуха в воздушных коммуникациях компрессорной станции ЗИФ ШВКС-5 от длины  $L_{BC}$  и относительной длины  $\bar{L}_{BC}$  всасывающего трубопровода. Как видно, максимальное повышение температуры имеет место в конце сжатия воздуха в цилиндре первой ступени и соответствует оптимальной резонансной длине всасывающего трубопровода. Превышение температуры составило  $10^{\circ}\text{C}$  по сравнению с температурой воздуха при отключенном трубопроводе, недоохлаждение воздуха в промежуточном холодильнике увеличилось на  $5^{\circ}\text{C}$ . Температура воздуха, выходящего из цилиндра второй ступени, практически не изменилась. Подобная картина наблюдалась и при испытании других компрессоров [4].

Рассмотрим термодинамические и газодинамические процессы, имеющие место при наполнении цилиндра газом в условиях наличия резонансных по второй гармонике колебаний давления во всасывающей системе и отражение этих процессов на температуре, температурном коэффициенте  $\lambda_T$  и связанных с ними эффективности и безопасности использования колебаний давления для интенсификации работы поршневых компрессоров в реальных условиях эксплуатации.

Из теории акустических колебаний газа в трубах [10] следует, что в стоячей волне в фазах сжатия (узел) и разрежения (пучность), чередующихся друг за другом с промежутками времени, равными  $\tau = \frac{4l}{C_{зв}}$ ,

где  $l$  – длина трубы, а  $C_{зв}$  – скорость звука в воздухе, происходит периодическое изменение температуры газа: в фазе сжатия она повышается, в фазе разрежения – понижается, следуя адиабатическому закону изменения состояния газа. Для компрессоров с цилиндрами двухстороннего действия при резонансе колебаний давления во всасывающем трубопроводе по второй (главной) гармонике максимальное давление в фазе совпадает с моментом прихода поршня в М.Т. (рис.1). Следовательно, температура газа, находящегося в цилиндре в момент закрытия всасывающих клапанов, получает дополнительное приращение температуры  $\Delta T_{\text{кол}}$ , вызванное сжатием газа за счет энергии волнового процесса во всасывающем трубопроводе.



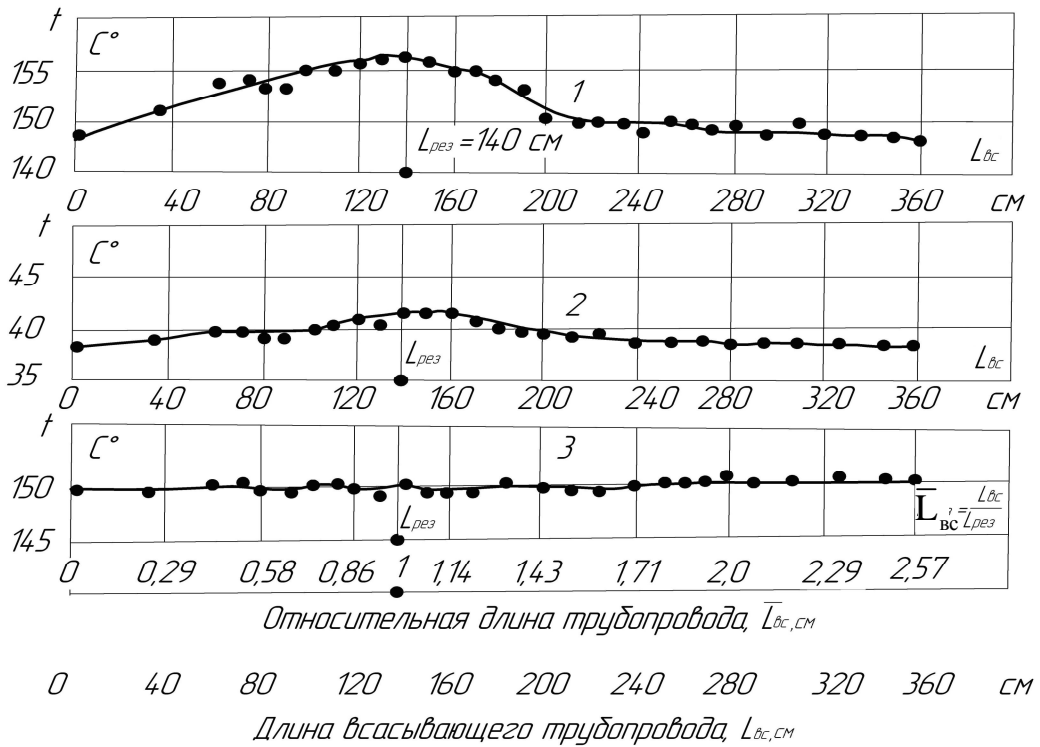


Рисунок 2 – Экспериментальные зависимости температуры воздуха в С.Т.Н. первой ступени (1), в С.Т.В. второй ступени (2) и в С.Т.Н. второй ступени (3) компрессора ЗИФ ШВКС-5 от длины  $L_{вс}$  и относительной длины  $\bar{L}_{вс}$  всасывающего трубопровода (Температурные характеристики компрессора ЗИФ ШВКС-5)

Температура газа в волновом процессе в трубах изменяется в фазах сжатия и разрежения согласно зависимости [10]

$$T_{кол} = T_{вс} \varepsilon_{тр}^{\frac{K-1}{K}}, \quad (16)$$

где  $T_{кол}$  – абсолютная температура газа в момент достижения максимального давления в фазе сжатия газа во всасывающем трубопроводе, °K ;

$T_{вс}$  – абсолютная номинальная температура всасываемого газа в С.Т.В., °K ;

$\varepsilon_{тр}$  – степень повышения давления во всасывающем трубопроводе, определяемая формулой (6);

$K$  – показатель адиабатического процесса, равный 1,4 для двухатомных газов.

Из формулы (16) получим приращение температуры газа в фазе сжатия за счет изменения внутренней энергии в волновом процессе

$$\Delta T_{КОЛ} = T_{КОЛ} - T_{BC} = T_{BC} \left( \varepsilon_{mp}^{\frac{K-1}{K}} - 1 \right). \quad (17)$$

При принятых допущениях [1-3], будем считать, что такое же увеличение температуры от влияния колебательного процесса будет иметь газ в цилиндре в конце всасывания в момент закрытия всасывающих клапанов.

Тогда, теоретическое повышение температуры газа в конце всасывания  $\Delta T_{BC}$  от совместного влияния трех факторов, а именно: подвода к газу тепла от нагретых стенок цилиндра  $\Delta Q_{BC}$ , от затраты работы  $\Delta L_{BC}$  на дросселирование газа через всасывающие клапаны и от сжатия газа в фазе повышения давления в процессе колебания давления, с учетом формул(1) и (2) составит

$$\Delta T'_{BC} = \Delta T_{BC} + \Delta T_{КОЛ} \quad (18)$$

Таким образом, температура газа в цилиндре в конце всасывания определится выражением

$$T'_1 = T_{BC} + \Delta T'_{BC} = T_{BC} + \Delta T_{BC} + \Delta T_{КОЛ}. \quad (19)$$

Тепловой коэффициент в этом случае может быть определен по формуле

$$\lambda_T = \frac{T_{BC}}{T'_1} \approx \frac{T'_1 - \Delta T_{BC} - \Delta T_{КОЛ}}{T'_1} = 1 - \frac{\Delta T_{BC}}{T'_1} - \frac{\Delta T_{КОЛ}}{T'_1} \approx 1 - \frac{\Delta T_{BC}}{T_{BC}} - \frac{\Delta T_{КОЛ}}{T_{BC}}. \quad (20)$$

Представим тепловой коэффициент  $\lambda_T$  в виде произведения трех сомножителей, заменяя  $\Delta T_{BC}$  суммой, определяемой формулой(4)

$$\begin{aligned} \lambda_T &= 1 - \frac{\Delta T_{BC}}{T_{BC}} - \frac{\Delta T_{КОЛ}}{T_{BC}} = 1 - \frac{\Delta T'_{BC}}{T_{BC}} - \frac{\Delta T''_{BC}}{T_{BC}} - \frac{\Delta T_{КОЛ}}{T_{BC}} \approx \\ &\approx \left( 1 - \frac{\Delta T'_{BC}}{T_{BC}} \right) \cdot \left( 1 - \frac{\Delta T''_{BC}}{T_{BC}} \right) \cdot \left( 1 - \frac{\Delta T_{КОЛ}}{T_{BC}} \right) = \lambda_{T_1} \cdot \lambda_{T_2} \cdot \lambda_{T_3}, \end{aligned} \quad (21)$$

где  $\lambda_{T_1} = 1 - \frac{\Delta T'_{BC}}{T_{BC}}$  и  $\lambda_{T_2} = 1 - \frac{\Delta T''_{BC}}{T_{BC}}$  – соответственно первый и второй коэффициенты, учитывающие влияние тех же факторов, которые нашли отражение в формулах (8) и (9).

$$\lambda_{T_3} = 1 - \frac{\Delta T_{КОЛ}}{T_{BC}} \quad (22)$$

это третий тепловой коэффициент, учитывающий влияние резонансных колебаний давления во всасывающей системе по второй гармонике ( $m = 2$ ) на уменьшение производительности компрессора за счет повышения температуры газа в фазе сжатия в трубопроводе и передающейся массе газа в цилиндре в конце всасывания.

Учитывая формулу(17), из (22) получим,

$$\lambda_{T_3} = 2 - \varepsilon_{mp}^{\frac{K-1}{K}}. \quad (23)$$

Значение результирующей температуры газа в конце всасывания зависит от массы газа, поступающей в цилиндр. В работе [5] масса газа в цилиндре и работа, производимая всасываемым газом, определяется исходя из постоянных номинальных значений  $P_{BC}$  и  $T_{BC}$  газа в С.Т.В. При наличии резонансных колебаний давления во всасывающемся трубопроводе, распространяющихся в полость цилиндра при открытых всасывающих клапанах, масса газа в цилиндре  $m_1$  в конце всасывания будет определяться параметрами газа  $P_1$  и  $T_1$ , т. е.

$$m_1 = \rho_1 \cdot V_{ц}, \quad (24)$$

где  $\rho_1$  – плотность газа в цилиндре в конце всасывания, определяемая по формуле

$$\rho_1 = \frac{P_1}{RT_1} = \frac{P_{BC} \varepsilon_{mp}}{RT_{BC} \varepsilon_{mp}^{\frac{K-1}{K}}} = \rho_{BC} \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}}, \quad (25)$$

где  $\rho_{BC}$  – плотность газа при номинальных значениях  $P_{BC}$  и  $T_{BC}$ , кг/м<sup>3</sup>.

Следовательно, 
$$m_1 = \rho_{BC} \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} V_{Ц}, \quad (26)$$

где  $V_{Ц}$  – объем цилиндра,  $\text{м}^3$ .

Масса газа в цилиндре при отсутствии колебаний давления ( $\varepsilon_{тр} = 1$ )

$$m_{BC} = \rho_{BC} V_{Ц}. \quad (27)$$

Прибавка в массе  $\Delta m_{КОЛ}$  при резонансе колебаний составит

$$\Delta m_{КОЛ} = m_1 - m_{BC} = \rho_{BC} (\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} - 1) V_{Ц}. \quad (28)$$

Так как

$$V_{Ц} = V_{П} + V_{ВР.ПР} = (1 + a) V_{П},$$

где  $V_{ВР.ПР}$  – объем вредного пространства в цилиндре,  $\text{м}^3$ ;

$a$  – относительная величина вредного пространства;

$V_{П}$  – объем, описываемый поршнем цилиндра первой ступени,  $\text{м}^3$ ,

то 
$$\Delta m_{КОЛ} = \rho_{BC} (\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} - 1) \cdot (1 + a) V_{П}. \quad (29)$$

Таким образом, при определении значений первого  $\lambda_{Т1}$  и второго  $\lambda_{Т2}$  тепловых коэффициентов следует учитывать увеличение массы газа в цилиндре при резонансе колебаний, и как следствие, увеличение значений этих коэффициентов, определяемых формулами (8) и (9).

Определим совместное влияние гидравлического сопротивления всасывающих клапанов и резонансных колебаний давления ( $m=2$ ) во всасывающем патрубке цилиндра первой ступени на величину второго теплового коэффициента  $\lambda_{Т2}$ .

На рисунке 3 показано поведение индикаторных линий давления в цилиндре при всасывании, отражающих влияние указанных выше факторов. Линия (1) является синусоидой, перестроенной для координат  $P$ - $V$  в функции хода поршня и отражает влияние процесса колебания давления во всасывающем трубопроводе. В координатах  $P$ - $\alpha$  она описывается уравнением (3). Линия (2) соответствует результирующему давлению в цилиндре при всасывании и отражает совместное влияние колебательного процесса и гидравлического сопротивления всасывающих клапанов. Таким образом, переменное давление в цилиндре  $P$  между точками А и В, будет определяться выражением

$$P = P_{BC} - \Delta P_{BC} = P_{BC} - (\Delta P_{ДР} + \Delta P_{КОЛ}), \quad (30)$$

$$\text{где} \quad \Delta P_{BC} = \Delta P_{ДР} + \Delta P_{КОЛ} - \quad (31)$$

суммарные потери давления при всасывании газа в цилиндр, Н/м<sup>2</sup>;

$\Delta P_{ДР}$  – потери давления за счет сопротивления всасывающих клапанов, Н/м<sup>2</sup>;

$\Delta P_{КОЛ}$  – уменьшение давления в цилиндре за счет волнового процесса, Н/м<sup>2</sup>.

Это уменьшение определяется зависимостью

$$\Delta P_{КОЛ} = A \sin(2\alpha + 90^\circ), \quad (32)$$

где  $A = \Delta P_{КОЛ.МАХ}$  – амплитуда колебания давления при резонансе частот по главной (второй) гармонике, когда [5]

$$\omega_o = 2\omega.$$

Отметим, что наибольшее разрежение (вакуум) в цилиндре при всасывании в условиях резонанса по второй гармонике будет иметь место при угле поворота кривошипа на 90°С от М.Т.; при этом  $\Delta P_{КОЛ.МАХ} = A$  (рис.3).

Общие затраты работы компрессора  $\Delta L_{BC}$  на поддержание резонансных колебаний давления в трубопроводе  $\Delta L_{КОЛ}$  и преодоление сопротивления всасывающих клапанов в процессе всасывания  $\Delta L_{ДР}$  будут равны

$$\Delta L_{BC} = \Delta L_{КОЛ} + \Delta L_{ДР}. \quad (33)$$

Они определяются площадью А-б-г-А, равной сумме площадей, эквивалентным работе на поддержание колебаний давления  $\Delta L_{КОЛ}$  (пл. А-д-В-А) и работе на дросселирование газа через всасывающий клапан (затемненная площадь А-б-г-В-д-А).

При условии отсутствия теплообмена работа по преодолению гидравлического сопротивления всасывающих клапанов определится исходя из выражения первого закона термодинамики

$$\Delta L_{ДР} = m_1 \Delta i_{BC} = m_1 c_p \Delta T''_{BC}, \quad (34)$$

где  $\Delta i_{BC}$  – приращение удельной энтальпии газа за весь период всасывания, завершающийся в точке *a* (рис.3) при достижении в цилиндре давления  $P = P_1$ .

Масса газа в цилиндре в конце всасывания с учетом формул (26) и (27)

$$m_1 = m_{BC} \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}}. \quad (35)$$

Подставляя (35) в (34), получим

$$\Delta L_{ДР} = m_{BC} c_p \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \Delta T''_{BC}. \quad (36)$$

Затраты работы компрессора на поддержание колебаний давления во всасывающем трубопроводе определяются формулой [2]

$$\Delta L_{КОЛ} = \frac{1}{3} A V_{\Pi} = \frac{1}{3} m_{BC} R T_{BC} (\varepsilon_{mp} - 1), \quad (37)$$

где  $A$  – амплитуда колебания давления, равная по абсолютному значению  $\Delta P_{КОЛ.МАХ}$ .

Подставляя (36) и (37) в формулу (33), получим

$$\Delta L_{BC} = \frac{1}{3} m_{BC} R T_{BC} (\varepsilon_{mp} - 1) + m_{BC} c_p \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \Delta T''_{BC}. \quad (38)$$

Работа всасывания на участке хода поршня А-В, как видно из индикаторной диаграммы (рис.3), эквивалентна площади фигуры  $A-C-D-B'-b-A$ , которая, с достаточной для расчета точностью, может быть определена как разность площадей  $A-C-D-B-A$  (это работа всасывания идеального поршневого компрессора [6] ЛВС.ИД.) и площади  $A-b-B'-B-A$ , которая в свою очередь равна сумме работ на поддержание колебаний давления  $\Delta L_{КОЛ}$  и на преодоление сопротивления всасывающих клапанов  $\Delta L_{ДР}$ , т.е.

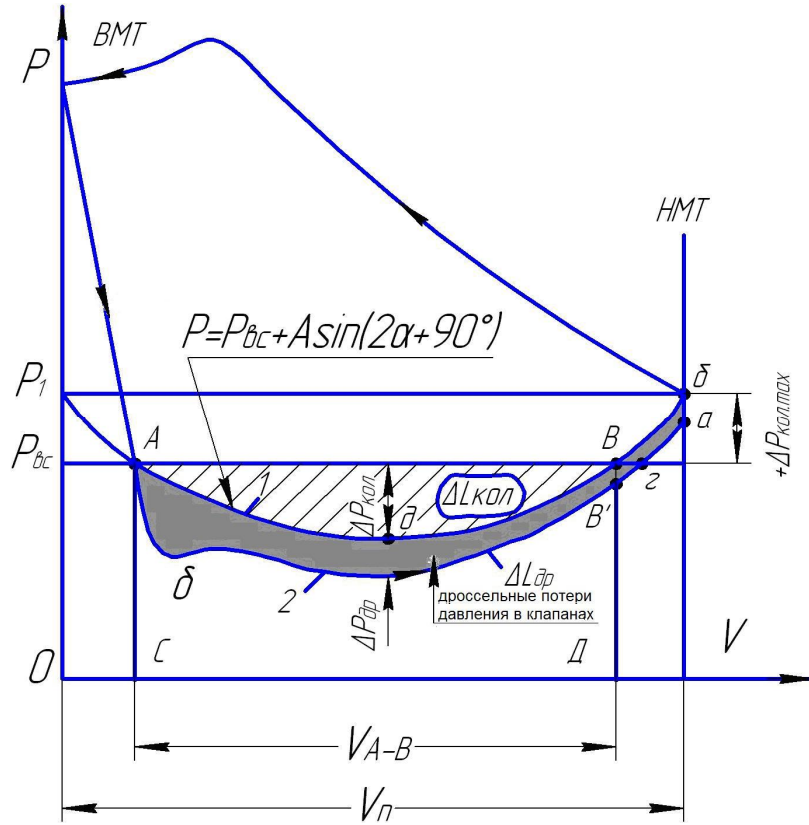


Рисунок 3 – Индикаторная диаграмма цилиндра первой ступени поршневого компрессора, отражающая влияние колебаний давления во всасывающем трубопроводе и сопротивления всасывающих клапанов при использовании резонансных колебаний давления по второй гармонике ( $m=2$ )

$$L_{BC} = L_{BC.ИД.} - \Delta L_{BC} = L_{BC.ИД.} - (\Delta L_{КОЛ} + \Delta L_{ДР}). \quad (39)$$

Работа всасывания идеального компрессора

$$L_{BC.ИД.} = P_{BC} V_{\Pi} = m_{BC} R T_{BC}. \quad (40)$$

Подставляя в формулу (39) значения величин, выражаемых формулами (38) и (40), после ряда преобразований, получим

$$L_{BC} = m_{BC} R T_{BC} \left( \frac{4 - \varepsilon_{mp}}{3} \right) - m_{BC} C_P \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \Delta T''_{BC}. \quad (41)$$

Тогда из отношения выражений, определяемых формулами (38) и (41), и учитывая, что  $R = c_p \frac{k-1}{k}$ , после ряда преобразований, получим

$$\frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} = \frac{\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \frac{\Delta T''_{BC}}{T_{BC}} + \frac{1}{3} \frac{k-1}{k} (\varepsilon_{mp} - 1)}{\frac{k-1}{k} \left( \frac{4 - \varepsilon_{mp}}{3} - \frac{\Delta T''_{BC}}{T_{BC}} \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \right)}. \quad (42)$$

Откуда 
$$\Delta T''_{BC} = \frac{\frac{k-1}{K} \left[ \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} (4 - \varepsilon_{mp}) - (\varepsilon_{mp} - 1) \right]}{3 \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \right)} T_{BC}. \quad (43)$$

Представим формулу (43) в виде разности

$$\Delta T''_{BC} = \frac{k-1}{k} \frac{\frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} (4 - \varepsilon_{mp}) \cdot T_{BC}}{3 \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \right)} - \frac{k-1}{k} \cdot \frac{(\varepsilon_{mp} - 1) T_{BC}}{3 \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \right)}. \quad (44)$$

Обозначим

$$\Delta T''_{BC.ДР} = \frac{k-1}{k} \frac{\frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} (4 - \varepsilon_{mp}) \cdot T_{BC}}{3 \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BCc}} \right)}, \quad (45)$$

$$\Delta T''_{BC.КОЛ} = \frac{k-1}{k} \cdot \frac{(\varepsilon_{mp} - 1) T_{BC}}{3 \varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \right)}, \quad (46)$$

где  $\Delta T''_{BC.ДР}$  – повышение температуры газа в цилиндре за счет дросселирования;

$\Delta T''_{BC.КОЛ}$  – понижение температуры газа в цилиндре за счет фазы разрежения в волне колебания давления, совпадающей с процес-



сом поступления газа в цилиндр на основной части хода поршня (участок А – В на рисунке 3).

Тогда формулу (44) можно представить в виде

$$\Delta T''_{BC} = \Delta T''_{BC.ДР} - \Delta T''_{BC.КОЛ} . \quad (47)$$

Таким образом, можно сделать принципиальный вывод о том, что на участке всасывания А – В (рис.3) результирующее изменение температуры газа в цилиндре в условиях имеющихся сопротивления всасывающих клапанов и резонансных колебаний давления газа во всасывающем трубопроводе по второй гармонике, будет определяться разностью повышения температуры за счет дросселирования (подвод тепла к газу)  $\Delta T''_{BC.ДР}$  и понижением температуры в фазе адиабатического процесса разрежения.

Сопоставляя (44) с формулой (9), второй тепловой коэффициент при наличии резонансных явлений во всасывающем трубопроводе будет иметь выражение

$$\lambda_{T_2} = 1 - \frac{k-1}{k} \frac{\frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}}(4 - \varepsilon_{mp}) - (\varepsilon_{mp} - 1)}{3\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \right)} . \quad (48)$$

Формулу (48) представим в виде произведения двух сомножителей

$$\lambda_{T_2} = \left[ 1 - \frac{k-1}{k} \frac{\frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}}(4 - \varepsilon_{mp})}{3\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \right)} \right] \cdot \left[ 1 + \frac{k-1}{k} \cdot \frac{\varepsilon_{mp} - 1}{3\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \right)} \right] , \quad (49)$$

где

$$\lambda'_{T_2} = 1 - \frac{k-1}{k} \frac{\frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}}(4 - \varepsilon_{mp})}{3\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \right)} - \quad (50)$$

является тепловым коэффициентом, значение которого зависит в основном от количества тепла, подводимого к газу в результате затрат энергии компрессора по преодолению гидравлического сопротивления всасывающих клапанов.

$$\lambda''_{T_2} = 1 + \frac{k-1}{k} \cdot \frac{\varepsilon_{mp} - 1}{3\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \right)} - \quad (51)$$

является также тепловым коэффициентом, зависящим от интенсивности колебания давления, определяемой величиной степени  $\varepsilon_{mp}$ .

Обозначим

$$\Delta\lambda''_{T_2} = \frac{k-1}{k} \cdot \frac{\varepsilon_{mp} - 1}{3\varepsilon_{mp}^{\frac{1}{K}} \left( 1 + \frac{\Delta L_{BC}}{L_{BC}} \right)}. \quad (52)$$

Тогда

$$\lambda''_{T_2} = 1 + \Delta\lambda''_{T_2}. \quad (53)$$

Как видно из формулы (53), отличительной особенностью теплового коэффициента  $\lambda''_{T_2}$  является то, что его значение всегда больше единицы, так как  $\Delta\lambda''_{T_2} > 0$ .

С физической точки зрения обнаруженная особенность коэффициента  $\lambda''_{T_2}$  объясняется влиянием фактора снижения температуры в фазе адиабатического разрежения в волне колебательного процесса, совпадающей на участке А – В с ходом поршня (рис.3).

Таким образом, второй тепловой коэффициент  $\lambda_{T_2}$  при наличии резонансных колебаний во всасывающей системе первой ступени равен произведению отдельных тепловых коэффициентов

$$\lambda_{T_2} = \lambda'_{T_2} \cdot \lambda''_{T_2}, \quad (54)$$

и будет определяться, следовательно, взаимно противоположным влиянием двух факторов на тепловые процессы в цилиндре при всасывании, а именно, величиной гидравлического сопротивления и степенью расширения газа в фазе колебательного процесса.

Как показывают результаты анализа индикаторных диаграмм, записанных с помощью индикатора МАИ–2, время фазы пониженного давления, при котором давление в цилиндре ниже номинального давления  $P_{вс}$ , составляет 80% времени  $\frac{1}{2}$  оборота коленчатого вала. Напри-

мер, для компрессора ЗИФ ШВКС–5 при частоте вращения вала  $n = 960$  об/мин это время составляет 0.025 сек. (рис.1), для компрессора ВП–50/8М с  $n = 375$  об/мин,  $t=0.054$  сек. Столь малое время, в течение которого длятся периоды повышения и понижения давления относительно номинального давления  $P_{BC}$  в С.Т.В, указывает, с одной стороны, на правомерность принятия адиабатического изменения состояния газа в трубопроводе в результате колебательного процесса, а с другой стороны, дает объективную обоснованность считать, что в виду незначительных размеров цилиндра по сравнению с длинами волн, оказывающих влияние на производительность компрессора, мгновенное давление в колебательном процессе распространяется без изменения на весь объем газа, заключенного в цилиндре.

### Выводы

На основании проведенного термодинамического и газодинамического анализов показана сложная картина взаимодействия физических явлений в системе «всасывающий трубопровод – всасывающий клапан – цилиндр», отражающая совместное влияние колебаний давления, сопротивления всасывающих клапанов и тепловых процессов на наполнение цилиндра газом и на эффективность использования резонансных колебаний давления газа во всасывающей системе.

В статье впервые всесторонне рассмотрены вопросы влияния резонансных колебаний давления во всасывающей системе на температурные режимы поршневых компрессоров с цилиндрами двухстороннего действия в первой ступени. Результаты теоретических и экспериментальных исследований показали, что оценка факторов, влияющих при резонансе колебаний давления на повышение температуры газа, нагнетаемого первой ступенью, должна проводиться с учетом величины третьего, доминирующего при резонансе, теплового коэффициента  $\lambda_{T_3}$ , учитывающего увеличение температуры газа в цилиндре в конце всасывания, обусловленное фазой адиабатического сжатия газа в колебательном процессе.

Экспериментальные исследования, проведенные на тихоходных и быстроходных компрессорах (2ВГ, ЗИФ ШВКС–5, ВП–50/8М, ВП–20/8М и др.) показали значительное повышение температуры газа после первой ступени, достигающее максимального значения при  $L_{BC} = L_{PE3}$ . Температурный фактор может ограничить на практике использование резонансного (акустического) наддува, особенно в летнее время года при неэффективной системе охлаждения машины.

Поэтому представляется целесообразным получение аналитических и экспериментальных температурных характеристик поршневых компрессоров  $T = \varphi(\bar{L}_{BC})$  на испытательных стендах заводов-

изготовителей и включение их в техническую характеристику компрессора. Вместе с другими характеристиками, показывающими влияние колебаний давления на производительность  $Q = \varphi(\bar{L}_{BC})$ , мощность  $N = \varphi(\bar{L}_{BC})$ , удельную мощность  $N_{y\partial} = \varphi(\bar{L}_{BC})$  компрессора, эти характеристики дадут возможность из всех режимов работы выбрать наиболее оптимальные, исходя из конкретных условий эксплуатации компрессора.

### **Библиографический список**

1. Рутковский Ю.А. Использование резонансного наддува для повышения эффективности поршневых компрессоров // Компрессорное и энергетическое машиностроение. 2008. - №2(12) – С. 87-92.
2. Рутковский Ю.А. Работа поршневого компрессора при наличии колебаний давления воздуха во всасывающем трубопроводе // Компрессорное и энергетическое машиностроение. 2008. - №3(13) – С. 83-92.
3. Рутковский Ю.А. – Производительность поршневых компрессоров при использовании резонансного наддува // Компрессорное и энергетическое машиностроение. 2009. - №1(14) – С. 36-45.
4. Гогин Ю.Н., Рутковский Ю.А., Усачев М.Г. Оптимальные режимы работы поршневых компрессоров // Вестник машиностроения, 1967 - №11 – с. 47-50.
5. Френкель М.И. Поршневые компрессоры – М.: Машиностроение, 1969. – 742с.
6. Пластинин П.И. Поршневые компрессоры. Том 1. Теория и расчет. – М.: Колос, 2000. – 456с.
7. Фотин Б.С., Пирунов И.Б., Прилуцкий И.К., Пластинин П.И. Поршневые компрессоры – Л.: Машиностроение, 1987, - 372с.
8. Лавренченко Г.К., Швец С.Г. Основы теории резонансного наддува поршневых компрессоров // Компрессорное и энергетическое машиностроение. 2006. - №1(3) – С. 31-38.
9. Видякин Ю.А., Кондратьева Т.Ф., Петрова Ф.П., Платонов А.Г. Колебания и вибрации в поршневых компрессорах / Л.: Машиностроение, 1972. – 224с.
10. Стретт Д.В. (Лорд Рэлей) Теория звука. Том 2 М.: Гос. издательство теоретической литературы, 1955.- 475с.
11. Мурзин В.А., Цейтлин Ю.А. Рудничные пневматические установки. – М.: Недра, 1965.- 316с.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Луценко В.А.*

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

## **МАТЕРИАЛЬНЫЙ БАЛАНС ДЕСУЛЬФУРАЦИИ ЧУГУНА МАГНИЕМ, ВОССТАНОВЛЕННЫМ ПОД СЛОЕМ МЕТАЛЛИЧЕСКОГО РАСПЛАВА**

*Наведено результати лабораторних досліджень процесу дугового глибинного відновлення магнію у рідкому чавуні та складено його матеріальний баланс. Результатами хімічного та металографічного аналізу підтверджено рафінування та модифікування чавуну відновленим магнієм*

**Ключові слова:** *дугове глибинне відновлення, рафінування, магnezит, алюміній, дуговий блок, матеріальний баланс.*

*Приведены результаты лабораторных исследований процесса дугового глубинного восстановления магния в жидком чугуна и составлен его материальный баланс. Результатами химического и металлографического анализа подтверждено рафинирование и модифицирование чугуна восстановленным магнием.*

**Ключевые слова:** *дуговое глубинное восстановление, рафинирование, магnezит, алюминий, дуговой блок, материальный баланс.*

Определенный интерес при исследовании технологии десульфурации чугуна магнием, восстановленным под слоем металлического расплава представляет материальный баланс процесса.

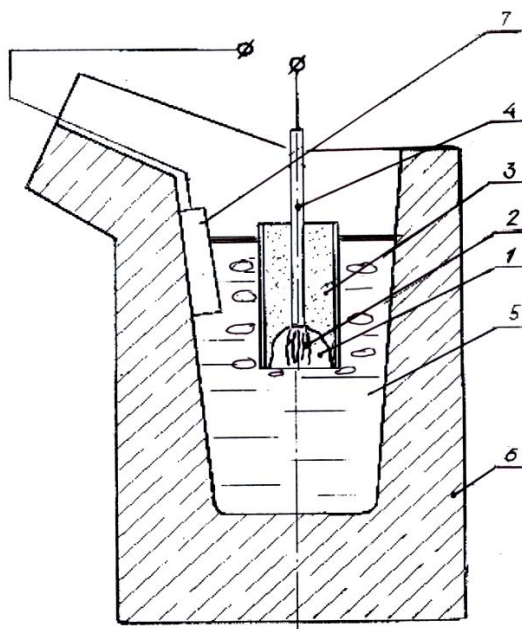
Как отмечалось в работах [1,2] для обработки чугуна по методу дугового глубинного восстановления (ДГВ) используется магnezит, алюминий, глинозем, токоподводящий графитовый электрод помещенный в металлическую трубку, каменноугольный пек, жидкое стекло и т.д. Расход материалов зависит от количества серы которую необходимо удалить при обработке расплава, температурных и электрических режимов процесса.

Для определения материального баланса обработки расплава методом ДГВ были проведены лабораторные исследования по десульфурации литейного чугуна в кислой тигельной индукционной печи емкостью 60 кг. Обрабатываемый литейный чугун содержал [C]=3,35%; [Si]=2,03%; [Mn]=0,8%; [S]=0,064%; [P]=0,1%. В качестве флюса использовали криолит в количестве 0,05 - 0,2 %. По расплавлению шихты

максимально удаляли шлак, чугун перегревали до 1400 °С, отбирали пробу и приступали к обработке.

Восстановительный блок изготавливался в соответствии с технологией описанной в работе [2]. В качестве токоведущей части применялся графитовый электрод в металлической обойме, выполнявшей функции клеммы при подключении источника напряжения к блоку. Скорость подачи блока в тигель и глубина погружения в металл регулировалась вручную и определялась максимальным значением сварочного тока на источнике питания и наблюдаемом на амперметре (поддерживался режим 250-300 А). Максимальная глубина погружения соответствовала длине рудной части блока (150 мм).

Схема обработки по методу ДГВ в индукционной печи представлена на рисунке 1.

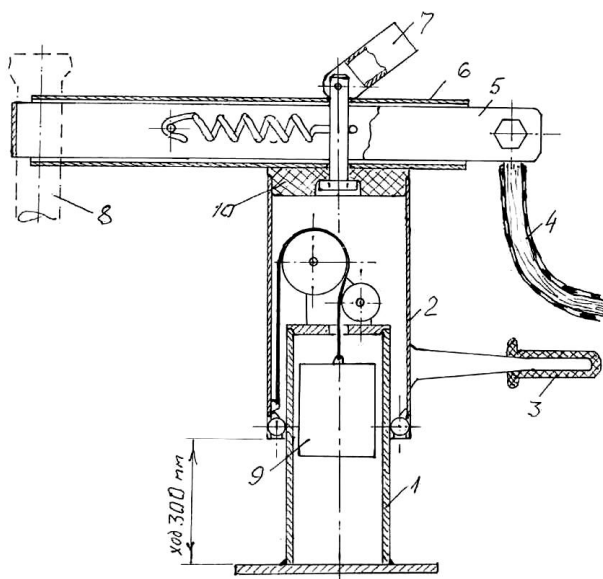


- 1 - каверна; 2 - электрическая дуга; 3 - рудовосстановительная смесь;  
4 - токоподводящий электрод; 5 - расплав; 6 - тигель индукционной печи; 7 - графитовый контакт.

Рисунок 1 – Схема обработки расплава по методу ДГВ

Стойку с электрододержателем (рис. 2) закрепляли на металлоконструкцию печи. В электрододержателе закрепляли дуговой блок, который перед началом обработки прогревали, выдерживая его над расплавом. После прогрева блока отключали индуктор печи. Включали питание дугового блока от источника сварочного тока ТИР-630 и осциллятор – возбудитель электрической дуги. Перемещая за рукоятку (рис. 2) подвижной стойки блок в вертикальной плоскости, зажигали дугу на поверхность расплава в тигле.

После того, как ток дуги выходил на заданный режим, погружали блок с работающей дугой вглубь расплава чугуна. Погружение производили ступенчато при появлении выплесков или пара магния с характерным белым цветом. Ток при обработке составлял 150-250 А (в разных опытах), напряжение холостого хода источника 125 В. Глубина погружения блока определялась по меткам, предварительно нанесенным на трубе 1 (рис. 2) с шагом 50 мм.



1, 2 – несущая труба; 3 – ручка; 4 – кабель; 5 – шинопровод; 6 – рукав;  
7 – рычажный фиксатор рукава; 8 – держатель блока; 9 – противовес;  
10 – эбонитовый изолятор.

Рисунок 2 – Устройство для обработки расплава в индукционной печи

Конструкция одноэлектродного дугового блока, рассчитанного на ДГВ магния с целью десульфурации чугуна в тигле 60-килограммовой индукционной печи, показана на рисунке 3. Блок содержит железную трубку – 1 диаметром 18×2,5 мм, электроизоляцию электрода – 2, углеродистую сердцевину электрода – 3, рабочую рудовосстановительную смесь – 4, инертную оболочку блока – 5, «пусковую» полость – 6.

Токоподводящая часть блока выполнена комбинированной, из железной трубки с углеродистой сердцевинной, чтобы во время работы блока омический разогрев электрода был минимальным. В зону высоких температур ток идёт преимущественно по железу. Вблизи дуги железная часть оплавляется, и дальше к дуге ток идёт по углероду. В зоне дуги электрод разогревается как от дуги, так и омически. Содержащаяся в углеродистой части присадка в нагретой до температуры более 2000 °С концевой части электрода газифицируется. Выделяющиеся газы дав-

лением изнутри разрушают электрод, и он расходуется синхронно с рабочей смесью 4.

Смесь 4 состоит из магнезита и алюминия в стехиометрическом соотношении. Температура восстановления магния из магнезита около 1500 °С. По мере разогрева обращённой к дуговому разряду поверхности рабочей смеси алюминий восстанавливает магний. Рабочая смесь расходуется, магний в газообразном состоянии выходит в расплав и расходуется на рафинирование и модифицирование чугуна.

Оболочка 5 сделана из шамотно-фосфатной смеси, газопроницаема и служит для тепловой и электрической изоляции зоны дугового разряда. Образующийся в дуговой полости пар магния может выходить в расплав как через открытую нижнюю поверхность, так и через поры в оболочке.

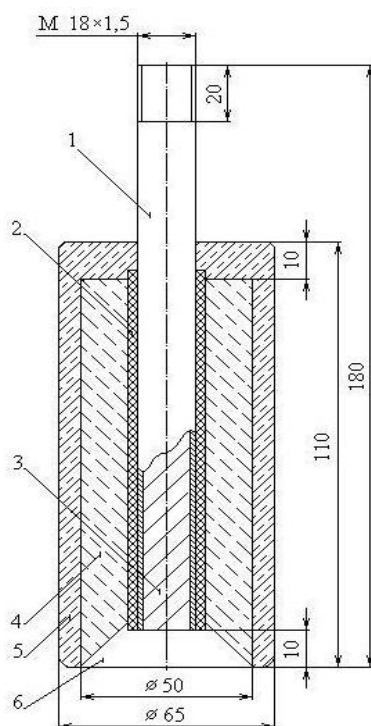


Рисунок 3 – Восстановительный блок ДГВ

По мере расходования материала дугового блока, что заметно по поведению металла в тигле, блок заглубляли дальше в расплав, стараясь не прерывать дугу. По ходу обработки, через каждые 20 секунд фиксировались промежуточные показания амперметра. К концу расходования рудовосстановительной части магний в виде белого дыма, представляющего собой окислившийся на воздухе пар магния, начинал улетать в атмосферу, через формовку в районе стыка трубки 1 и инертной оболочки 5 (рис. 3). В этот момент обработка прекращалась, отключался осциллятор и источник питания. Огарок блока извлекался для дальней-



шего исследования (визуальное исследование, взвешивание). Для анализов после отработки отбирали пробу чугуна и шлака. Обработанный чугун сливали в изложницу, получая слиток. Этот слиток после взвешивания служил шихтой для следующей плавки.

Общее время обработки фиксировалось хронометром и определялось промежутком от начала выхода дуги на рабочий режим (по показаниям амперметра) до момента отключения источника.

Остаток блока, извлеченный из расплава по окончании обработки, представлял собой оболочку 5 (рис. 3), ошлакованную на наружной поверхности тонким слоем затвердевшего шлака. Внутренняя поверхность каверны, образованная шлаковой твердой и хрупкой пленкой толщиной 1–2 мм (рис.4) была равномерно покрыта многочисленными очень мелкими газовыми раковинами, имеющими правильную круглую форму и средний диаметр 1 мм, что может объясняться процессом выделения газообразного продукта реакции с поверхности каверны.



Рисунок 4 – Торец восстановительного блока после сжигания

Содержание серы в чугуне определяли, на спектрометре СРМ – 25 (предел измерений 0-100%), состав шлака химическим методом согласно ДСТУ 3565-97, ДСТУ 3305.7, ДСТУ 3566-97, масса остатков материала огарка дугового блока определялась на технических весах ВЛКТ – 500 (предел измерений 0– 500), а расход материалов как разность исходного материала и материала огарка.

В таблицах 1, 2 представлены результаты обработки и анализ проб шлака, после обработки. На рисунках 5, 6 показана связь между расходом смеси, затратами электричества и степенью десульфурации.

Таблица 1 – Сводная таблица расхода восстановительных блоков при обработке 60-ти кг чугуна в индукционной печи

№ опы-та	Расход смеси, г	Затраты электричества, кВтч	Содержание серы в чугуне, %		Степень десульфурации, %	Степень использования Mg, %
			S <sub>нач</sub>	S <sub>кон</sub>		
1	106	0,80	0,065	0,006	91	70
2	100	0,78	0,070	0,008	89	77
3	100	0,75	0,068	0,010	85	72
4	120	0,85	0,064	0,004	94	62
5	105	0,82	0,065	0,006	91	70
6	97	0,73	0,065	0,008	88	73
7	108	0,83	0,064	0,005	92	68

Таблица 2 – Химический состав шлаков после обработки, %

№ плавки	MgO+MgS	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	SiO <sub>2</sub>	прочие
1	30,20	45,60	4,71	13,74	5,75
2	31,12	43,10	4,85	16,88	4,05
3	29,70	45,90	4,58	14,56	5,26
4	30,50	44,60	4,86	15,65	4,39
5	30,44	41,25	4,65	15,58	8,08
6	28,60	42,34	4,86	16,49	7,71
7	31,12	45,80	4,53	12,83	5,72

Из рисунка 5 видно, что с увеличением расхода электричества расходы смеси возрастают. Расход электричества колеблется в пределах 7 – 8 кВтч/кг смеси.

По зависимости степени десульфурации от расхода смеси (рис. 6) видно, что сера активно удаляется при высоких концентрациях.

Содержание [C], [Si], [Mn], [P] изменялось в незначительной степени, поэтому их значения после обработки не определялись.

По химическим анализам проб металла можно сказать, что содержание серы уменьшилось в пределах 85 – 94%.

Для подтверждения эффекта десульфурации и растворения магния (образование шаровидного графита) был проведен металлографический анализ проб. Характерная структура металла после обработки (плавка №7) представлена на рисунке 7.

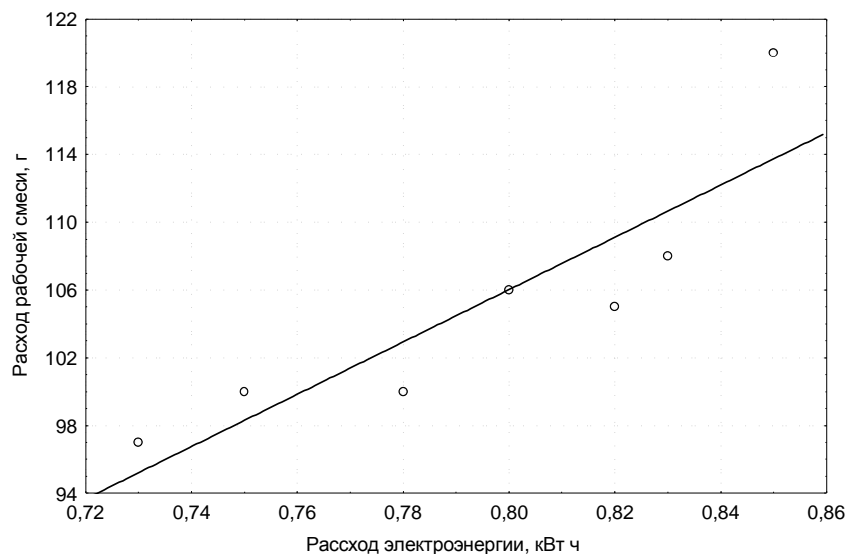


Рисунок 5 – Связь между расходом рабочей смеси и электроэнергией  
 $y = -17,492 + 154,38 \cdot x$  ( $r = 0,98$ )

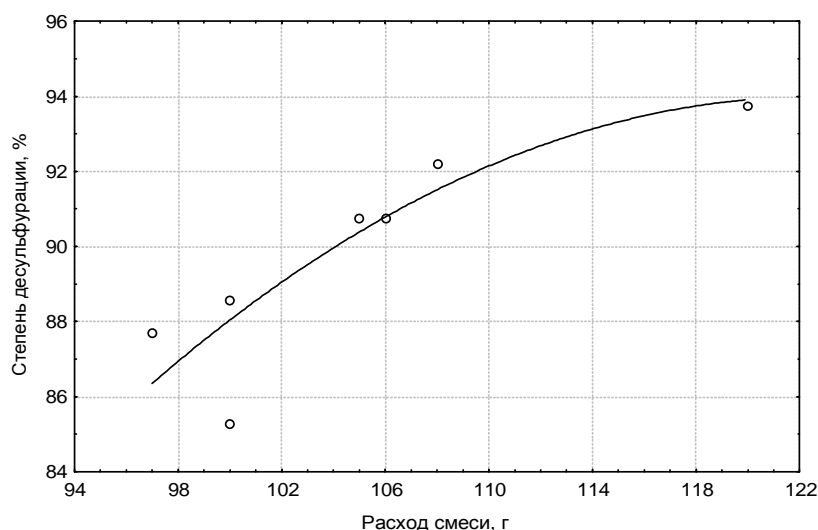


Рисунок 6 – Зависимость степени десульфурации от расхода смеси  
 $y = -64,186 + 2,546 \cdot x - 0,01 \cdot x^2$  ( $r = 0,84$ )

Эффект получения шаровидного графита может быть только в случае глубокой десульфурации чугуна и получения остаточного содержания магния в металле в пределах 0,02 – 0,04 %, поэтому результаты анализа микрошлифа являются косвенным подтверждением полученного удаления серы.

Анализа рисунка 7 позволяет сделать следующие выводы:

- форма включений графита - шаровидная неправильная ШГф – 4.
- диаметр включений графита (мкм) – ШГд 40 – 90.
- распределение включений графита – равномерное ШГр – 1.

- количество включений графита (%) – ШГ12.
- дисперсность перлита ПД – 1,6.
- в структуре чугуна содержится 15% феррита и 85% перлита.

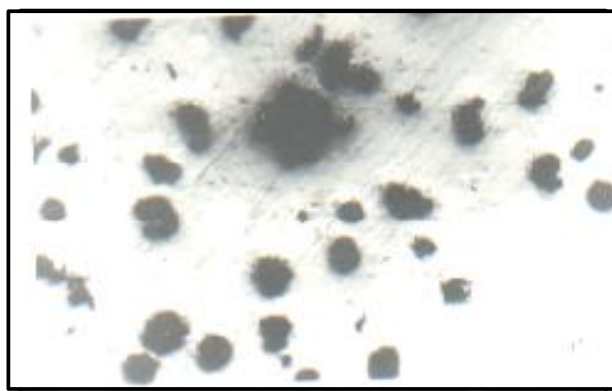


Рисунок 7 – Микрошлиф пробы чугуна после обработки

При составлении баланса материалов блока до и после обработки (таблица 3) расход материалов определялся относительно исходного содержания.

Таблица 3 – Баланс материалов блока до и после обработки

Наименование материалов дугового блока	Исходный блок		Остаток		Расходовано	
	кг	%	кг	%	кг	%
1. Рудно-восстановительная смесь, в том числе:	0,230	40,64	0,122	21,55	0,108	19,08
Магнезит	0,156	27,63	0,083	14,66	0,073	12,98
Алюминиевый порошок	0,051	8,94	0,027	4,74	0,024	4,20
Пековая связка	0,023	4,06	0,012	2,16	0,011	1,91
2. Электрод, в том числе:	0,186	32,86	0,081	14,22	0,106	18,64
Железная трубка	0,136	24,03	0,041	7,24	0,095	16,78
Графитовый стержень	0,050	8,83	0,040	6,98	0,011	1,86
3. Шамотная оболочка	0,150	26,50	0,120	21,20	0,030	5,30
ИТОГО	0,566	100	0,323	56,98	0,244	43,02

При расчете материального баланса принимались следующие допущения:

– весь алюминий, содержащийся в рабочей смеси расходовался на восстановление магния, а в результате реакции восстановления получался  $Al_2O_3$ ;

- весь  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , содержащийся в графитовой части электрода восстанавливается углеродом до алюминия, участвуя в дальнейшем в реакциях восстановления магния;
- выход паров магния определялся по количеству израсходованного восстановителя;
- железо металлической трубки при плавлении переходит в металл;
- соединения  $\text{CaO}$ ,  $\text{SiO}_2$  и прочие, содержащиеся в материалах блока, переходят в шлак.

В таблице 4 приведен расчетный химический состав шлака после обработки. Отличия в экспериментальных и расчетных величинах магнийсодержащих компонентов шлака можно объяснить частичными потерями магния в результате окисления непрореагировавшей его части кислородом атмосферы. Это подтверждается химическим анализом белого налета образующегося на оборудовании используемом в ходе обработки, который состоит в основном из оксида магния.

Таблица 4 – Расчетная масса компонентов и химический состав образующегося шлака

Параметр	Компоненты шлака					Всего
	( $\text{MgO}+\text{MgS}$ )	( $\text{Al}_2\text{O}_3$ )	( $\text{SiO}_2$ )	( $\text{CaO}$ )	прочие	
Масса, кг	0,066	0,062	0,017	0,005	0,005	0,155
Содержание, %	42,67	40,29	10,85	3,22	2,96	100,0

На основании проведенных исследований и расчетов была предложена схема процессов, происходящих в реакционной зоне восстановительного блока при обработке чугуна магнием методом алюмотермического восстановления магнезита в глубине металлического расплава (рис. 8).

Тепло  $Q$ , выделяемое на дуге, обогревает поверхность (реакционной зоны) до температуры начала восстановления магния. На поверхности каверны развивается реакция алюмотермического восстановления магния, в результате которой образуется шлаковая пленка, содержащая оксид алюминия  $\text{Al}_2\text{O}_3$  и пары магния. Пар магния диффундирует через шлаковую пленку, и создает избыточное давление  $P$  в реакционной зоне. Попадая в расплав, магний существует как в газообразном виде, так и в растворенном. Реакции образования сульфида магния происходят на поверхности пузыря, за счет поверхностной активности серы, и в объеме металла.

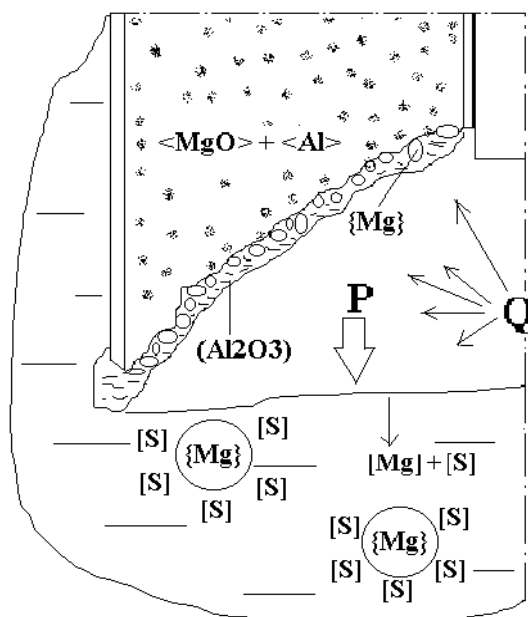


Рисунок 8 – Схема реакционной зоны восстановительного блока.

Таким образом, проведенные исследования позволили:

- оценить основные статьи материального баланса процесса дугового глубинного восстановления магния;
- установить связь между расходом рудовосстановительной смеси, затратами электричества и степенью десульфурации чугуна;
- предложить схему процессов, происходящих в заглубленной реакционной зоне при обработке чугуна магнием методом алюмотермического восстановления магния из магнезита.

### Библиографический список

1. Семирягин С.В. Совершенствование конструкции и состава рафинировочных блоков процесса дугового глубинного восстановления/ С.В.Семирягин, С.В.Куберский, С.Б.Эссельбах, И.Н.Богрянцев, Д.Б.Васильев//– Алчевск ДГМИ. - 2003. – Сбор.науч.трудов. Вып. №17.– С. 283-292.
2. Разработка теоретических и технологических основ обработки жидких расплавов активными элементами с использованием сильных электромагнитных воздействий. Отчет по госбюджетной НИР №110 (№ гос.регистрации 0101U003569). ДГМИ. Алчевск, - 2003. - 132 с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

*к.т.н. Ершов В.М.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ДЕСТАБИЛИЗАЦИЯ ОСТАТОЧНОГО АУСТЕНИТА В ШЛИФОВАННОМ СЛОЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ**

*Приведені результати дослідження ефекту дестабілізації залишкового аустеніту шліфованого шару інструментальних сталей під дією швидкісного нагріву, обробки холодом і накладення зовнішнього магнітного поля.*

**Ключові слова:** *залишковий аустеніт, дестабілізація, нагрів, обробка холодом, магнітне поле, інструментальні сталі.*

*Приведены результаты исследования эффекта дестабилизации остаточного аустенита шлифованного слоя инструментальных сталей под действием скоростного нагрева, обработки холодом и наложения внешнего магнитного поля.*

**Ключевые слова:** *остаточный аустенит, дестабилизация, нагрев, обработка холодом, магнитное поле, инструментальные стали.*

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

В наших работах [1,2] было показано, что при шлифовании термически упрочненных инструментальных сталей, в их тонком поверхностном слое фиксируется значительное количество остаточного аустенита. Остаточный аустенит – это сравнительно мягкая и нестабильная фаза структуры шлифованных сталей, которая в процессе эксплуатации инструмента может распадаться на ферритокарбидную смесь или превращаться в мартенсит, что вызывает изменение геометрии инструмента и снижает его стойкость.

Низкотемпературный отпуск (180-220<sup>0</sup>С, горячее масло) шлифованного инструмента, часто применяемый в практике, не дает снижения количества остаточного аустенита в поверхностном слое и мало влияет на стойкость и работоспособность инструмента [3].

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

Известно [2], что остаточный аустенит шлифованного слоя сосредоточен в тонких микронных слоях инструмента и для его устранения необходимы технологические приемы, которые не смогли бы повлиять на структурное состояние основы инструмента и, соответственно, на его твердость.

В настоящее время среди разнообразных приемов борьбы с остаточным аустенитом в объеме закаленных изделий нашли применение следующие методики: дестабилизирующий отпуск, глубокое охлаждение в жидком азоте и воздействие сильных магнитных полей [4,5].

#### **Постановка задачи.**

Задачей настоящего исследования является поиск эффективных способов устранения остаточного аустенита в структуре шлифованного слоя некоторых инструментальных сталей.

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

Для исследования были выбраны 2 инструментальные стали: низколегированная – марки Х и быстрорежущая высоколегированная – марки Р6М5. Химический состав сталей соответствовал ГОСТ 5950-73 (Х) и 19265-73 (Р6М5).

Из прутков выбранных материалов были изготовлены призматические образцы размером 10х10х55 мм, которые прошли типовую упрочняющую термическую обработку (закалку и отпуск), а затем подверглись шлифовке. Режимы шлифовки образцов были аналогичны данным наших предыдущих работ [1,2]. Как было показано нами ранее [1], при мягких режимах шлифования (подача 0.02-0.04 мм) в поверхностном слое сталей фиксируется минимальное количество остаточного аустенита (10-15%), а при жестких режимах (подача 0.10-0.12 мм) количество аустенитной фазы может достигать 45-65%. Изменяя режим шлифования, мы регулировали количество остаточного аустенита в шлифованном слое.

После шлифовки образцы проходили металлографическое и рентгеновское исследование фазового состава. При металлографическом исследовании определялась глубина слоя с измененной структурой. Для анализа структуры использовали методику приготовления «косых» шлифов, т.е. шлифов наклоненных под углом 1-2 градуса к шлифованной поверхности образца. Этот прием позволял «растягивать» тонкий микронный слой на большую ширину. На рисунке 1 приведен пример микроструктуры косого шлифа образца из стали марки Х, прошедшего шлифование на глубину 0.08 мм.

Здесь видно, что белый слаботравящийся слой, представляющий собой смесь дисперсных зерен мартенсита и остаточного аустенита, проникает в основу образца в виде своеобразных «сосулеч», которые, надо полагать, образовались по действием сил трения о поверхность отдельных зерен абразива шлифовального круга. Как показали измерения усредненной толщины этой нетравящейся зоны, она возрастает с увеличением глубины шлифования от 5 до 25 мкм.





Рисунок 1 – Микроструктура косо́го шлифа поверхностного слоя шлифованного образца стали Х. Увеличение 400<sup>x</sup>

Рентгеновское исследование фазового состава шлифованных образцов и образцов, прошедших термическую и термомагнитную обработку, выполняли на дифрактометре ДРОН-1.5 в фильтрованном железном излучении. Как и в работе [1] по результатам измерения интенсивности дифракционных линий (110)-(011) мартенсита и (111) гамма-фазы, определяли количество остаточного аустенита в поверхностном слое образцов.

Контроль твердости образцов проводили на приборе ТК-2.

На начальном этапе настоящей работы изучалось влияние обработки холодом на эффект дестабилизации остаточного аустенита шлифованного слоя выбранных сталей. При этом шлифованные образцы исследуемых сталей рентгенографировали, затем отбирали для дальнейшей работы те из них, которые имели в поверхностном слое более 20% остаточного аустенита. Выбранные образцы с известным количеством остаточного аустенита в поверхностном слое помещали в сосуд с жидким азотом и выдерживали в нем 1 час, после чего их отогревали до комнатной температуры и вновь рентгенографировали. Результаты измерения количества остаточного аустенита в шлифованном слое до и после обработки холодом приведены в таблице 1.

Из данных таблицы видно, что глубокое охлаждение образцов в жидком азоте ( $-196^{\circ}\text{C}$ ) привело к дестабилизации аустенита и возобновлению прерванного мартенситного превращения в шлифованном слое, что заметно уменьшило процентное содержание остаточного аустенита.

Таблица 1 - Влияние обработки холодом на количество остаточного аустенита в шлифованном слое сталей марок X и P6M5

Марка стали	Исходное состояние		После обработки холодом		
	Глубина шлифования	% остат. аустенита	% остат. аустенита	% превращения	HRC <sub>3</sub>
X	0.12	65±3	45±3	30	62.5
	0.08	45±3	33±3	27	63.0
	0.05	32±3	29±3	9	62.0
P6M5	0.12	53±3	38±3	28	63.0
	0.08	39±3	28±3	28	63.5
	0.05	26±3	24±3	8	63.0

Кроме того, процент превращения аустенитной фазы в мартенсит при охлаждении оказался зависимым от исходного его содержания. Обнаружили, что с уменьшением количества остаточного аустенита в слое, проявляется всевозрастающая стабилизация гамма-фазы, что, несомненно, связано со значительным увеличением эффекта наклепа этой фазы при шлифовании. При этом эффективность обработки холодом сильно наклепанного аустенита оказывается существенно ниже, чем у остаточного аустенита закаленного состояния [4].

На следующем этапе исследования изучали влияние предварительного нагрева шлифованных образцов перед обработкой холодом. Известно [6], что при нагреве остаточный аустенит может дестабилизироваться за счет релаксации напряжений и выделений карбидных фаз. Важную роль здесь играет правильный выбор температурного режима в нагреве стали. Как показывает практика термообработки [7], полная дестабилизация остаточного аустенита происходит при температурах, когда уже начинается разупрочнение мартенситной фазы сталей, снижается твердость, что явно недопустимо. Отсюда следует, что для дестабилизации остаточного аустенита тонкого приповерхностного слоя шлифованной стали, необходим быстрый нагрев до высокой фиксированной температуры и немедленное охлаждение до комнатной температуры.

Для скоростного нагрева шлифованных образцов был выбран вариант использования жидкой свинцовой ванны, обеспечивающий скорость нагрева более 100<sup>0</sup>/с. Исследуемые образцы погружали в расплав свинца на 10 – 40 с, а затем быстро переносили в бак с водопроводной водой. После такого краткосрочного нагрева, призывали рентгенографирование шлифованной поверхности образцов, измеряли твердость, затем призывали обработку образцов холодом по вышеприведенному режиму. Обработанные образцы вновь рентгенографировали и определяли

количество остаточного аустенита в поверхностном слое. Результаты второго этапа исследования выбранных сталей приведены в таблице 2.

Таблица 2 - Влияние температуры и продолжительности выдержки при нагреве ( $t$  °C;  $\tau$ ,с –соответственно) и последующей обработки холодом на количество остаточного аустенита ( $A_{ост}$  . $\pm 3\%$ ) и твердость (HRC) шлифованных образцов сталей марки X и P6M5

Марка стали	Исход. % $A_{ост}$	Режим нагр.		После охлаждения			После обраб. хол.		
		$t$ , °C	$\tau$ ,с	% $A_{ост}$	% превр.	HRC	% $A_{ост}$	% превр.	HRC
X	57	350	10	46	19	60.5	31	33	60.5
	41	450	10	26	36	61.0	18	50	60.5
	48	450	20	10	79	59.0	3	70	60.0
	37	500	10	32	13	60.0	9	31	60.5
	34	500	20	5	85	56.0	-	-	56.0
	67	500	5	31	54	61.0	32	0	62.0
P6M5	43	650	10	38	12	63.0	32	16	63.5
	52	750	10	42	19	61.0	35	17	62.5
	37	750	10	27	27	61.5	23	15	62.5
	35	750	20	19	46	60.5	14	26	61.5
	38	750	40	12	68	58.5	9	25	58.0

Из данных таблицы 2 следует, что кратковременный нагрев шлифованных образцов до сравнительно высоких температур и последующее за тем быстрое их охлаждение до комнатной температуры, вызывает превращение значительной доли аустенита (от 30 и более процентов) в мартенсит. Оптимальной температурой нагрева шлифованного слоя следует признать: для стали марки X – 500°C, а для стали P6M5 - 750°C. В этом случае выдержка в свинцовой ванне шлифованных образцов должна быть не более 15-20с, что существенно снижает количество остаточного аустенита и сохраняет высокую твердость стали.

Обработка холодом отпущенных образцов сталей также активизировала превращение остаточного аустенита, в результате чего конечное содержание этой фазы в структуре шлифованного слоя снизилось до 5-15%.

Последним этапом настоящей работы стало исследование влияния сильного магнитного поля на эффект дестабилизации остаточного аустенита шлифованного слоя выбранных сталей. При этом образцы первоначально проходили кратковременный нагрев по вышеприведенным

оптимальным режимам, а затем на этапе охлаждения они помещались в постоянное магнитное поле напряженностью в 550-600 кА/м. Для проведения этой операции из латуни был изготовлен миниатюрный бак с клавишным включателем магнитного поля. Этот бак с минеральным маслом помещали в зазор магнита баллистической установки БУ-3 и после завершения выдержки в свинцовой ванне, образец быстро переносили в бак и охлаждали его до комнатной температуры в магнитном поле. После терромагнитной обработки образцов, производили рентгенографирование их шлифованной поверхности и измеряли твердость.

В таблице 3 приведены данные исследования по влиянию терромагнитной обработки на дестабилизацию остаточного аустенита шлифованного слоя стали Р6М5.

Таблица 3 - Влияние нагрева и последующего охлаждения в магнитном поле на количество остаточного аустенита ( $A_{ост. \pm 3\%}$ ) в шлифованных образцах стали Р6М5

$A_{ост. \pm 3\%}$ до обраб.	Режим нагрева		После охлаждения в магн. поле		
	температ. $^{\circ}\text{C}$	выдержка, с	$A_{ост. \pm 3\%}$	% превращен.	HRC
54	750	10	36	32	63.5
45	750	20	15	66	64.0
41	750	30	12	70	61.5
51	750	40	15	70	60.0

По данным таблицы 3 видно, что терромагнитная обработка шлифованного слоя стали Р6М5 привела к существенному уменьшению в нем количества остаточного аустенита, причем действие магнитного поля на его дестабилизацию оказалось аналогичным обработке холодом (табл. 2).

Аналогичные результаты были получены и у шлифованных образцов стали марки Х.

#### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

В результате проведенного исследования был разработан оптимальный метод дестабилизации остаточного аустенита шлифованного слоя сталей марок Х и Р6М5, который заключается в кратковременном (10-20с) быстром нагреве ( $V \geq 100^{\circ}\text{C}/\text{с}$ ) до температур на 200-250 $^{\circ}\text{C}$  выше рекомендуемых для отпуска с последующим охлаждением в жидком азоте или во внешнем магнитном поле.

В дальнейших исследованиях необходимо изучить влияние на дестабилизацию остаточного аустенита шлифованного слоя совмещение операций обработки холодом и магнитного поля.

### **Библиографический список**

1. Мисюра А.А., Еришов В.М. Аустенитизация поверхностного слоя быстрорежущей стали при илфировании. Сб. научных работ ДонГТУ, 2008, №27, С.213-219.

2. Еришов В.М., Коробко Т.Б. Рентгеновский анализ поверхностного слоя быстрорежущей стали. Сб. научных работ ДонГТУ, 2009, №28, С.206-211.

3. Смольников Е.А. Термическая и химико-термическая обработка инструментов в соляных ваннах. – М.: Машиностроение. 1989. С. 312.

4. Полевой С.Н., Евдокимов В.Д. Упрочнение металлов. – М.: Машиностроение. 1986. С. 320.

5. Садовский В.Д., Фокина Е.А. Остаточный аустенит в закаленной стали. – М.: Наука. 1986. С. 112.

6. Новиков И.И. Теория термической обработки металлов. – М.: Металлургия. 1986. С. 480.

7. Геллер Ю.А. Инструментальные стали. – М.: Металлургия. 1983. С. 527.

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

*к.т.н. Данько А.В.  
(ДонГТУ, Алчевск, Украина)*

## **МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТОДОМ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ С УЧЕТОМ НЕПОСТОЯНСТВА СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ**

*Розроблена методика побудови сітки ліній ковзання при плоскій деформації по експериментально знайденим граничним умовам з урахуванням непостійності опору деформації.*

**Ключові слова:** *поле напруг, експериментальні граничні умови, метод ліній ковзання.*

*Разработана методика построения сетки линий скольжения при плоской деформации по экспериментально найденным граничным условиям с учетом непостоянства сопротивления деформации.*

**Ключевые слова:** *поле напряжений, экспериментальные граничные условия, метод линий скольжения.*

Экспериментальное определение поля напряжений в пластической области по-прежнему является проблемой. Один из вариантов ее решения - использование экспериментально найденных статических граничных условий в виде напряжений на поверхности деформируемого тела для последующего вычисления напряженного состояния внутри тела каким-либо аналитическим методом. Получение таких граничных условий с достаточной степенью точности возможно поляризационно-оптическим методом или методом штифтовых мездоз.

Одним из самых распространенных и доступных аналитических методов определения полей напряжений является метод линий скольжения (МЛС). Известно несколько работ, в которых данный метод применяется для вышеуказанной цели [1,2].

Одной из предпосылок МЛС является постоянство сопротивления деформации (или пластической постоянной  $k$ ) по очагу деформации. Однако установлено [3], что адекватное граничным условиям поле напряжений может быть получено только при учете неравномерности распределения сопротивления деформации по пластической области.

Известно несколько попыток преодоления вышеуказанного недостатка МЛС. Одной из самых ранних является работа [4], в которой представлена модификация МЛС применительно к прокатке биметаллов. Предложено очаг деформации по высоте разбивать на несколько

зон с различными значениями  $k$ . Показано, что при переходе из одной зоны в другую угол наклона линий скольжения меняется скачком на величину, зависящую от отношения пластических постоянных. В работе [5] та же идея использована для анализа напряженного состояния при прокатке с неравномерным распределением температуры по высоте очага деформации. Однако при прокатке в низком очаге деформации, как это показано в работе [6], неравномерным является распределение  $k$  по длине очага деформации. Работ, в которых бы решалась эта задача, не обнаружено.

Задача данной работы состояла в том, чтобы разработать методику численного построения сетки линий скольжения по экспериментальным граничным условиям для процесса прокатки с неравномерным распределением сопротивления деформации по длине очага деформации.

Для этого очаг деформации разбивается на достаточно большое число сечений  $N$  линиями, параллельными оси  $Y$ , проходящими через точки контактных поверхностей валков, в которых экспериментально определены  $\sigma_n$  и  $\tau_k$  (рис. 1).

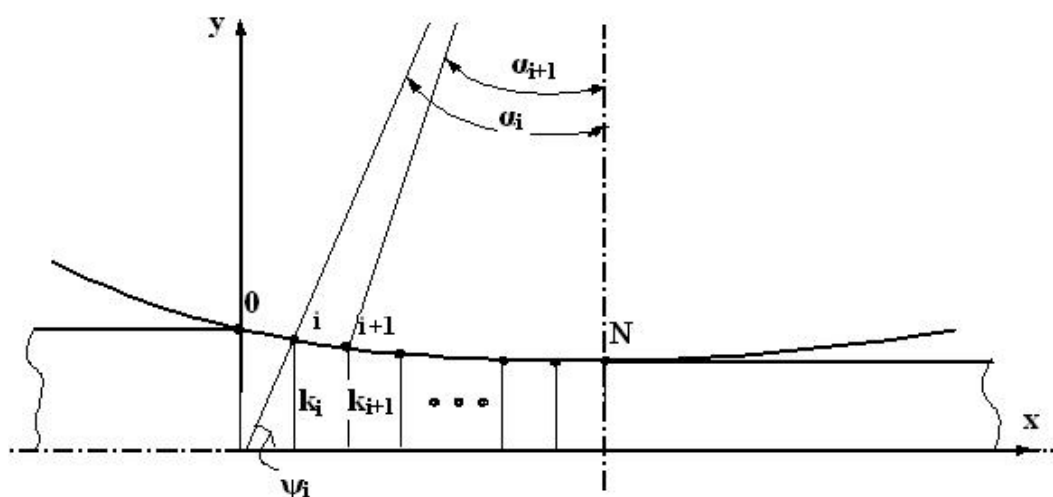


Рисунок 1 – Разбиение очага деформации на сечения с различной  $k$

При определении среднего нормального напряжения  $\sigma$  и угла наклона  $\alpha$ -линий  $\theta$  на контактной поверхности учитывается возникновение разрывов напряжений вдоль границ сечений. Поэтому в каждой  $i$ -той точке линии контакта, кроме 0-й и  $N$ -й, будет по две величины  $\sigma$  и  $\theta$ :

$$\theta_i = \psi_i - \frac{1}{2} \alpha \cos \left( \frac{\tau_{ki}}{k_i} \right) \quad \theta'_i = \psi_i - \frac{1}{2} \alpha \cos \left( \frac{\tau_{ki}}{k_{i+1}} \right)$$

$$\sigma_i = \sigma_{ni} - k_1 \sin[2(\theta_i - \psi_i)] \quad \sigma'_i = \sigma_{ni} - k_{1+1} \sin[2(\theta_i - \psi_i)],$$

где  $\sigma_n, \tau_k$  – нормальное и касательное контактные напряжения;  
 $\psi$  – угол наклона нормали к контактной поверхности в данной точке.

Используется система координат по [7], в которой положительное направление линий  $\alpha$ -семейства получается поворотом на  $45^\circ$  против часовой стрелки от направления  $\sigma_1$ . Эта система удобна тем, что углы  $\theta$  получаются острыми и картина линий скольжения становится более наглядной.

Поскольку вдоль линии разрыва напряжений возможен разрыв только нормального напряжения, совпадающего с направлением линии разрыва, то в данном случае разрыв претерпевает только  $\sigma_y$ , а напряжения  $\sigma_x$  и  $\tau_{yx}$  непрерывны. Т.о. численно строится непрерывное поле напряжений в каждом  $i$ -том сечении, в котором компонента  $\sigma_y$  разрывна на границах сечений. Поэтому при переходе через границу сечений угол  $\theta$  должен изменяться в зависимости от соотношения  $k_i/k_{i+1}$  по [4].

На следующем шаге решения определяются параметры линий скольжения 2-го слоя (считается, что линия контакта является 1-м слоем сетки линий скольжения). Решается задача Коши в треугольниках  $1i-2i-1i+1$ , прилегающих к линии контакта (рис. 2).

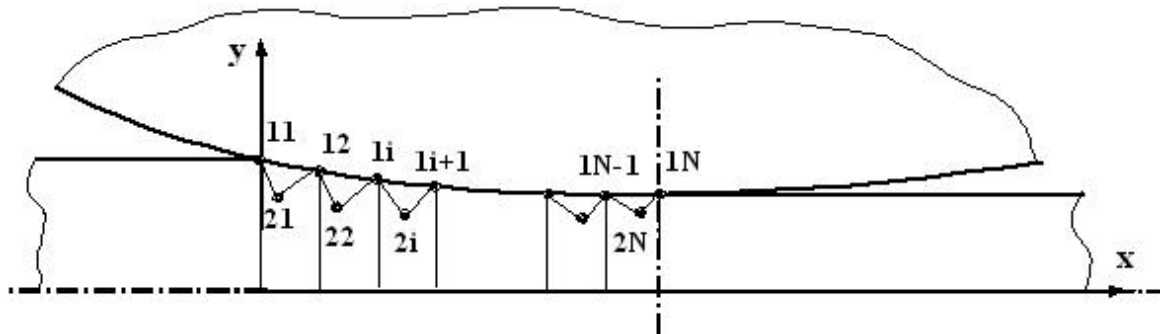


Рисунок 2 – Построение решения во 2-м слое

Принята следующая система индексации узлов: первый индекс обозначает номер слоя, второй – номер узла от начала системы координат. Определение  $\sigma$  и  $\theta$  производится по интегралам Генки:

$$\sigma_{2i} = \frac{1}{2}(\sigma_{1i+1} + \sigma_{1i}) + k_i(\theta_{1i+1} - \theta_{1i}), \quad (1)$$

$$\theta_{2i} = \frac{1}{2k_i}(\sigma_{1i+1} - \sigma_{2i}) + \theta_{1i+1}. \quad (2)$$



При этом учитывается изменение  $\sigma$  и  $\theta$  на границе сечений в точках  $1i$  и  $1i+1$  вследствие изменения  $k$ . Координаты узлов сетки затем находятся по известным зависимостям [7]:

$$x_{2i} = \frac{x_{1i+1} \cdot \operatorname{tg}\left[\frac{1}{2}(\theta_{2i} + \theta_{1i+1})\right] + x_{1i} \cdot \operatorname{ctg}\left[\frac{1}{2}(\theta_{2i} + \theta_{1i})\right] + y_{1i} - y_{1i+1}}{\operatorname{tg}\left[\frac{1}{2}(\theta_{2i} + \theta_{1i+1})\right] + \operatorname{ctg}\left[\frac{1}{2}(\theta_{2i} + \theta_{1i})\right]}, \quad (3)$$

$$y_{2i} = y_{1i} + (x_{2i} - x_{1i+1}) \cdot \operatorname{tg}\left[\frac{1}{2}(\theta_{2i} + \theta_{1i+1})\right]. \quad (4)$$

На рисунке 3 показана эта стадия построения сетки для случая симметричной прокатки с  $\varepsilon = 40,2\%$ ,  $l_d/h_{cp} = 1,76$  (эпюры контактных напряжений взяты из работы [2]).

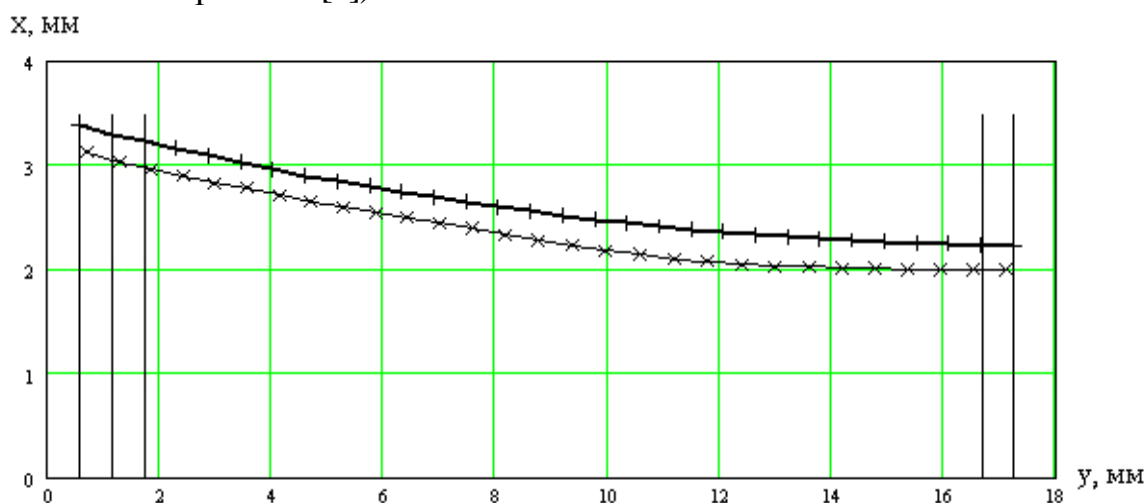


Рисунок 3 – Второй слой сетки линий скольжения

Для построения 3-го и последующих слоев находятся параметры узлов в первом приближении. Решается задача Римана в четырехугольниках  $2i-1i+1-2i+1-3i$  (рис.4). Вначале находятся параметры  $\xi$  и  $\eta$ , постоянные вдоль  $\alpha$  и  $\beta$ -линий соответственно:

$$\xi_i = \frac{\sigma_{2i+1}}{2k_{i+1}} + \theta_{2i+1}, \quad (5)$$

$$\eta_i = \frac{\sigma_{2i}}{2k_i} - \theta_{2i}. \quad (6)$$

Затем определяются  $\sigma_{3i}$  и  $\theta_{3i}$  первого приближения, причем возможны два варианта: а) в зоне отставания  $x_{3i} < x_{1i+1}$  (рис. 4.а), тогда

$$\sigma_{3i} = k_i (\xi_i + \eta_i)$$

$$\theta_{3i} = \xi_i - \frac{\sigma_{3i}}{2k_i} \quad (7)$$

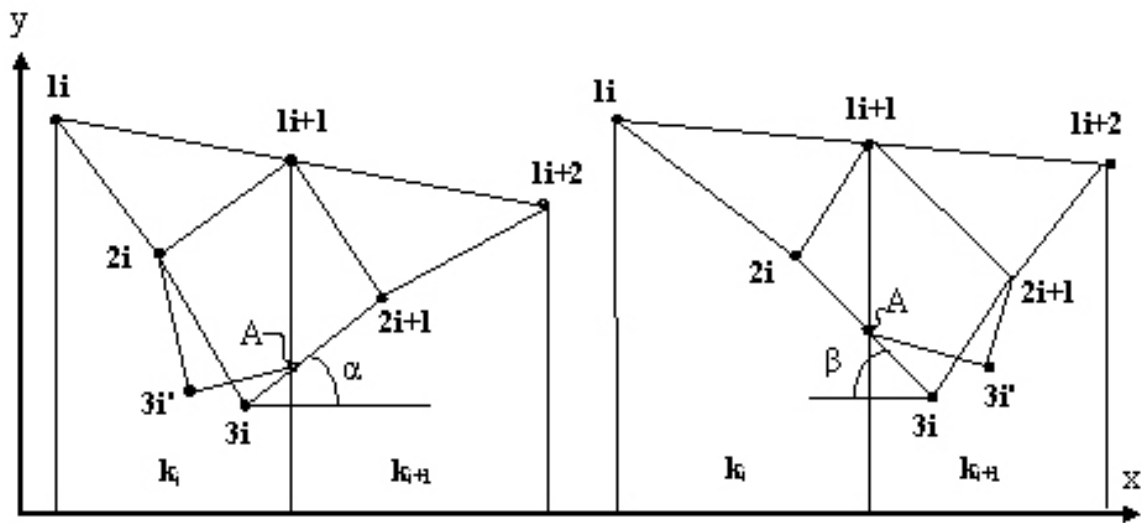


Рисунок 4 – К построению третьего слоя сетки линий скольжения

б) в зоне опережения  $x_{3i} > x_{1i+1}$  (рис. 4.б), тогда

$$\theta_{3i} = \xi_i - \frac{\sigma_{3i}}{2k_{i+1}}. \quad (8)$$

Координаты узлов находятся по (3) и (4) с подстановкой соответствующих параметров 2-го и 3-го слоев.

Для определения параметров 3-го слоя во втором приближении находится координата  $y$  точки  $A$  пересечения границы сечений (рис.4):

$$yA_i = \frac{y_{2i+1} - y_{3i}}{x_{2i+1} - x_{3i}}(x_{1i+1} - x_{3i}) + y_{3i}, \text{ если } x_{3i} < x_{1i+1},$$

$$yA_i = y_{3i}, \text{ если } x_{3i} = x_{1i+1}$$

$$yA_i = \frac{y_{2i} - y_{3i}}{x_{3i} - x_{2i}}(x_{3i} - x_{1i+1}) + y_{3i}, \text{ если } x_{3i} > x_{1i+1}.$$

Затем определяется изменение угла  $\theta$  при пересечении линиями скольжения границ сечений. Т.к.  $\tau_{yx}$  непрерывно, то:

$$k_i \cos 2\theta_i^+ = k_{i+1} \cos 2\theta_i^-$$

Отсюда следует:

$$\theta A_i^+ = \frac{1}{2} a \cos \left( \frac{k_{i+1}}{k_i} \cos 2\theta_{3i} \right), \text{ если } x_{3i} \leq x_{1i+1},$$

$$\theta A_i^- = \frac{1}{2} a \cos \left( \frac{k_i}{k_{i+1}} \cos 2\theta_{3i} \right), \text{ если } x_{3i} < x_{1i+1}.$$

Напряжение  $\sigma_i$  в точке А после пересечения границы сечений находится из условия непрерывности напряжения  $\sigma_x$ :

$$\sigma_i^+ + k_i \sin 2\theta_i^+ = \sigma_i^- + k_{i+1} \sin 2\theta_i^-$$

Поэтому:

$$\sigma A_i^+ = \sigma_{2i+1} + k_{i+1} \sin 2\theta_{3i} - k_i \sin 2\theta A_i^+, \text{ если } x_{3i} \leq x_{1i+1},$$

$$\sigma A_i^- = \sigma_{2i} + k_i \sin 2\theta_{3i} - k_{i+1} \sin 2\theta A_i^-, \text{ если } x_{3i} < x_{1i+1}.$$

Параметры 3-го слоя находятся по зависимостям:

$$\text{а) если } x_{3i} \leq x_{1i+1} \quad \xi_i' = \frac{\sigma A_i}{2k_i} + \theta A_i; \quad \eta_i' = \frac{\sigma_{2i}}{2k_i} - \theta_{2i};$$

$$\sigma'_{3i} = k_i (\xi'_i + \eta'_i); \quad \theta'_{3i} = \xi'_i - \frac{\sigma'_{3i}}{2k_i}.$$

Координаты узлов 3-го слоя во втором приближении:

$$x'_{3i} = \frac{x_{1i+1} \cdot \operatorname{tg} \left[ \frac{1}{2} (\theta'_{3i} + \theta A_i) \right] + x_{2i} \cdot \operatorname{ctg} \left[ \frac{1}{2} (\theta_{2i} + \theta A_i) \right] + y_{2i} - y A_i}{\operatorname{tg} \left[ \frac{1}{2} (\theta'_{3i} + \theta A_i) \right] + \operatorname{ctg} \left[ \frac{1}{2} (\theta_{2i} + \theta A_i) \right]}$$

$$y'_{3i} = y A_i + (x'_{3i} - x_{1i+1}) \cdot \operatorname{tg} \left[ \frac{1}{2} (\theta'_{3i} + \theta A_i) \right]$$

б) если  $x_{3i} < x_{1i+1}$   $\xi'_i = \frac{\sigma_{2i+1}}{2k_{i+1}} + \theta_{2i+1}; \quad \eta'_i = \frac{\sigma A_i}{2k_{i+1}} - \theta A_i;$

$$\sigma'_{3i} = k_{i+1} (\xi'_i + \eta'_i); \quad \theta'_{3i} = \xi'_i - \frac{\sigma'_{3i}}{2k_{i+1}}.$$

$$x'_{3i} = \frac{x_{2i+1} \cdot \operatorname{tg} \left[ \frac{1}{2} (\theta'_{3i} + \theta_{2i+1}) \right] + x_{1i+1} \cdot \operatorname{ctg} \left[ \frac{1}{2} (\theta'_{3i} + \theta A_i) \right] + y A_2 - y_{2i+1}}{\operatorname{tg} \left[ \frac{1}{2} (\theta'_{3i} + \theta_{2i+1}) \right] + \operatorname{ctg} \left[ \frac{1}{2} (\theta'_{3i} + \theta A_i) \right]}$$

$$y'_{3i} = y_{2i+1} + (x'_{3i} - x_{2i+1}) \cdot \operatorname{tg} \left[ \frac{1}{2} (\theta'_{3i} + \theta_{2i+1}) \right].$$

На рисунке 5 показано построение сетки линий скольжения до третьего слоя включительно в первом приближении (сплошная линия) и во втором (пунктирная с маркерами).

Видно, что отличие между первым и вторым приближениями заметно только на входе в очаг деформации, где разница в  $k$  по сечениям значительна.

При построении 4-го слоя приходится каждую ячейку сетки разбивать на две, т.к.  $\alpha$ -линии при  $x_{3i} \leq x_{1i+1}$  и  $\beta$ -линии при  $x_{3i} < x_{1i+1}$  имеют точки перегиба. В зоне отставания, при условии  $x_{3i} \leq x_{1i+1}$ , построение осуществляется согласно схеме рисунок 6.

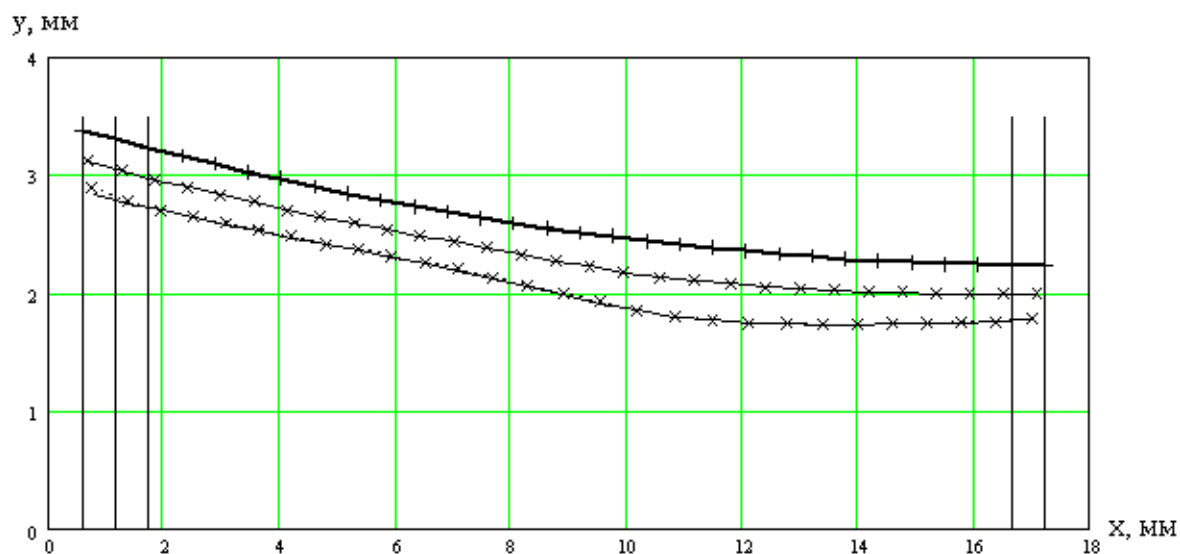


Рисунок 5 – Третий слой в первом и втором приближениях

Находятся параметры точки  $B_i$  в сечении с  $k_{i+1}$  по зависимостям, аналогичным (1)÷(4), т.к. эта точка всегда находится внутри сечения и для нее  $k$  постоянна. Далее определяются параметры и положение точки  $4i$  первого приближения так же, как и точки  $3i$ , по (5÷7) и (3),(4).

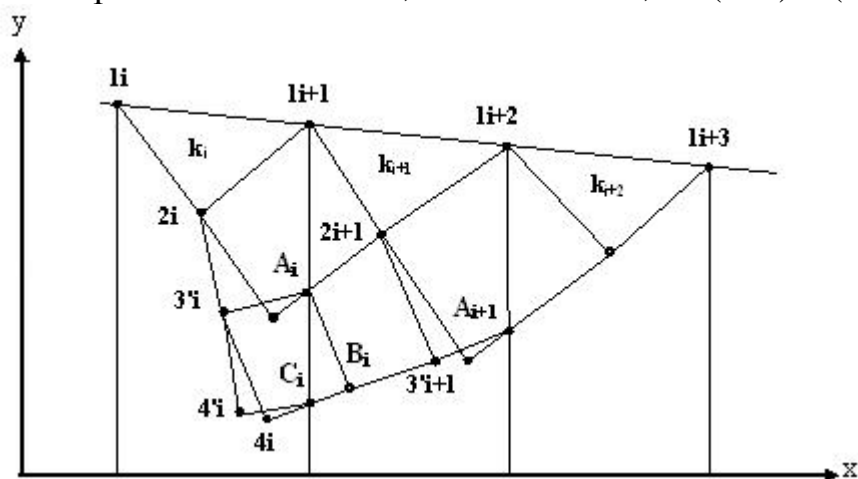


Рисунок 6 – К построению четвертого слоя в зоне отставания

В зоне опережения построение производится аналогично, с той лишь разницей, что точки  $C$  будут на границах с  $i+2$  сечениями по ходу расчета (рис.7) поэтому вместо (7) здесь следует использовать (8).

Построение пятого и последующих слоев осуществляется аналогично, хотя количество определяемых узлов существенно увеличивается.

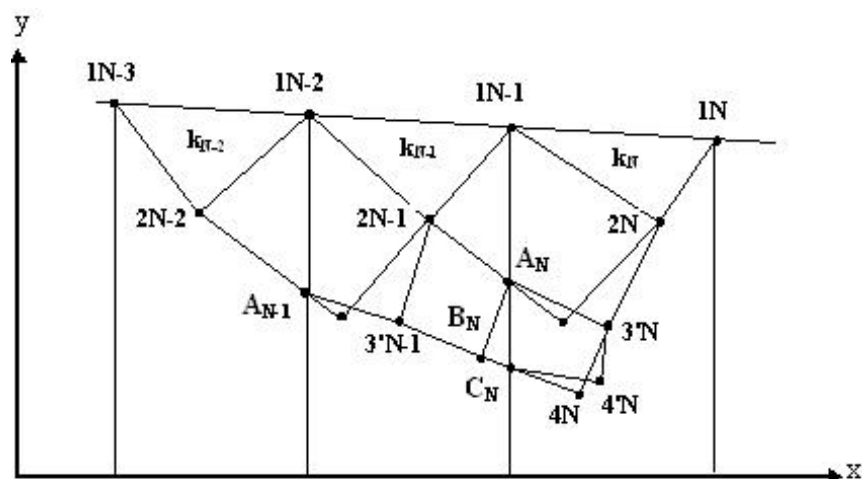


Рисунок 7 – К построению четвертого слоя в зоне опережения

На рисунке 8 показан пример построения сетки линий скольжения первого приближения по предложенной методике при прокатке на гладкой бочке с параметрами  $\epsilon = 40,2\%$ ,  $l_d/h_{cp} = 1,76$ . Построение осуществлено посредством программы SLN-2 в среде MathCad-7. Распределения напряжений на контактной поверхности получены в лаборатории физического моделирования процессов ОМД НМетАУ проф. Шломчака Г.Г. [2]. Последующее определение поля напряжений по сетке линий скольжения не представляет никаких трудностей [7].

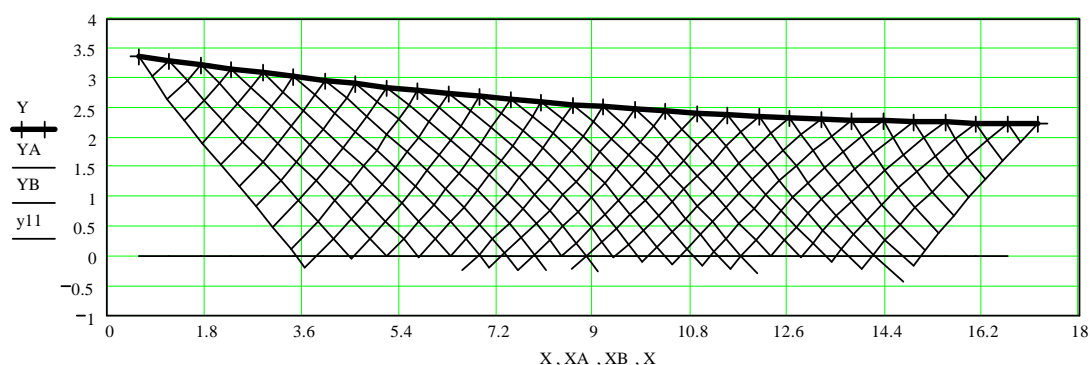


Рисунок 8 – Сетка линий скольжения при  $\epsilon = 40,2\%$ ,  $l_d/h_{cp} = 1,76$ .

### Выводы

Разработана методика построения сетки линий скольжения по экспериментальным статическим граничным условиям с учетом неравномерности распределения сопротивления деформации по длине очага деформации при прокатке.

### **Библиографический список**

1. Использование эюр контактных напряжений для построения поля линий скольжения. / Клименко П.Л., Потапкин В.Ф., Журавлев А.С. и др. // *Обработка металлов давлением. Научн. тр. ДМети*, вып. 59, 1972. – с.23- 26.
2. Федоринов В.А. и др. Исследование контактных напряжений при асимметричной прокатке методом фотоупругости. /В.А.Федоринов, А.Н.Кулик, А.В.Данько // *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Тем. збірн. наук. праць. Краматорськ*, 2007.- с.369-373.
3. Данько А.В. Математическое моделирование напряженного состояния по экспериментальным граничным условиям /А.В.Данько, А.Н.Кулик // *Сб. научн. тр. ДонГТУ*, вып. 25.- Алчевск, 2007.-с.195-203.
4. Бровман М.Я. Некоторые вопросы обработки давлением биметалла /М.Я. Бровман, Ю.С.Додин // *КШП*. – 1963. - №1. – С.3÷5.
5. Прокатка толстых листов /П.И.Полухин, В.М.Клименко, В.П.Полухин и др. // *М.: Металлургия*, 1984ю - 287с.
6. Данько А.В. Розподіл опору деформації при кінематично симетричному і асиметричному плющенні / А.В.Данько, О.М. Кулік // *Луганськ, Вісник СУНУ ім. Даля*, №8 (126), ч.2., 2008. – С.127-132.
7. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1975. – 399с.

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

*к.т.н. Коробко Т.Б.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **УЧЕТ ТРЕНИЯ ПРИ ВЫТЯЖКЕ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ В ШТАМПАХ С МНОГОСЕКЦИОННЫМИ ПОВОРОТНЫМИ ДИСКАМИ**

*Наведені результати теоретичних досліджень та розроблена методика розрахунку коефіцієнтів тертя при штампуванні у матрицях з багатосекційними обертовими дисками.*

**Ключові слова:** коефіцієнт тертя, матриця, багатосекційні обертові диски.

*Приведены результаты теоретических исследований и разработана методика расчета коэффициентов трения при штамповке в матрицах с многосекционными поворотными дисками.*

**Ключевые слова:** коэффициент трения, матрица, многосекционные поворотные диски.

Технология в современных условиях играет существенную роль в развитии научно-технического прогресса и вопросы ее преобразования ставятся достаточно глубоко. Поиск и внедрение новых эффективных, металло- и энергоемких технологий позволяет создавать высокотехнологичное оборудование и находить технологические решения, которые могут качественно изменить процессы потребления трудовых и материальных ресурсов. Среди технологических процессов большое значение придается процессам вытяжки деталей из листового материала.

Качественное протекание процессов вытяжки, связанных с деформацией тонколистового материала при получении осесимметричных деталей с прижимом заготовки определяется условиями трения на фланце заготовки и на перетяжном радиусе матрицы.

Обычная вытяжка деталей может происходить либо в цельнометаллической матрице, либо в матрице с поворотными дисками [ПД], установленными в радиальных пазах [1, 2].

При штамповке по первому способу коэффициент трения между заготовкой и поверхностями прижима, матрицы и радиусной кромкой последней принимаются либо равными, либо различными с показателями  $\mu_0$  – коэффициент трения, соответственно, по фланцу и  $\mu_k$  – коэффициент трения на радиусной кромке матрицы, причем, как утверждает



автор работы [3], наибольшее влияние оказывает трение на матричной кромке.

При использовании второго способа штамповки, то есть когда стремятся уменьшить влияние трения заготовки о поверхности штампа путем применения поворотных дисков в технологических расчетах изменение условий трения не учитывалось при вытяжке осесимметричных деталей

Поэтому, в связи с этим, **целью данной работы** является учет коэффициента трения при расчете напряженного состояния при использовании штампа с многосекционными поворотными дисками.

Принимаем, что между поверхностями матрицы, прижима и заготовки, при ее перемещении коэффициент трения  $\mu_0$ . На перетяжном радиусе матрицы условия трения должны изменяться и коэффициент трения будет равным  $\mu_1$ .

Рассмотрим расчет условного усредненного коэффициента трения  $\mu_1$  в матрице с поворотными дисками (ПД).

Из условия пропорциональности

$$\mu_1 = \mu_n s_n + \mu_0 s_0, \quad (1)$$

где  $\mu_n, \mu_0$ , – коэффициент трения соответственно подвижной и неподвижной части матрицы и заготовки;

$s_n, s_0$  – относительные доли площадей поверхностей подвижной и неподвижной частей.

Коэффициент  $\mu_n$  определяется приведением его к радиусу вращающегося диска

$$\mu_n = \mu' r_0 / (r_n \alpha), \quad (2)$$

где  $\mu'$  – коэффициент трения между осью диска и диском;

$r_0$  – радиус оси;

$r_n$  – радиус поворотного диска;

$\alpha$  – угол охвата диска заготовкой.

Соотношение площадей поверхностей подвижных и неподвижных частей могут быть заменены соответствующими относительными длинами дуги кольцевого элемента, на котором рассчитывается условно усредненное значение коэффициента трения

$$l_n = N l [2\pi (R_1 - r_n \sin \alpha)], \quad (3)$$

где  $N$  – количество поворотных дисков на перетяжном радиусе матрицы

$$N \geq \frac{\pi(R_1 - r_n)}{l}, \quad (4)$$

$R_1$  – радиус оси поворотных дисков;

$l$  – длина поворотного диска, с учетом погрешности изготовления инструмента ( $\delta$ ) определяется по формуле

$$l = 2\sqrt{2|R_1\delta - \delta^2|}, \quad (5)$$

$$l_n = (l - l_n), \quad (6)$$

Тогда

$$\mu_1 = (\mu_n l_n + \mu_0 l_n) / (l_n + l_n). \quad (7)$$

Исходными данными для расчета являлись: радиус заготовки 33 мм, радиус поворотного диска 10 мм, радиус вытягиваемого изделия по средней линии 15 мм, угол охвата  $80^\circ$ , толщина 2 мм,  $\mu_0$  0,15 мм, материал заготовки алюминий марки АЗ. Используя программу расчета (код формы frm Base) были получены данные, которые позволили построить зависимости отношения  $\sigma'_{p\max} / \beta\sigma_s$  от условного усредненного коэффициента трения с учетом потерь на изгиб (рисунок 1).

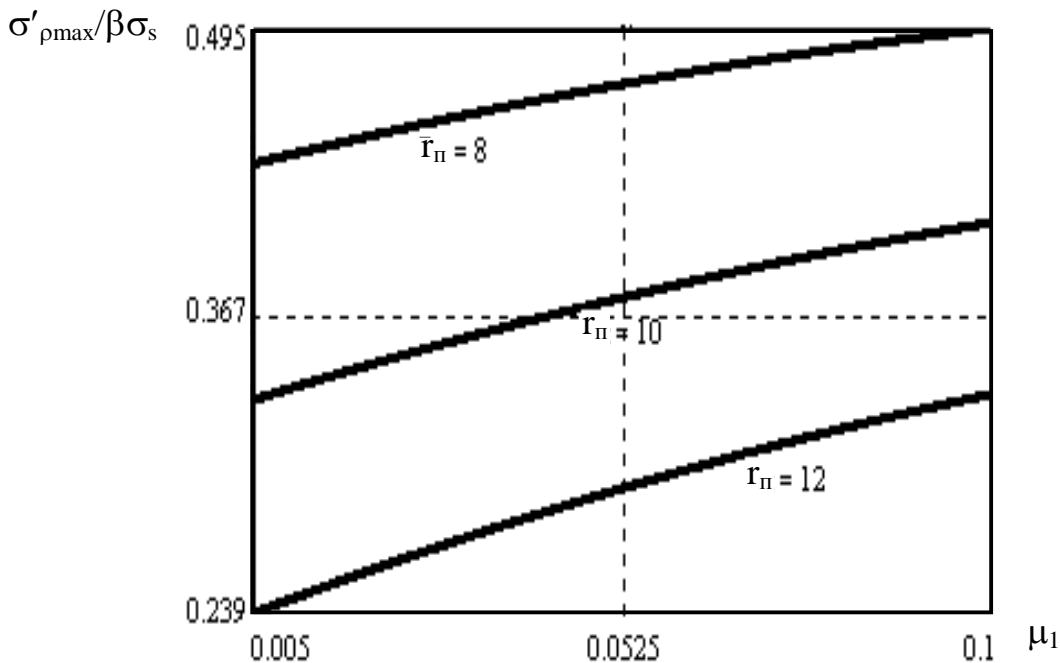


Рисунок 1 – Зависимость отношения  $\sigma'_{p\max} / \beta\sigma_s$  от условного усредненного коэффициента трения с учетом потерь на изгиб

Следовательно, можно сделать вывод о том, что с уменьшением радиуса поворотного диска и увеличением коэффициента трения возрастает максимальное радиальное напряжение. Кроме того, уменьшение радиуса ПД снижает производную зависимости  $\sigma_r \max / (\beta \sigma_s) = F(\mu_1)$  при штамповке в матрице с многосекционными поворотными дисками. При использовании программы и зависимостей, представленных на рисунке 1 можно рассчитывать усредненное значение коэффициента трения.

### **Библиографический список**

1. А.с. 844102 СССР, МКИ В21D 22/20. Штмп для глубокой вытяжки полых изделий с фланцем/ В.И.Ларин (СССР) № 2824588/25-27; Заявлено 02.08.79; Опубл. 07.07.81. Бюл. № 25.-3 с.
2. А.с. 1286320 СССР, МКИ В21D 22/20. Способ вытяжки полых изделий/ А.Г. Кац, П.И. Харитонов (СССР) № 3806816/25-27; Заявлено 30.10.84; Опубл. 30.01.87. Бюл. № 4.-2 с.
3. Шляхин А.Н. Прогнозирование разрушения материала при вытяжке цилиндрических деталей без утонения // Вестник машиностроения. – 1995. № 5.- С. 35-37.

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

*к.т.н. Куберский С.В.,  
к.т.н. Эссельбах С.Б., Проценко М.Ю.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СРАВНИТЕЛЬНАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБОВ ВНЕПЕЧНОЙ ДОВОДКИ ДОМЕННОГО ПЕРЕДЕЛЬНОГО ЧУГУНА И ЧУГУНА ПРОЦЕССА «РОМЕЛТ»**

*Проведена порівняльна оцінка ефективності позапічного доведення доменного переробного чавуну та чавуну процесу рідинно-фазного відновлення у печах з рідкою шлаковою ванною. Запропоновані нові підходи до рафінування та легування чавуну процесу «РОМЕЛТ».*

**Ключові слова:** *переробний чавун, ливарний чавун, доведення, рафінування, легування, залізокремнемагнієві лігатури, електромагнітна обробка.*

*Проведена сравнительная оценка эффективности внепечной доводки доменного передельного чугуна и чугуна процесса жидко-фазного восстановления в печах с жидкой шлаковой ванной. Предложены новые подходы к рафинированию и легированию чугуна получаемого процессом «РОМЕЛТ».*

**Ключевые слова:** *передельный чугун, литейный чугун, доводка, рафинирование, легирование, железокремнемагниевого лигатуры, электромагнитная обработка.*

Десульфурация чугуна как передельного, так и литейного имеет важное практическое значение как для сталеплавильщиков, так и для литейщиков.

Ведение конвертерной плавки на десульфурированном чугуне дает возможность получать сталь с низким содержанием серы. Такая сталь при ее дальнейшей доводке в установке ковш-печь не требует длительной обработки. При непрерывной разливке стали, содержащей менее 0,01% серы, уменьшается количество обреза от непрерывнолитых заготовок, улучшаются механические и технологические свойства проката из малосернистого металла и, как следствие, его конкурентоспособность.

Десульфурация литейного чугуна, потребляемого машиностроительными заводами, необходима тем предприятиям, которые производят отливки из чугуна с шаровидным и вермикулярным графитом (ЧШГ и ЧВГ). Такие отливки имеют в 2÷3 раза большую конструкционную

прочность по сравнению с отливками из серого чугуна. Детали машин и механизмов из ЧШГ и ЧВГ при такой же нагрузке, на которую рассчитаны детали из серого чугуна, могут быть соответственно облегчены. Это приводит в конечном итоге к уменьшению расхода металла на все изделия и к повышению конкурентоспособности машиностроения.

Вместе с тем, десульфурация чугуна, полученного из доменной печи, требует дополнительных материальных и трудовых затрат, а также дополнительного сложного оборудования.

Известно, что наиболее эффективным десульфуратором чугуна является металлический магний. На ОАО «АМК» для десульфурации чугуна магнием и последующего передела такого чугуна в конвертере используется инъекционная технология. Гранулированный магний в смеси со специальным способом обработанной известью вдувают в ковш с чугуном через фурму погружения. В качестве газа-носителя смеси используют азот. Обработка выполняется непосредственно в конвертерном цехе.

Что касается десульфурации товарного литейного чугуна, то этот вопрос на ОАО «АМК» пока еще не решен.

Существуют некоторые особенности технологического и экономического характера, которые надо учитывать при разработке технологии получения бессернистого литейного чугуна.

Прежде всего, бессернистую шихту бессмысленно применять в литейных цехах, где плавка чугуна производится в вагранках с шамотной футеровкой. В процессе такой плавки чугун насыщается серой из кокса. Бессернистый металл для отливок получают в электродуговых или в индукционных печах.

Сталь с низким содержанием серы можно выплавить с применением обычного перекладного чугуна, содержащего  $\approx 0,03\%$  S. Бессернистый литейный чугун нужен при производстве отливок из чугуна с шаровидным графитом. При сфероидизирующем модифицировании чугуна магний взаимодействует с содержащейся в металле серой с образованием сульфида  $MgS$ , температура плавления у которого около  $2000^{\circ}C$ . Скопления сульфидов образуют в металле отливок «черные пятна», нарушающие прочность деталей. При получившем в последние годы распространение внутриформенном модифицировании приходится подвергать отливки 100%-ному неразрушающему контролю на предмет обнаружения этого дефекта. Чугун для отливок, приготовленный из бессернистого литейного чугуна в шихте, позволяет исключить образование в отливках ответственного назначения «черных пятен».

Понятия «бессернистый литейный чугун» в стандартах на металлопродукцию нет. Аналогично маркировке литейных чугунов Л0, Л1 и т.д. может быть предложен новый вид металлопродукции, например,

Л0б, Л1б и т.д. Этот шихтовый материал отличался бы от стандартных сортов литейного чугуна тем, что содержание серы в нем меньше  $0,015 \div 0,010\%$ .

Проблема заключается в том, как его получить, во что это обойдется предприятию-изготовителю и какой эффект новый материал даст литейным предприятиям, которые будут его потреблять.

Варианты получения бессернистого литейного чугуна следующие:

1. Выплавка чугуна соответствующим доменным процессом, т.е. ведение плавки для получения чугуна марок Л0, Л1, Л2, Л3 I-II категории по сере ( $0,03 \div 0,04\%$ ) и последующая десульфурация этого чугуна до содержания в нем серы  $0,010 \div 0,015\%$ .

Этот вариант, по крайней мере для ОАО «АМК», имеет ряд существенных недостатков.

Производительность доменной печи снижается, и существенно. Если оценивать этот показатель по КИПО, то снижение производительности по сравнению с выплавкой передельного чугуна составляет  $12 \div 17\%$ , в зависимости от марки чугуна. Учитывать необходимо также то обстоятельство, что надо сутки переходить с выплавки передельного чугуна на литейный и сутки обратно ввиду того, что заказ обычно небольшой. Некоторые специалисты-доменщики оценивают эффективность получения из доменной печи разных видов чугуна «коэффициентом трудоемкости», который для разных марок литейного чугуна составляет  $1,1 \div 1,6$  [1] по сравнению с единицей для передельного (рис. 1 – 2).

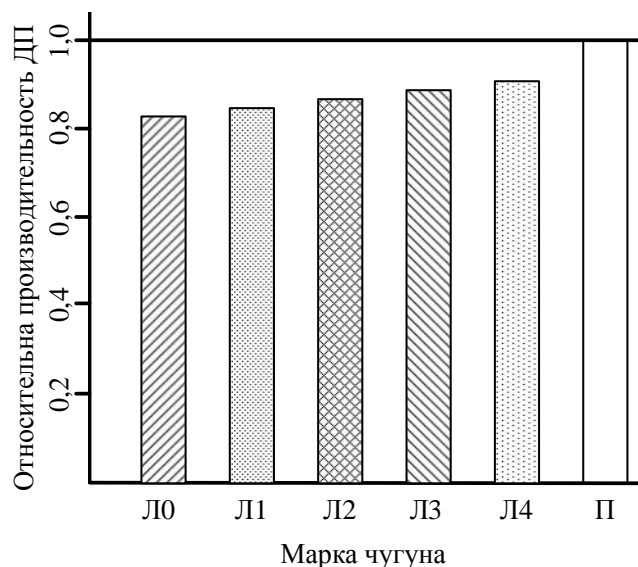


Рисунок 1 – Относительная производительность доменной печи при выплавке передельного (П) и литейных чугунов (Л0 – Л4)

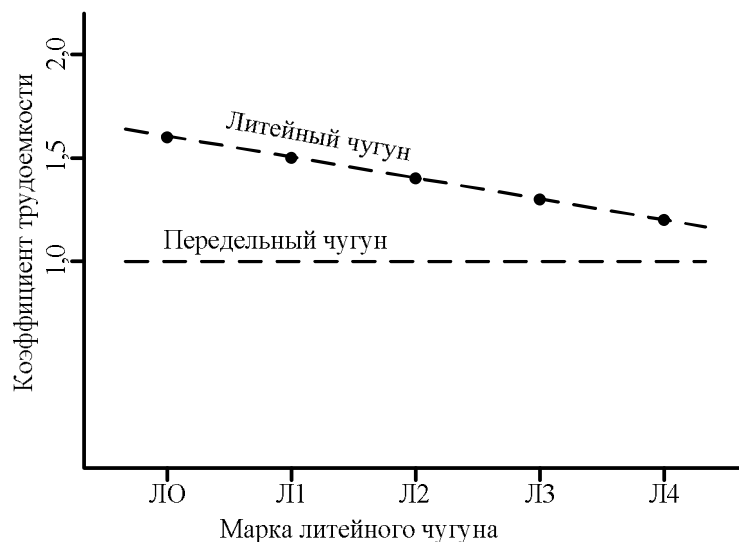


Рисунок 2 – Коэффициент трудоемкости получения литейных чугунов различных марок в сравнении с передельным

Дальнейшая десульфурация полученного литейного чугуна до содержания в нем серы  $0,010 \div 0,015\%$  возможна только за счет обработки магнием с применением специальных установок, которых на ОАО «АМК» сейчас нет. Создание установок при отсутствии большого спроса на данном этапе экономически нецелесообразно. Литейщики покупают передельный чугун и у себя подшихтовывают его ферросилицием. Если чугун для отливок выплавляют в вагранке, то содержание в нем серы получается  $0,10 \div 0,12\%$ , а если в электропечи, то  $0,04 \div 0,06\%$ . Если такой чугун модифицировать магнием на шаровидный графит, то наблюдается повышенный расход магния и большая вероятность образования «черных пятен» в отливках.

2. Возможно получение литейного чугуна из передельного путем растворения ферросилиция во время выпуска чугуна из доменной печи. Ферросилиций хорошо и со значительным тепловым эффектом растворяется в чугуне. Подавать ферросилиций можно как на желоб, так и в ковш под струю. В результате такой обработки получится литейный чугун I – II категории по сере. Угар кремния в этом случае следует ожидать в пределах  $3 \div 5\%$ , т.е. меньше, чем при плавке в вагранке.

Технические средства для ввода ферросилиция в чугун на желобе или под струю должны содержать устройства для дробления ферросилиция, транспортировки его и хранения, а также для дозированной подачи в место ввода.

Совокупность этих устройств хотя и проще, чем установка для вдувания гранулированного магния, но все равно требует разработки, изготовления и монтажа. Возможно, что при наличии спроса на литейный чугун подшихтовка ферросилиция в доменном цехе окажется тех-

нически и экономически выгоднее, чем переходы с перепельного на литейный чугун и выплавка литейного чугуна непосредственно в доменной печи.

Сравнение вариантов «1» и «2» имеет смысл, если известен объем заказа на литейный чугун.

3. Вариант «2» можно адаптировать для получения бессернистого литейного чугуна непосредственно в доменном цехе. Для этого ферросилиций, вводимый в чугун по варианту «2», следует заменить железокремнемагниевого (ЖКМ) лигатурой с низким содержанием магния. Техника ввода лигатуры в чугун такая же, как и при вводе ферросилиция. Содержание магния в лигатуре должно быть выбрано таким, чтобы его хватило для глубокой десульфурации чугуна. Содержание кремния в лигатуре обеспечивает получение чугуна с заданным его содержанием (табл. 1).

Таблица 1 – Расход основных материалов для получения различных марок литейных чугунов из перепельного

Марка чугуна	Среднее содержание [Si] в чугуне, %	Добавка Si к перепельному чугуну, %	Расход ФС-65 на заданную марку, кг/т	Необходимое содержание Mg в лигатуре, %	Расход лигатуры*, кг/т	Выход бессернистого литейного чугуна из 1 т перепельного, т/т
Л0	3,8	3,0	46,5	1,3	47,3	1,047
Л1	3,4	2,6	40,0	1,5	40,5	1,04
Л2	3,0	2,2	35,0	1,7	35,5	1,035
Л3	2,6	1,8	25,5	2,4	26,2	1,026
Л4	2,2	1,4	21,5	2,8	22,3	1,022
Л5	1,8	1,0	15,4	3,8	16,0	1,016

\* – из расчета 0,06% (0,6 кг/т) для десульфурации до содержания серы 0,01÷0,015%.

Для производства необходимой ЖКМ лигатуры возможны следующие технологические схемы:

1. Выплавка на ферросплавном заводе ферросилиция – 65 с добавлением в шихту доломита, что обеспечит поступление в сплав 1,5÷2% магния и 2÷3% кальция. Такой ферросилиций пригоден для использова-



ния в качестве легирующей добавки к пердедельному чугуна и получения из него бессернистого литейного чугуна. Кальций в ферросилиции также будет способствовать десульфурации.

2. Производство в условиях ферросплавного завода более богатой лигатуры с 3÷8% Mg из жидкого FeSi – 65 и слиткового Mg.

Один из способов подачи Mg в расплав FeSi заключается в пакетном вводе слитков Mg в ковш. Способ сопровождается пироэффектом, а усвоение Mg в лигатуру составляет 50÷60%. Слитки Mg предварительно засверливают и нанизывают на железную штангу. Ковш должен находиться в специальной камере с мощной вытяжной вентиляцией. Пакеты снабжают грузами во избежание их всплывания под действием Архимедовой подъемной силы и погружают в ковш с жидким FeSi – 65 при помощи тельфера.

Для ввода в ферросилиций 3% магния с учетом его усвоения в сплав 55% и количестве ферросилиция в ковше 7 т требуется 390 кг металлического магния, или 45 слитков по 8,5 кг в виде 5 пакетов. Один пакет усваивается в течение 3 минут. Учитывая время на подачу следующего пакета, общая длительность приготовления лигатуры составляет около 20 минут. Разливка лигатуры производится на конвейерной разливочной машине.

Лигатура получается приемлемого состава по магнию и кремнию, чтобы в соответствии с таблицей 1 получить бессернистый литейный чугун для последующего переплава в электропечи и производства отливок из ЧШГ и ЧВГ.

Основным недостатком способа получения лигатуры пакетным вводом слитков магния являются большие его потери из-за пироэффекта. Если магний все время удерживать в глубине расплава ферросилиция, то пироэффекта не наблюдается. Магний и кремний ферросилиция активно и экзотермично друг в друге растворяются с образованием силицида магния  $Mg_2Si$ . Но механически на штанге можно удержать в глубине расплава только твердый магний. Расплавившийся и не успевший раствориться магний всплывает на поверхность металла, испаряется и сгорает, создается пироэффект.

3. На кафедре «Металлургии черных металлов» (МЧМ) Донбасского государственного технического университета разработан и опробован бесконтактный (без механических приспособлений) способ удержания в глубине расплава ферросилиция как твердого, так и уже расплавившегося жидкого магния. Сущность способа заключается в том, что магний одиночными слитками подают в емкость с жидким ферросилицием, которая находится в скрещенных магнитном и электрическом полях. Содержимое емкости утяжеляется электромагнитным способом. У магния электропроводность больше, чем у ферросилиция.

Магний утяжеляется сильнее. Кажущийся удельный вес магния становится больше, чем у окружающего расплава ферросилиция. Магний тонет в ферросилиции и независимо от того, твердый он или расплавился, находится в глубине расплава и полностью растворяется. Пирозэффект при таком способе ввода магния отсутствует. Извлечение магния в лигатуру составляет не менее 80%, в отличие от пакетного ввода, где полезно усваивается 55%.

На такой же ковш с 7 тоннами ферросилиция-65, как в предыдущем примере, требуется для получения 3%-ной лигатуры вводить уже не 45 слитков, а 32. Расход магния не 390 кг, как при пакетном вводе, а 270 кг. Каждый слиток усваивается в среднем за 20 секунд, и длительность приготовления 3%-ной лигатуры составляет 10÷15 мин. Для осуществления электромагнитной технологии применяется установка, содержащая специальный ковш-реактор, электромагнит, источник электропитания и коммутационные детали токоподвода. Слитки магния подают в ковш-реактор по лотку и регулируют подачу тока с пульта. Полученную лигатуру разливают на конвейерной машине по штатной технологии.

В электромагнитном реакторе происходит интенсивная циркуляция расплава и прокачивание его через «активную» зону. Поэтому такой реактор представляет интерес с точки зрения подготовки полупродукта, получаемого из печи «РОМЕЛТ», для последующего конвертерного передела. Кроме 4,5 % углерода полупродукт содержит 0,1% кремния, 0,04% серы и 0,1% фосфора. Для получения в конвертере из такого полупродукта стали с содержанием до 0,01% серы и 0,02% фосфора в передельной шихте желательно иметь больше кремния, а серы не более 0,01%. Обработка чугуна на выпуске из печи «РОМЕЛТ» низкомагние-вой лигатурой дает возможность повысить содержание в нем кремния и совместить этот процесс с десульфурацией.

Определенный интерес представляет примерная оценка эффективности получения литейного чугуна непосредственно в доменном цехе. Если доменная печь в штатном режиме работает на выплавку передельного чугуна, то в соответствии с табл.1, на выпуске из нее необходимо добавить к передельному чугуну 47 кг/т FeSi – 65% и можно получить при этом 1,04 т литейного чугуна марки Л0.

Себестоимость передельного чугуна из миксера составляет 1782 грн./т. Стоимость введенного ферросилиция составит  $47 \cdot 9,5 = 445$  грн., а тонна полученного литейного чугуна составит по себестоимости  $(1782 + 445)/1,04 = 2120$  грн.

Если бы доменная печь в это время работала на выплавку литейного чугуна марки Л0, то вместо 1 т передельного чугуна получили бы 0,85 т литейного. Производительность при внедоменной подшихтовке

передельного чугуна ферросилицием больше в  $1,04/0,85 = 1,225$  раза. С учетом большей производительности себестоимость полученного чугуна составила бы  $1782 \cdot 1,225 = 2205$  грн. Таким образом, при внедоменной подшихтовке себестоимость литейного чугуна может быть снижена на 3 – 5%.

Аналогичные результаты получаются при производстве бессернистого литейного чугуна путем обработки передельного чугуна ферросилицием, содержащим  $1,5 \div 2\%$  магния и до 3% кальция.

Более точный расчет получается сопоставлением полных материальных балансов, где учитывается расход кокса, подогрев дутья, расход флюсов и постоянные расходы, но результат будет не намного отличаться от полученного выше.

Кроме электромагнитного реактора периодического действия, предназначенного для приготовления ЖКМ лигатуры бесконтактным электромагнитным погружением одиночных слитков магния в расплав ферросилиция, на кафедре МЧМ разработан аналогично работающий реактор непрерывного действия (рис. 3). Реактор предназначен для доводки чугуна в потоке, на выпуске из печи «Ромелт», чтобы повышать в нем содержание кремния и снижать содержание серы. Обработывая чугун низкомагниевого ЖКМ лигатурой, получается полупродукт с достаточным содержанием кремния и низким содержанием серы. Передел такого чугуна на сталь кислородно-конвертерной плавкой заключается в его освобождении от углерода и фосфора. Получается сталь с низким содержанием серы и фосфора, отвечающая требованиям к металлу для непрерывной разливки.

Проточный электромагнитный реактор, изображенный на рисунке 3 рядом с печью «РОМЕЛТ», может быть конструктивно выполнен переносным с помощью крана, а может устанавливаться стационарно. Кроме самой технологической части, показанной на рисунке 3, в состав устройств электромагнитного реактора входят источник электропитания, устройства электрокоммутации и электромагнит. Эти три позиции установки размещают стационарно вне зоны высоких температур, а сама технологическая часть, т.е. рабочее пространство, является сменным. Рабочее пространство реактора содержит футерованный корпус из неферромагнитной стали, например, 45Г17Ю3, 40Г20Ю2. Активная зона реактора расположена в рабочем зазоре между полюсами электромагнита и в продольном (по ходу течения обрабатываемого металла) направлении ограничена графитированными электродами. В продольном направлении через активную зону проходит ток с плотностью  $j$ , которую регулируют с пульта управления. В поперечном направлении через эту активную зону проходит поток магнитной индукции  $B$ . Векторное произведение  $[B \times j]$  создает электромагнитное ускорение  $g_e$ , направление которого зависит от полярности

подключения источников тока. В зависимости от выбранного направления  $g_e$  металл в активной зоне «утяжеляется» или «облегчается» электромагнитным способом.

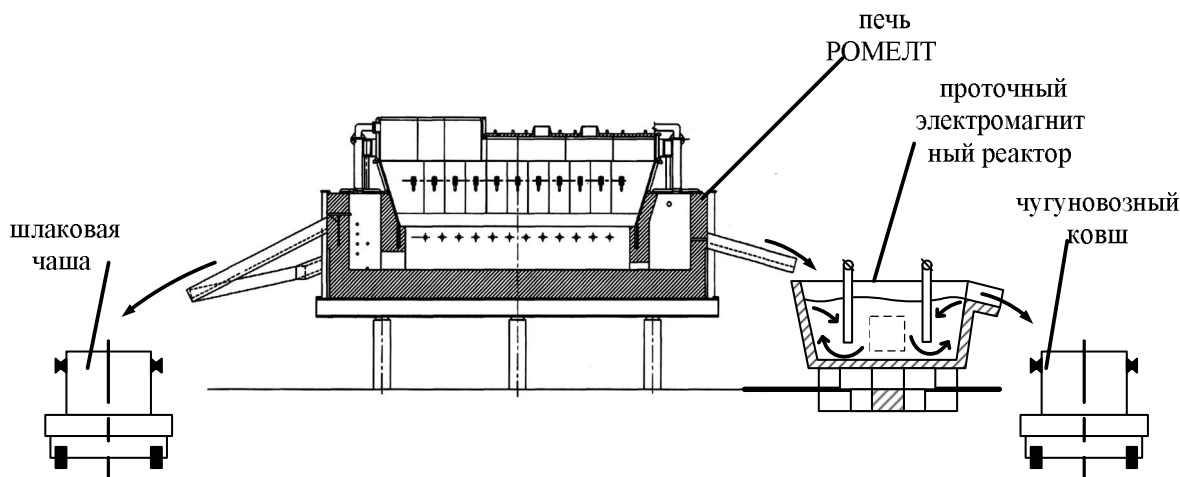
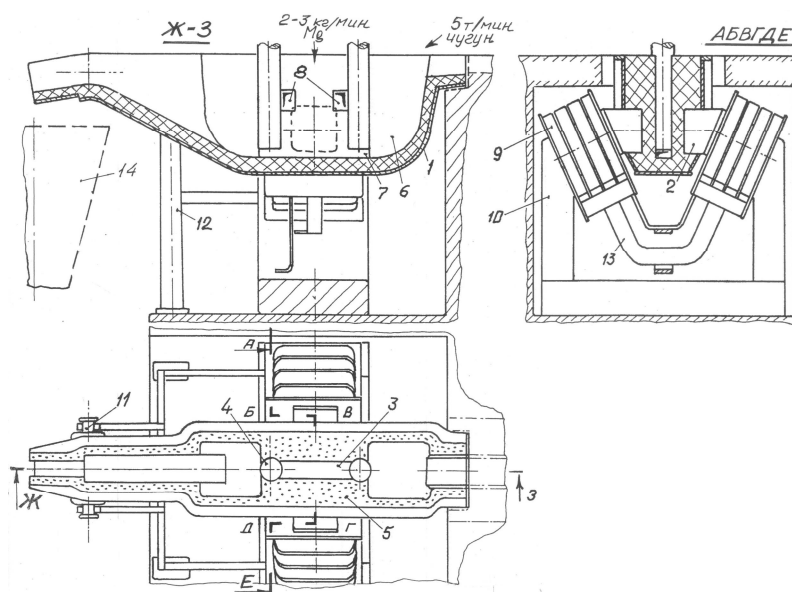


Рисунок 3 – Реактор непрерывного действия для доводки чугуна в потоке, на выпуске из печи «РОМЕЛТ»

В нижней и в верхней части активной зоны выполнены переливочные каналы (рис. 4). Через нижние каналы 7 металл под действием электромагнитного утяжеления выжимается в пространство 5, а через верхние каналы 8 перетекает обратно в активную зону 4. Из печи в ковш металл течет со средней расходной скоростью  $w_{ср}$ , соответственно производительности печи. Но за время течения в ковш металл успевает несколько раз прокрутиться через активную зону 4 (рис. 4). Например, если расход металла на выпуске из печи составляет около 5 т/мин., то средняя скорость прохождения каждого килограмма этого металла через реактор составляет  $w_{ср} = 0,5$  м/с. В то же самое время эта порция металла проходит через активную зону 4 со скоростью 2 м/с. Т.е. четырехкратная циркуляция каждого объема чугуна через активную зону. Этот показатель расчетный. Заданная скорость циркуляции обеспечивается выбором площадей поперечного сечения переливных каналов 7 и 8. Расчет выполняют на основании закона неразрывности потока металла с учетом габаритных размеров реактора и силового электромагнитного воздействия на металл в активной зоне. Так, указанные выше скорости 0,5 м/с и 2 м/с получаются при величине силового критерия  $(B \cdot j) / (\rho \cdot g) = 0,5$ . Здесь  $B$  – индукция магнитного поля, Тл;  $j$  – плотность тока, А;  $\rho$  – плотность расплава, кг/м<sup>3</sup>;  $g$  – ускорение силы тяжести. В этом случае электромагнитное ускорение расплава составляет 0,5 g. Кажущийся удельный вес чугуна в активной зоне составляет  $10,5 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup> вместо начального  $7 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>. За счет этого различия и происходит циркуляция чугуна через активную зону.



- 1 – корпус; 2 – наконечник; 3 – активная зона; 4 – электрод;  
 5 – футеровка; 6 – миксерные зоны; 7,8 – каналы; 9 – катушки;  
 10 – магнитопровод; 11 – цапфа; 12 – опора; 13 – шины; 14 – ковш

Рисунок 4 – Установка для десульфурации чугуна на желобе печи с жидкой шлаковой ванной

Такая картина движения металла через активную зону обуславливает следующие преимущества внепечной его обработки:

1. В активную зону можно подавать присадки, имеющие электропроводность большую, чем у чугуна. Это может быть, например, магний. Через магний проходит ток большей плотности, чем через чугун. Магний утяжеляется сильнее. Произвольно изменяя  $B$  и  $j$ , можно получить кажущийся удельный вес магния больше, чем у чугуна. Магний тонет в чугуне активной зоны. Но при вводе магния в чугун таким способом надо учитывать и другие сопутствующие явления. В частности, намерзание корочки чугуна на магнии, испарение магния, взаимодействие магния с примесями и др. Но фактом является подтвержденное в лабораторных и производственных условиях потопление кусочков магния в чугуне, если электромагнитное утяжеление расплава составляет 1,2 g.

2. В активную зону электромагнитного реактора можно вводить шлаковые смеси, обладающие высокой поглотительной способностью по отношению к вредным примесям чугуна, в частности, сере и фосфору. Циркуляция чугуна через слой такого шлака способствует глубокому рафинированию металла и более полному использованию поглотительной способности шлака.

3. Активная зона электромагнитного реактора характеризуется нисходящим потоком металла. Если в активную зону подавать присадку,

которую надо растворить в чугуна, то нисходящие потоки будут увлекать эту присадку книзу. Если у присадки малое удельное электросопротивление, как, например, у магния [2], то ее растворение происходит за счет большой турбулентности нисходящего потока чугуна.

В обоих случаях активная зона электромагнитного реактора является полезным элементом устройств внепечной обработки расплавов и позволяет успешно проводить многие варианты обработки.

4. Нужно отметить полезность электромагнитного реактора в устройствах непрерывной разливки стали. Промежуточный ковш машины непрерывного литья, снабженный электромагнитным реактором, дает возможность точного дозированного ввода алюминия в сталь.

Если в активной зоне электромагнитного реактора направлять  $g_e$  кверху, циркуляция расплава произойдет в обратном направлении. Через нижний канал 7 (рис. 4) металл засасывается, а через верхний канал 8 вытекает в миксерную зону. Поток металла в активной зоне становится восходящим, а кажущийся удельный вес его становится меньше, т.е. происходит электромагнитное облегчение металла. В облегченный восходящий поток можно подавать неэлектропроводные или малоэлектропроводные материалы, и они в облегченном потоке будут погружаться. Большим удельным электросопротивлением в твердом состоянии обладают ферросилиций и ферромарганец. После расплавления эти материалы резко уменьшают электросопротивление. Целесообразно вводить их в облегченный поток.

Электромагнитные технологии могут хорошо вписываться в большую металлургию, дополняя и совершенствуя технологическую цепочку получения качественного металла от его выплавки до получения слитка или отливки.

### **Библиографический список**

1. Челищев Е.В. *Общая металлургия* / Е.В.Челищев, П.П.Арсентьев, В.В.Яковлев, Д.И.Рыжонков. – М.: Металлургия, 1971. – 480 с.

2. Ватолин Н.А., Ухов В.Ф., Сафронов С.О. «Исследование электросопротивления и вязкости расплавов на основе кальция, кремния и магния». Труды XVI совещания по теории литейных процессов. – М.: Наука. 1974. с.: 24 – 28.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

*к.т.н. Еришов В.М.,  
Горецкий Ю.В.,  
Бутковская Н.В.  
(ДонГТУ, г.Алчевск, Украина)*

## **ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ РЕЖИМОВ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ СТАЛИ**

*Приведені результати вимірювання термоЕДС загартованої і відпущеної інструментальної сталі ХВГ. Показана можливість термoeлектричного контролю ефекту разупрочнення інструменту при експлуатації.*

**Ключові слова:** *термічна обробка сталі, термоЕДС, гарт, відпустка, контроль режимів, твердість, разупрочнення.*

*Приведены результаты измерения термоЭДС закаленной и отпущенной инструментальной стали ХВГ. Показана возможность термоэлектрического контроля эффекта разупрочнения инструмента при эксплуатации.*

**Ключевые слова:** *термическая обработка стали, термоЭДС, закалка, отпуск, контроль режимов, твердость, разупрочнение.*

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

В производственной практике термической обработки сталей часто возникает необходимость проверки качества обработанного материала, зависящего прежде всего от правильности использованных режимов термообработки. Для этих целей обычно используют замер твердости изделий. Однако, применительно к инструментальным материалам, данный вид контроля не позволяет судить о правильности выбранных или использованных режимах термообработки. Так, высокая твердость высокоуглеродистой стали может получиться при закалке от температур незначительно превышающих точку  $A_{c1}$ , когда в мартенсите будет минимальная концентрация атомов углерода и легирующих элементов.

Для решения вышеназванных задач, в настоящее время все шире используются физические методы контроля качества термообработанных изделий (токовых, акустических, термоэлектрических, рентгенографических и др. [1]), которые чувствительны к составу твердого раствора и, тем самым, дают возможность оптимизировать режимы термообработки.

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

Из монографий [1,2] известно, что для контроля твердых растворов закаленных сталей исследователи неоднократно пытались использовать термоэлектрические методы. При этом наиболее часто применяют метод, основанный на эффекте Зеебека, когда измеряется разность потенциалов (термоЭДС) между горячим и холодным электродами, прижатыми к контролируемой поверхности металлического изделия.

В настоящем исследовании, авторы применили для анализа термообработанной стали ХВГ специализированный электрический прибор «ТЭДИ» конструкции В.М.Ершова. Внешний вид и принцип работы прибора приведен в работе [3].

### **Постановка задачи.**

Задачей настоящей работы является изучение влияния режимов термической обработки инструментальной стали ХВГ на величину термоЭДС с целью контроля правильности выбора режимов обработки и оценки изменений в состоянии материала штампового инструмента после цикла эксплуатации.

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

Для экспериментальной части настоящего исследования, из прутка стали ХВГ была изготовлена партия цилиндрических образцов, каждый из которых имел диаметр 20 мм и высоту 15 мм.

Одна партия образцов была закалена в масле от температуры 800<sup>0</sup>С, т.е. на 50<sup>0</sup>С выше точки Ас<sub>1</sub>(750<sup>0</sup>С). Другая – от температуры 850<sup>0</sup>С, т.е. температуры, с которой рекомендуется производить закалку этой стали [4]. Третья партия образцов закаливалась от температуры 900<sup>0</sup>С, следовательно, выше рекомендуемой, но несколько ниже точки А<sub>см</sub> (920<sup>0</sup>С)

В каждой партии часть образцов оставлялась нами как исходнозакаленная, а другая - проходила отпуск на температуры 200, 300, 400 и 500<sup>0</sup>С с выдержкой 1 час. На зачищенных образцах, прошедших термическую обработку, измеряли твердость по Роквеллу.

Из данных измерения твердости, приведенных на рис.1, следует, что она у всех закаленных образцов находится в пределах 61-63 HRC А это соответствует реальному разбросу значений твердости для каждого образца. Поскольку разброс практически не зависит от температуры закалки, то он и не дает возможности проверить правильность выполнения этого важнейшего этапа термической обработки инструментальной стали.



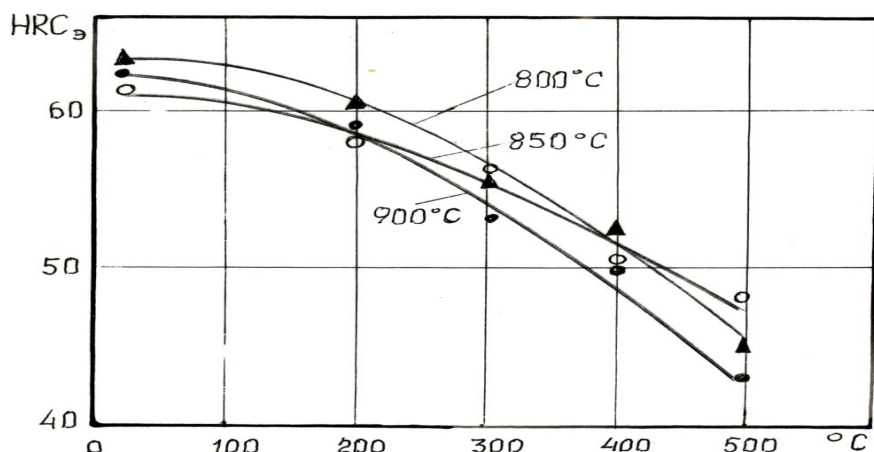


Рисунок 1 – Зависимость твердости образцов стали ХВГ от температуры закалки (800,850,900<sup>0</sup>С) и отпуска

Кроме того, этот разброс значений твердости остается практически неизменным и при отпуске. Только при высоком отпуске (500<sup>0</sup>С) различие между партиями становится заметнее.

Далее все образцы проходили термоэлектрический контроль на приборе «ТЭДИ». При этом были использованы два различных материала электродов: железо и медь, материалы, которые наиболее часто используются в практике термоэлектрического контроля изделий.

Для оценки инструментальной погрешности измерения термоЭДС образцов, была проведена работа по определению эффекта снижения температуры горячего электрода в контакте с поверхностью контролируемого образца и анализа темпа ее восстановления, т.е. «отогрева» при прекращении контакта. Дополнительно проанализировали и влияние силы прижатия электродов на величину термоЭДС.

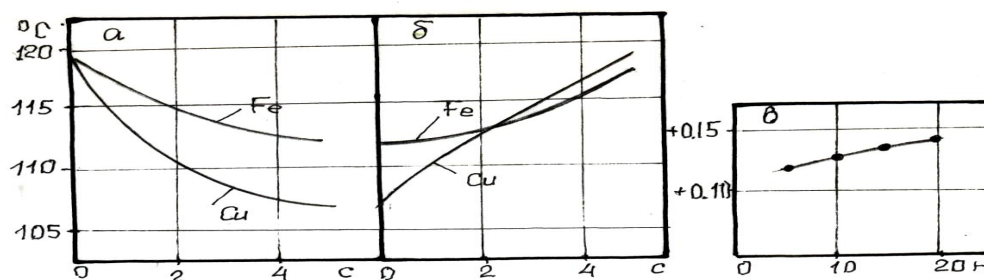


Рисунок 2 – Временной эффект снижения температуры горячего электрода (для железа и меди) при контакте с поверхностью образца (а), восстановление температуры при отогреве (б) и зависимость термоЭДС от силы прижатия горячего электрода к поверхности образца (в)

Из данных, приведенных рисунком 2а видно, что выдержка горячего электрода в контакте с поверхностью образца привела к снижению его температуры, особенно для медного электрода, обладающего большей теплопроводностью, чем железный. Отогрев электродов к стабильной рабочей температуре ( $120^{\circ}\text{C}$ ) (рисунок 2б) завершается за 5-6 секунд. Поэтому снятие показаний с прибора производили через 5с продолжительности контакта, а время между каждым последующим замером ЭДС всегда было больше 10с. Учитывая зависимость величины термоЭДС от силы прижатия горячего электрода к контролируемой поверхности (рисунок 2в), держатель горячего электрода был снабжен пружиной, создающей постоянную силу прижатия в 10н.

С учетом стабильности поддержания температуры горячего электрода ( $\pm 0.5^{\circ}\text{C}$ ), времени снятия показаний ЭДС с цифрового табло и вариаций давления прижатия горячего электрода, инструментальная погрешность измерения ЭДС не превышала  $\pm 0.02$  мВ.

На рисунке 3 приведены экспериментальные данные измерения термоЭДС закаленных и отпущенных образцов исследуемой стали.

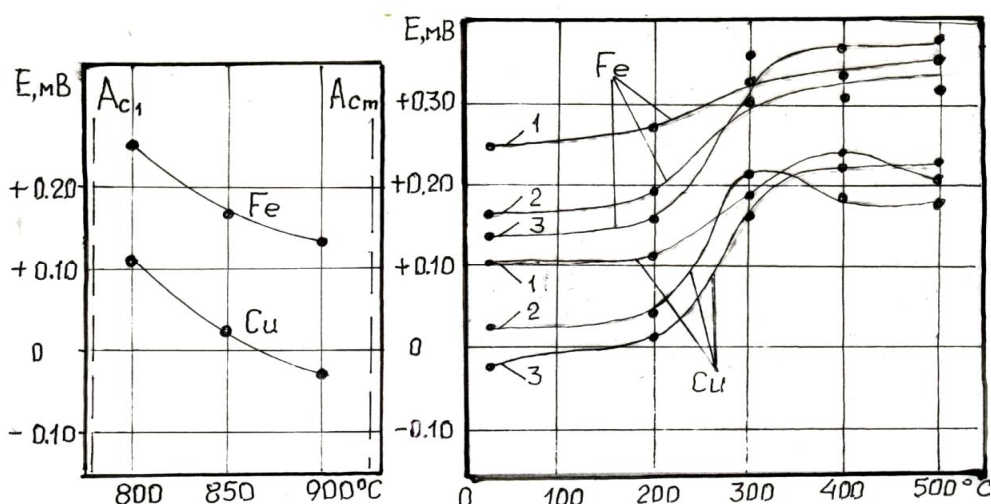


Рисунок 3 – Зависимость термоЭДС ( $E, \text{мВ}$ ) от температуры закалки образцов стали ХВГ для двух материалов электродов (Fe.Cu) (левый рисунок) и зависимость ЭДС от температуры отпуска закаленных от  $800^{\circ}\text{C}$  – 1,  $850^{\circ}\text{C}$  – 2 и  $900^{\circ}\text{C}$  – 3 для двух вышеназванных материалов электродов (правый рисунок)

Из данных, приведенных на рисунке 3 следует, что величина термоЭДС весьма чувствительна к изменению температуры закалки стали, а это дает возможность контролировать правильность режима нагрева под закалку. В то время как замер твердости (рисунок 1) не позволяет отличить оптимальную температуру закалки ( $850^{\circ}\text{C}$ ) данной стали, от не рекомендуемых ( $800$  и  $900^{\circ}\text{C}$ ).

Термоэлектрические свойства отпущенных образцов, приведенные на рисунке 3, показали, что при низком отпуске (до  $200^{\circ}\text{C}$ ) ЭДС практически не отличается от значений для закаленного состояния, но выше  $200^{\circ}\text{C}$ , отмечается резкий подъем значений  $E$ . Сохранение значений  $E$  при низком отпуске, на наш взгляд, определяется однофазным характером распада мартенсита, когда весь углерод еще находится в твердом растворе и лишь его малая часть связана в  $\epsilon$  – карбиде. В интервале температур нагрева от 200 до  $300^{\circ}\text{C}$   $\epsilon$  – карбид начинает трансформироваться в цементит, атомы углерода в значительном количестве выходят из приграничных областей мартенситных кристаллов, что сильно влияет на ЭДС.

Образующаяся при среднем отпуске, двухфазная смесь малоуглеродистого мартенсита и цементита незначительно изменяет величину термоЭДС, она продолжает расти с увеличением температуры отпуска, но темп роста очень слабый. Таким образом, измерение термоЭДС отпущенных образцов показало возможность контроля режима при переходе от низкого к среднему отпуску. Учитывая тот факт, что низколегированные инструментальные стали проходят только низкий отпуск, замером ЭДС можно отбраковывать детали с неоправданно высокой температурой отпуска.

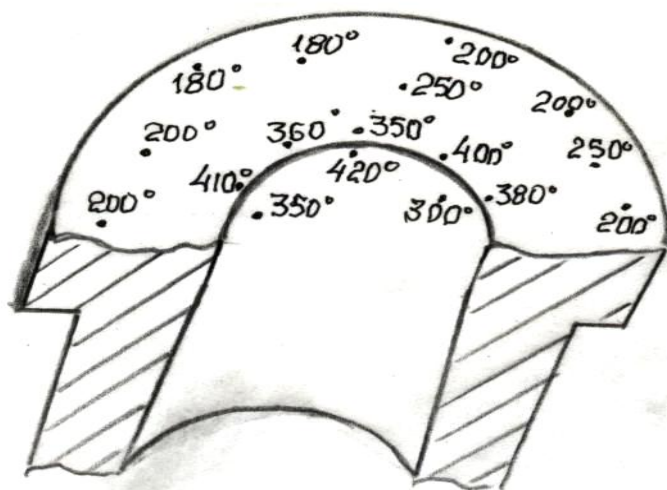


Рисунок 4 – Эскиз части матрицы холодного штампа из стали ХВГ после длительной эксплуатации. Точки на поверхности матрицы указывают место измерения ЭДС и значения температуры эксплуатационного отпуска

Кроме того, измерение термоЭДС у термообработанных разновидностей инструмента позволяет определить изменение состояния материала в процессе эксплуатации. Причем это можно сделать локально и непосредственно в узлах, например, штампового инструмента. На рисунке 4 приведен эскиз матрицы разделительного штампа после длительной эксплуатации. На эскиз нанесены значения температур «эксплуатационного отпуска», т. е. дополнительного отпуска, связанного с разогревом инструмента при холодной деформации металла. Эксплуатационные температуры были определены по результатам измерения термоЭДС в указанных точках и перевода их значений в температуры по данным рисунка 3.

Здесь видно, что в участках матрицы, непосредственно примыкающих к режущей кромке, отмечаются сравнительно высокие температуры отпуска, несомненно, вызывающие разупрочнение материала инструмента.

Если производить термоэлектрический контроль инструмента периодически во время эксплуатации, то можно определить время начала его разупрочнения и принять соответствующие меры.

#### **Выводы и направления дальнейших исследований.**

Результатом настоящего исследования является установление принципиальной зависимости термоэлектрических свойств от режимов термообработки инструментальной стали ХВГ. Показана возможность использования метода термоЭДС для оценки состояния материала штампового инструмента в процессе его эксплуатации.

Дальнейшие исследования в данном направлении должны быть сосредоточены на изучении особенностей зависимости ЭДС при среднем и высоком отпусках.

#### **Библиографический список**

1. Белокур И.П., Коваленко В.А. *Дефектоскопия материалов и изделий*. – К.: Техника. 1989. С.192.
2. Денель А.К. *Дефектоскопия металлов*. – М.: Металлургия. 1972. С.304.
3. Григорьев С.В., Русанова Н.В., Еришов В.М. *Применение термоэлектрического метода для сортировки промышленных сталей*. Сб. научных работ сотрудников ДонГТУ 2008. №27. С. 213-219.
4. Полевой С.Н., Евдокимов В.Д. *Обработка инструментальных материалов*. – К.: Техника. 1988. С.175.

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

*к.т.н. Куберский С.В.,  
Федотов О.В., Куберская Н.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СНИЖЕНИЕ ПОТЕРЬ ТИТАНА ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ КОРРОЗИОННОСТОЙКОЙ СТАЛИ**

*Досліджено поведінку титану при виробництві безперервно литих сортових заготовок із корозійностійкої сталі. Встановлено основні параметри процесів виплавки, позапічної обробки та безперервного розливання, які впливають на втрати дефіцитного легуючого елементу. Запропоновані заходи що до удосконалення технології та підвищення ступеню використання титану.*

**Ключові слова:** корозійностійка сталь, безперервне розливання, сортова заготовка, титан, кисень, азот, засвоєння, взаємодія з атмосферою, захист, аргон.

*Исследовано поведение титана при производстве непрерывно литых сортовых заготовок из коррозионностойкой стали. Установлены основные параметры выплавки, внепечной обработки и непрерывной разливки, которые влияют на потери дефицитного легирующего элемента. Предложены мероприятия по усовершенствованию технологии и повышению степени использования титана.*

**Ключевые слова:** коррозионностойкая сталь, непрерывная разливка, сортовая заготовка, титан, кислород, азот, усвоение, взаимодействие с атмосферой, защита, аргон.

Одним из путей повышения качества непрерывнолитого металла из коррозионностойких сталей легированных титаном и снижения его себестоимости, является получение стабильных концентраций титана в готовой стали ближе к нижней границе требуемого состава.

По существующей на заводе "Серп и молот" технологии легирование стали титаном осуществляется в сталеразливочном ковше, посредством выпуска подготовленного в печи расплава на предварительно подогретый и помещенный в ковш 65 % – ный ферротитан. Угар титана колеблется в широких пределах от 30 до 70 % в связи с чем, получить стабильное содержание титана в стали практически невозможно, а попытки легирования на нижнюю границу требуемого состава нередко приводят к браку из-за непопадания в анализ.

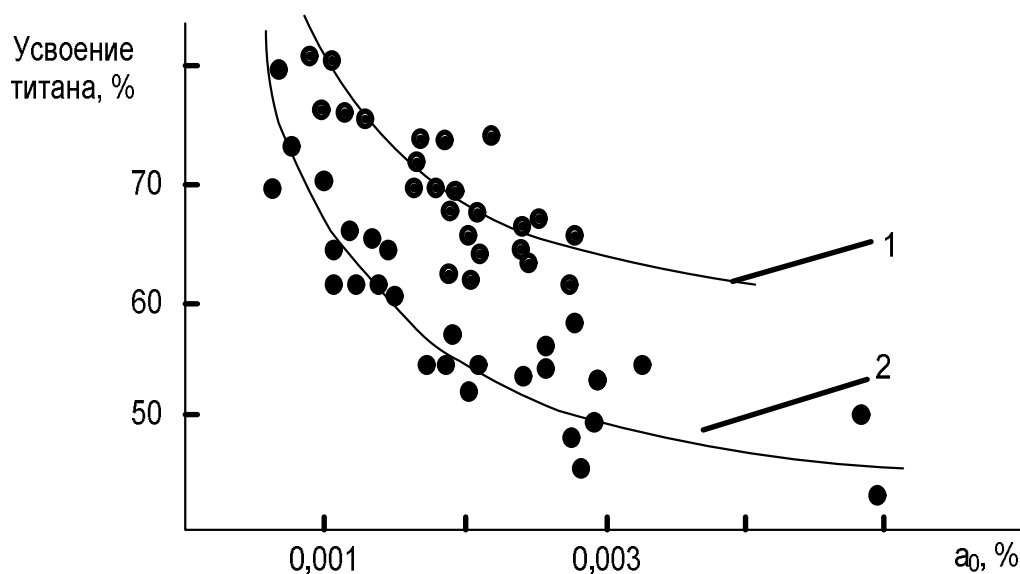
Потери титана при легировании обусловлены взаимодействием его с кислородом, содержащимся в металле, атмосфере, шлаке.

Контроль окисленности металла датчиками УКОС на опытных плавках стали Х18Н10Т позволил установить тесную связь между усвоением титана и активностью кислорода перед выпуском из печи.

Представленная на рисунке 1 кривая (2) имеет характер гиперболы свойственной для реакций раскисления стали, и описывается уравнением регрессии:

$$y = 0,029 / x + 29,6 \quad R = 0,92 \quad (1)$$

Анализ химического состава и окисленности шлака показал незначительные отклонения от плавки к плавке, причем перед выпуском из печи система очень близка к равновесию. Это подтверждается сравнением расчетных (полученных по теории регулярных ионных растворов [1]) и фактических значений активности оксида железа ( $\alpha_{(FeO)p} = 0,068$ ,  $\alpha_{(FeO)\phi} = 0,069$ ) и распределения кислорода между металлом и шлаком в результате которого расчетная ( $[O]_p = 0,0193$ ) и фактическая концентрация кислорода ( $[O]_{\phi} = 0,0191$ ) отличаются незначительно.



1 – завод «Красный Октябрь», 2 – завод «Серп и Молот»

Рисунок 2 – Зависимость усвоения титана от активности кислорода в печи перед выпуском

Отклонения фактического угара от экспериментальных значений могут быть вызваны колебанием массы печного шлака. Для условий завода «Серп и Молот» установлено, что масса шлака в печи перед выпуском не должна превышать 400 кг или 5 % от массы металла. В этом

случае шлак обеспечивает достаточную изоляцию расплава от взаимодействия с атмосферой. Увеличение массы шлака в ковше на 100 кг может способствовать увеличению угара титана на 2–4 %.

Как следует из рисунка 1 угар титана при одних и тех же значениях активности кислорода для завода «Серп и Молот» на 6–14 % (в среднем 12,5) больше, чем для завода «Красный Октябрь». Изучение причин этого явления позволило установить, что это связано с различиями в технологии разливки. На основании этого была сделана попытка уточнения механизма удаления титана при непрерывной разливке.

Титан, (рис. 2) теряется на всех этапах технологического процесса производства непрерывнолитой коррозионностойкой стали. Угар титана в процессе непрерывной разливки достигает иногда 40 % от общего угара легирующего элемента.

Основная доля потерь титана, как отмечалось выше, обусловлена взаимодействием его с кислородом и азотом, поэтому определенный интерес представляет анализ поведения этих элементов на рассматриваемых технологических участках.

Как видно из данных рисунка 2, фактическая окисленность металла значительно ниже, чем равновесная с титаном активность кислорода, рассчитанная по уравнению [2]:

$$\lg K_{Ti} = \frac{49200}{T} - 17,2. \quad (2)$$

По-видимому, активность кислорода в металле определяется наличием в нем алюминия, попадающего с ферросплавами. По мере окисления фактическая окисленность металла и равновесная с титаном сближаются и в промежуточном ковше возможно окисление титана.

В то же время фактическая концентрация азота в металле значительно выше равновесной с титаном:

$$[Ti]+[N]=TiN_{ТВ}, \lg K_{Ti} = \frac{15550}{T} - 6,21 \quad (3)$$

и снижение концентрации титана возможно за счет образования и удаления нитридов титана. На возможность этого процесса указывает параллельное снижение концентраций азота и титана в металле по ходу разливки. Для уточнения возможности удаления титана в виде нитридов была проведена оценка вероятности гомогенного и гетерогенного образования и выделения зародышей оксида и нитрида титана в жидкой стали с использованием известных уравнений теории зарождения новой фазы [1].

Результаты расчетов показывают, что на всех рассмотренных стадиях возможно гомогенное образование оксида  $Al_2O_3$  и гетерогенное образование оксида  $Ti_2O_3$  на готовых подложках оксида алюминия, и на неметаллических включениях, содержащихся в раскислителях и ферросплавах. В процессе разливки металла создаются условия для окисления титана и потерь его в виде нитридов, выделяющихся на готовых подложках оксидов алюминия и титана.

В ряде работ приводится очень схожий механизм выделения нитрида титана при производстве непрерывнолитых титансодержащих сталей. В центре исследуемых под микроскопом частиц нитрида титана часто наблюдается темная точка. Микроанализом установлено, что она представляет собой оксид алюминия.

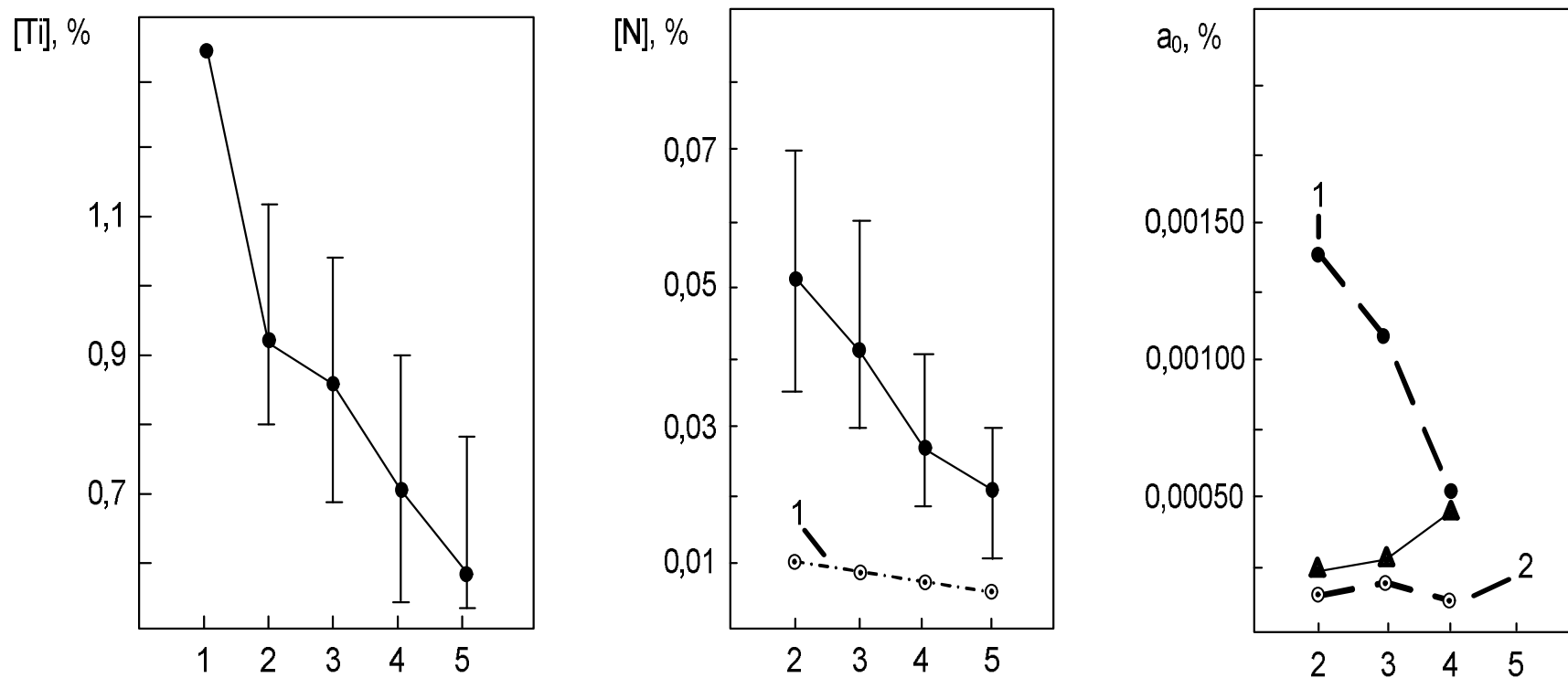
Результаты проведенных расчетов хорошо согласуются с полученной в ходе экспериментов зависимостью угара титана в промежуточном ковше и доли его потерь с азотом, содержащимся в металле от активности кислорода перед непрерывной разливкой (рис. 3).

Установлено, что повышение активности кислорода перед разливкой вызывает увеличение не только суммарного угара титана в промежуточном ковше, но и доли его потерь с азотом, содержащемся в металле перед разливкой, что подтверждает преимущественное удаление титана в виде  $TiN$ , которые выделяются на подложках оксидов алюминия и титана.

Одним из факторов способствующих повышению активности кислорода может быть контакт расплава с атмосферой. Существующая схема непрерывной разливки не предотвращает взаимодействия металла с воздухом ввиду подсоса его в место соединения сталеразливочного стакана и защитной трубы. Это подтверждается рядом факторов, повышением концентраций азота и кислорода при переливе в промежуточный ковш, образованием корок на поверхности расплава в кристаллизаторе и характером изменения активности кислорода (рис. 2).

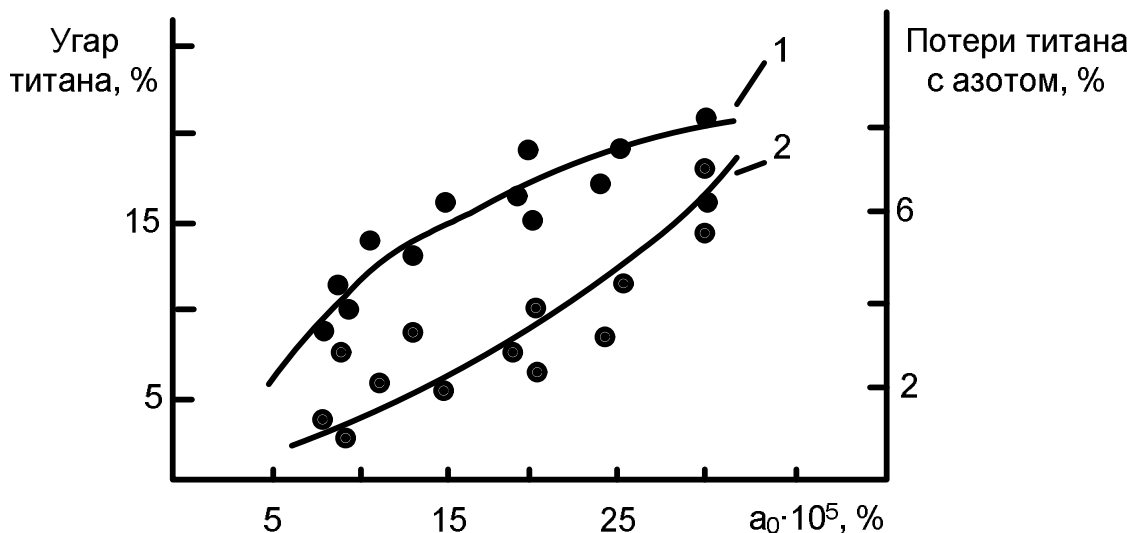
Кроме того, анализ потерь титана при разливке показал, они могут достигать 0,3 % (абс.). Однако в соответствии с балансом, присутствующих в металле кислорода и азота явно недостаточно для удаления таких количеств титана. Поэтому, одним из источников кислорода и азота в процессе разливки может быть взаимодействие расплава с окружающей атмосферой.





----- равновесные значения концентрации азота и активности кислорода с титаном (1) и алюминием (2)  
 1 – расчетная концентрация титана; 2 – сталеразливочный ковш до продувки аргоном;  
 3 – после продувки аргоном; 4 – промежуточный ковш; 5 – кристаллизатор.

Рисунок 2 – Изменение массовой доли титана  $[Ti]$ , азота  $[N]$  и активности кислорода  $a_0$  по ходу технологического процесса производства непрерывнолитой сортовой заготовки из стали X18H10T



1 – угар титана; 2 – потери титана с азотом

Рисунок 3 – Влияние активности кислорода перед непрерывной разливкой на угар титана в промежуточном ковше и долю его потерь с азотом, содержащимся в металле

Для оценки количества кислорода, поглощенного из окружающей атмосферы поверхностью потока металла, использовали уравнение [3], выведенное на основании законов диффузии в газовых турбулентных потоках и теплопередачи конвекцией которое имеет вид:

$$G = \frac{0,043 \cdot V}{Re^{0,2}} \cdot (C^0 - C^f) \cdot F, \quad (4)$$

где:  $G$  – количество кислорода, поглощенного из окружающей атмосферы, поверхностью потока металла;

$V$  – скорость потока;

$Re$  – критерий Рейнольдса;

$C^0$  и  $C^f$  – средние концентрации вещества соответственно в потоке и на поверхности раздела фаз;

$F$  – поверхность потока.

Оценку количества кислорода и азота, поглощенных из воздуха производили для следующих параметров процесса: длина струи металла 1,0 м, температура металла 1773 К, высота металла в ковше 2,0 м, диаметр сталеразливочного стакана 40 и 60 мм, скорость истечения струи на выходе из стакана ковша 4 – 7 м/с, а при входе в зеркало металла в

промежуточном ковше 11,4 м/с, кинематическая вязкость газа при стандартных условиях принята  $1,34 \cdot 10^{-1} \text{ см}^2/\text{с}$ .

В результате проведенных расчетов установлено, что количество кислорода и азота, поглощенных из атмосферы в процессе разливки возрастает с ростом длины струи, снижением диаметра разливочного стакана, скорости вытягивания заготовки и уровня стали в разливочном ковше.

При диаметре разливочного стакана 60 мм количество кислорода и азота, которое может поглотить струя из атмосферы составляет 0,00457–0,0659 % (среднее 0,00533) и 0,0151–0,0217 % (0,0176) в начале и в конце разливки соответственно.

Исходя из стехиометрии образования оксида титана ( $\text{Ti}_2\text{O}_3$ ) и нитрида титана ( $\text{TiN}$ ) следует, что на долю кислорода воздуха приходится 0,03–0,04 % абсолютного угара титана при непрерывной разливке, а в результате взаимодействия струи с азотом атмосферы теряется в среднем 0,13–0,23 %.

Исследование результатов опытных плавов показало, что в промежуточном ковше концентрация кислорода возрастает на 0,00262–0,00490 %, а содержание азота и титана снижается на 0,005–0,028 % (0,015) и 0,13–0,25 % (0,17) соответственно. В кристаллизаторе снижение концентрации азота и титана составило 0,001–0,013 % (0,006) и 0,01–0,19 % (0,12), а кислород изменяется незначительно. Анализ суммарных потерь титана показывает, что за период непрерывной разливки потери титана составляют 0,14–0,44 % (0,29) и обусловлены они в основном удалением титана в виде  $\text{TiN}$ . На долю азота содержащегося в металле перед разливкой приходится 0,03–0,15 % (0,08) потерь титана, а с азотом поглощаемым струей из атмосферы уходит 0,12–0,29 % (0,21) титана. Таким образом, расчетные и фактические потери титана очень близки.

На участке промежуточный ковш–кристаллизатор окисление титана и выделение его нитридов сопровождается образованием шлаковой корки на поверхности металла. Заворот этой корки приводит к грубым дефектам и увеличивает вероятность прорыва металла под кристаллизатор [4]. Поэтому при разливке корка удаляется специальными крюками, что усложняет процесс разливки.

Сравнительный анализ состава стали и шлаковых корок, отобранных из кристаллизатора, представлен в таблице. В образцах корки содержится больше углерода, титана и азота, что указывает на возможные потери титана в виде нитридов и карбонитридов.

Результаты исследования еще раз подтверждают, что существующая схема защиты металла не предотвращает контакта расплава с атмосферой, который способствует увеличению активности кислорода при переливе в промежуточный ковш, смещению равновесия в сторону

окисления титана и возможному выделению нитридов титана на подложках, образующихся окислов.

Таблица – Химический состав корок и проб стали Х18Н10Т, отобранных из кристаллизатора МНЛЗ

№ п/п	Массовая доля элементов, %							
	C	Mn	Si	P	Ni	Cr	Ti	N
1	$\frac{0,27}{0,12}$ *	$\frac{1,34}{1,31}$	$\frac{0,60}{0,52}$	$\frac{0,018}{0,018}$	$\frac{9,85}{9,90}$	$\frac{17,63}{17,72}$	$\frac{0,64}{0,57}$	$\frac{0,025}{0,019}$
2	$\frac{0,21}{0,12}$	$\frac{1,10}{1,15}$	$\frac{0,63}{0,58}$	$\frac{0,019}{0,017}$	$\frac{10,15}{10,20}$	$\frac{18,41}{18,35}$	$\frac{0,60}{0,50}$	$\frac{0,085}{0,045}$
3	$\frac{0,19}{0,10}$	$\frac{1,20}{1,17}$	$\frac{0,70}{0,65}$	$\frac{0,015}{0,015}$	$\frac{10,32}{10,41}$	$\frac{18,20}{18,09}$	$\frac{0,72}{0,61}$	$\frac{0,070}{0,039}$

\* – в числителе химический состав корок, в знаменателе проб металла отобранных из кристаллизатора.

Основные потери титана при непрерывной разливке коррозионно-стойкой стали обусловлены удалением его с азотом и для снижения их необходимо усовершенствование существующей схемы защиты металла от взаимодействия с атмосферой в процессе непрерывной разливки.

### Библиографический список

1. Григорян В.А. Теоретические основы электросталеплавильных процессов / В.А.Григорян, Л.Н.Белянчиков, А.Я.Стомахин. – М.: Металлургия. 1987. – 272 с.
2. Явойский В.И. Окисленность стали и методы ее контроля / В.И.Явойский, В.П.Лузгин, А.Ф.Вишкареев. – М.: Металлургия. 1970. – 285 с.
3. Дорохов В.Н., Клемешов Г.А. // Сталь. – 1964. № 11. С.995.
4. Выплавка сталей и сплавов в основных дуговых электропечах. ТИ – 130 – СТ.ЭД. – 01. – 88. – М.: завод «Серп и молот», 1988. – 140 с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*

*к.т.н. Левченко Е.П.,  
к.ф.-м.н. Галич В.А.,  
Костромицький Д.Ю.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **ВИЗНАЧЕННЯ ОСНОВНИХ ПАРАМЕТРІВ ОДНОВАЛКОВОЇ ЗУБЧАСТОЇ ДРОБАРКИ ЗА УМОВ РУЙНУВАННЯ АГЛОМЕРАТУ УДАРОМ ЗУБЦЯМИ ЗІРОЧОК**

*Наведені результати теоретичних досліджень, отримані залежності, які описують стан в пружних елементах зірочок ротора одновалкової зубчастої дробарки та дозволяють розрахувати та вибрати їх раціональні параметри.*

**Ключові слова:** *агломераційний пиріг, удар, одновалкова зубчаста дробарка, руйнуючі зусилля.*

*Приведены результаты теоретических исследований, получены зависимости, описывающие состояние в упругих элементах звездочек ротора одновалковой зубчатой дробилки, позволяющие рассчитать и выбрать их рациональные параметры.*

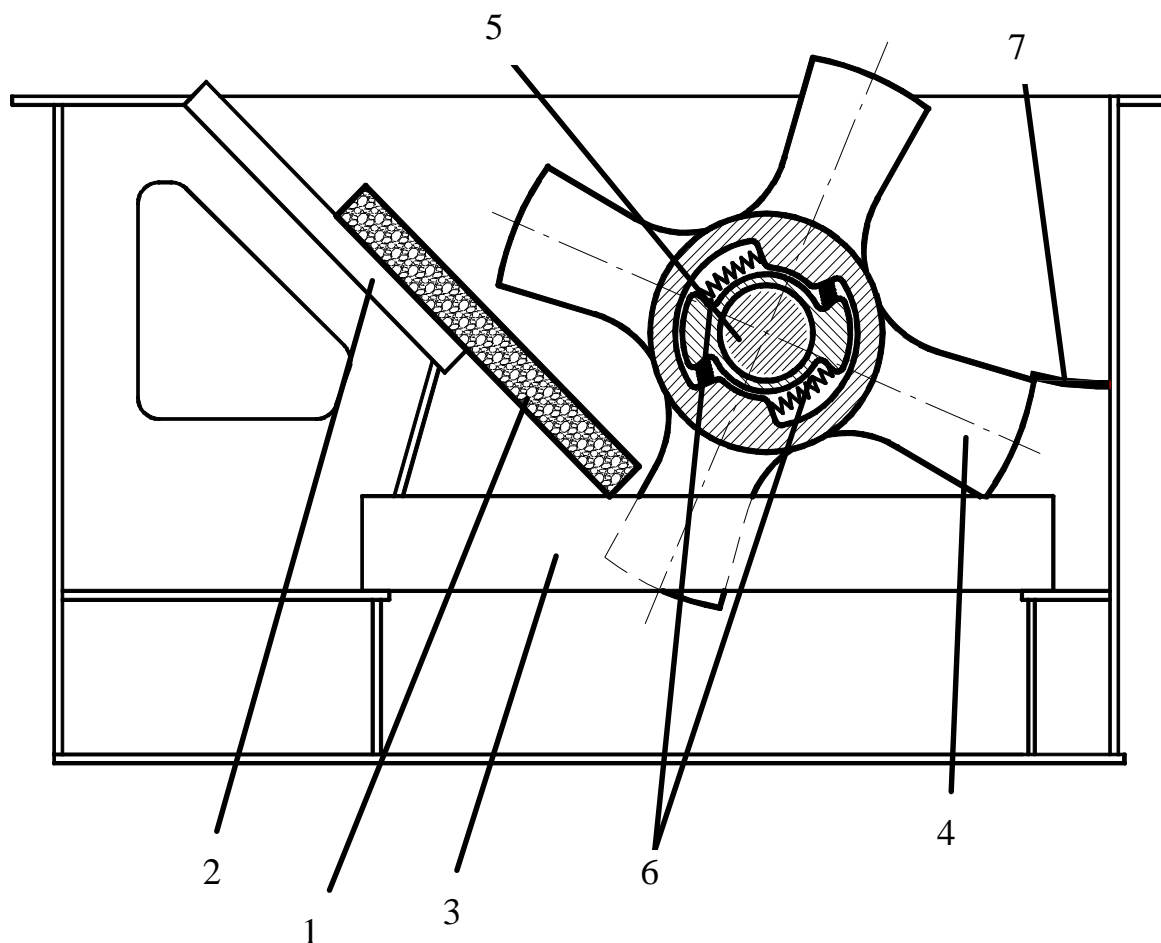
**Ключевые слова:** *агломерационный пирог, удар, одновалковая зубчатая дробилка, разрушающие усилия.*

Підвищення ефективності роботи одновалкових зубчастих дробарок за умов мінімального втручання в конструкцію може бути досягнуто за рахунок інтенсифікації роботи таких машин з одночасним зниженням долі небажаних великих фракцій в агломераті, що поступає в доменне виробництво, а також краще розкриття його структури з метою більш повного видалення не спечених елементів шихти. Тому, особливості накладання руйнуючих зусиль та раціональний їх перерозподіл в сторону застосування найбільш корисних, з точки зору покращення металургійних властивостей агломерату та мінімізації витрат електроенергії, є доцільним та актуальним на сучасному розвитку металургійної галузі, особливо в умовах світової економічної кризи.

Аналіз вітчизняних та світових тенденцій питань дроблення агломераційного спіку з метою його підготовки до ефективної виплавки чавуну вказує, що за кордоном, взагалі, в Японії, значна увага приділяється питанням удосконалення технології багатостадійного дроблення аглопирога з наступним відсівом небажаних фракцій та відправкою їх на повторну переробку [1]. В Україні та СНД в цілому широке застосуван-

ня для цього знайшли одновалкові зубчасті та шокові дробарки [2]. Цікавим є досвід дроблення агломераційного спіку за допомогою роторних дробарок ударної дії, що в часи СРСР застосовувалися на Абагурській аглофабриці. Автором робіт з їх досліджень та впроваджень був І.К. Боріскін [3]. Ним було встановлено, що при ударному руйнуванні агоспик руйнується вибірково, неспечений матеріал добре відокремлюється від міцних ділянок, при цьому повністю виключається наявність в готовому продукті небажаних фракцій з розмірами більше 80 мм.

На базі кінематичної схеми розповсюдженій на сьогоднішній день одновалкової зубчастої дробарки можна синтезувати нову її конструкцію, що руйнує агломераційний пиріг переважно ударним імпульсом при достатньо невеликій постійній частоті обертання вала ротора. Наприклад, одну з таких схем показано на рисунку 1.



1- агломераційний пиріг; 2 – направляюча; 3 – колосники;  
4 – зірочки; 5- ротор; 6 – пружини; 7 – пружний елемент

Рисунок 1 – Схема одновалкової зубчастої дробарки ударної дії

Принцип дії аглодробарки наступний. Агломерат 1, який підлягає дробленню, рухається по направляючій поверхні 2, поступає на колос-

никову решітку 3. Окремі зірочки 4 ротора мають пружний зв'язок з валом 5 ротора за допомогою пружин 6. Ротор повільно обертається, зубці його зірочок 4 захоплюються пружними пластинами 7, при цьому зірочки 4 накопичують енергію, наприклад, за рахунок стиснення пружин 6. Коли деформація пружин 6 досягає величини, що відповідає жорсткості пружних пластин 7 відбувається швидкісне вивільнення енергії окремих зірочок 4, вони отримують додаткове обертання відносно осі обертання ротора з підвищеною частотою, при цьому відбувається удар об поверхню агломераційного пирогу 1. Накладання навантаження ударної дії на агломерат значно збільшую концентрацію навантаження, що призводить до кращого руйнування та зменшенню величини продуктів дроблення. Менш енергоємний процес удару потребує менших енерговитрат на дроблення. При цьому покращується гранулометричний склад готового продукту за рахунок переважної долі руйнування за умов ударних зусиль прикладених до поверхні агломерату. Сила удару може регулюватися як жорсткістю пружин так і довжиною пружних пластин, яка впливає на їх жорсткість. Таким чином дроблення агломерату відбувається більш ефективно.

Насамперед сила удару, що виникає з боку зубців зірочок визначається моментом, який діє на зуб та залежить від властивостей пружин, з міркувань, що рівняння рівноваги зірочки виглядає відповідно залежностям [4].

За наявності однієї пружини:

$$M_z = f(\varphi) = J_z \cdot \ddot{\varphi} + c \cdot \varphi, \quad (1)$$

де  $M_z$  – момент сили, яка діє на зуб зірочки;

$J_z$  – момент інерції зірочки;

$\ddot{\varphi}$  – кутове прискорення зірочки;

$\varphi$  – кутова координата (колове переміщення зірочки).

За наявності двох пружин з різних боків:

$$J_z \cdot \ddot{\varphi}_2 + c_2 \cdot \varphi_2 = (\varphi_1 - \varphi_2) \cdot c_1, \quad (2)$$

де  $c_1$  та  $c_2$  – відповідно, жорсткості зв'язків розрахункової схеми.

Вираз  $(\varphi_1 - \varphi_2) \cdot c_1 = M_{об}$  являє собою обертальний момент [4], а  $c_2 \cdot \varphi_2 = M_2$  - момент опору холостого ходу [4]. Таким чином вираз (2) можна привести у вигляді:

$$J_3 \cdot \ddot{\varphi}_2 + M_2 = M_{об} . \quad (3)$$

В виразах (1) та (3) відповідним чином відображено обертальні моменти, які діють на зірочку одновалкової зубчастої дробарки. Якщо кількість пружин за формулою (1) та число пар пружин за формулою (3) в конструкції ударного елемента прийняти за  $n$ , то ці формули, відповідно, приймуть вигляд:

$$M_3 = n(J_3 \cdot \ddot{\varphi} + c \cdot \varphi); \quad (4)$$

$$M_{об} = n(J_3 \cdot \ddot{\varphi}_2 + M_2) . \quad (5)$$

З іншого боку, загальновідомо, що обертальний момент, який діє на зуб зірочки, визначається [5]:

$$M_{об} = M_3 = P \cdot R_3, \quad (6)$$

де  $P$  – сила, яка діє на агрегаційний спік зі сторони зуба зірочки;  
 $R_3$  – радіус зірочки.

Відповідно, сила, яка необхідна для гарантованого руйнування агрегаційного пирога для варіантів спорядження ротора однією та двома пружинами:

$$P = \frac{n(J_3 \cdot \ddot{\varphi} + c \cdot \varphi)}{R_3}; \quad (7)$$

$$P = \frac{n(J_3 \cdot \ddot{\varphi}_2 + M_2)}{R_3} . \quad (8)$$

Знаючи характеристики міцності спеченого агрегату, а таким чином і величину сили, яка необхідна для його руйнування згідно з виразами (7) та (8) легко підібрати необхідні характеристики пружин, які забезпечують належне відносне обертове зміщення зірочок відносно ротора.



Деякі конструктивні проробки пружних елементів зірочок наведено на рисунку 2.

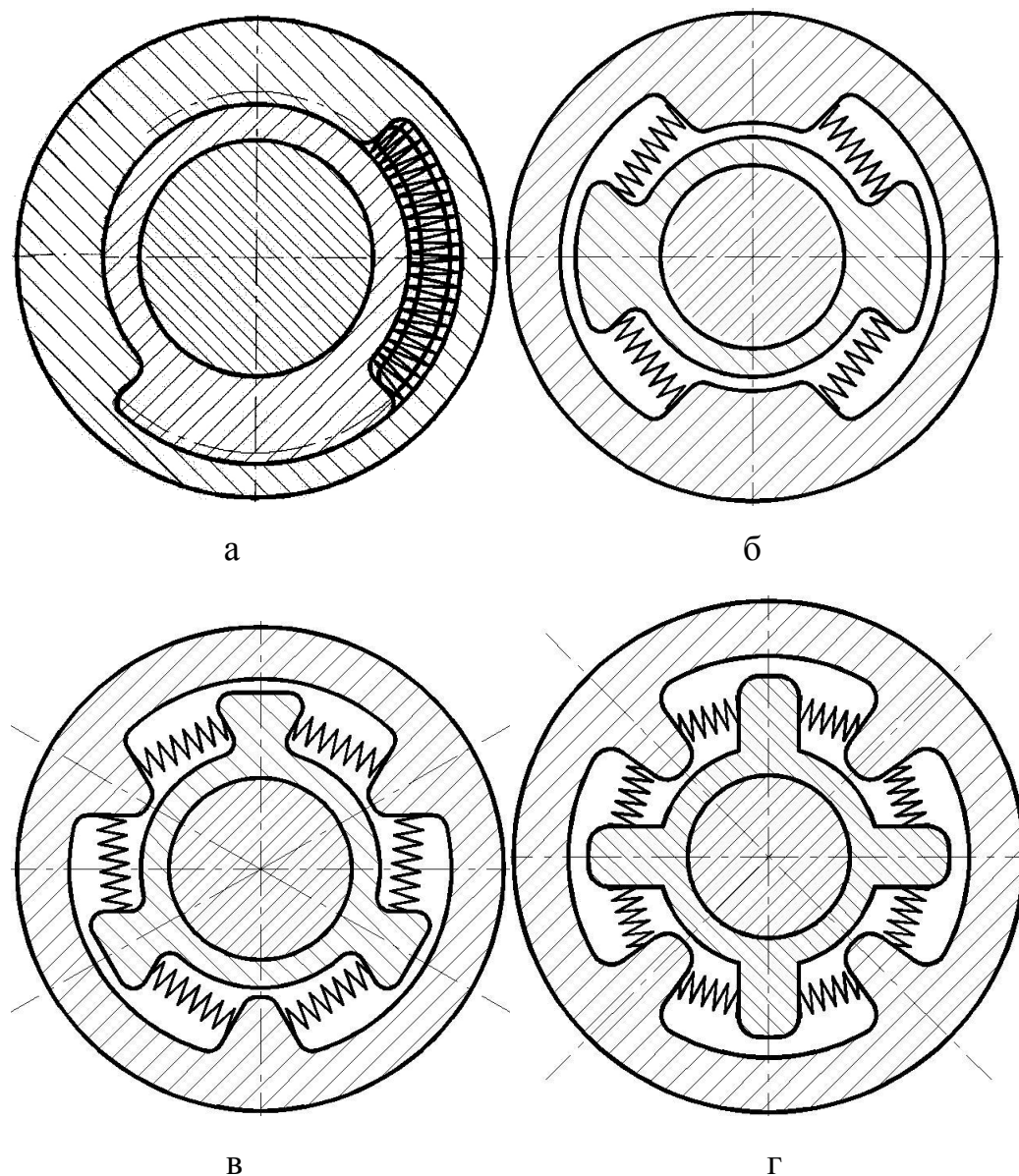


Рисунок 2 – Деякі варіанти конструктивних проробок пружних елементів в маточині зірочки

З літератури відомо, що лінійна швидкість на кінці зуба зірочки, для гарантованого руйнування агломераційного пирога за умов удару, повинна знаходитися за формулою [3]:

$$V_p = 7,7 \cdot k_{y\phi} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{\sigma'_3}{\gamma_0 \cdot d_{кр}}\right)^2}, \quad (9)$$

де  $k_{y\phi}$  – коефіцієнт ударної в'язкості агломерату, для агломерату при температурі менше  $150^\circ$   $k_{y\phi} = 1 - 1,5$ , для агломерату при температурі  $600 - 700^\circ$   $k_{y\phi} = 3 - 4$ ;

$\sigma'_p$  – напруга розтягнення, яка необхідна для руйнування агломерату, при температурі менше  $150^\circ$   $\sigma'_p = 80 - 160$  Н/см<sup>2</sup>, при температурі  $600 - 700^\circ$   $\sigma'_p = 90 - 370$  Н/см<sup>2</sup>;

$\gamma_0$  – питома вага агломерату,  $\gamma_0 = 2,0 - 2,5$  г/см<sup>3</sup>;

$d_{кр}$  – критичний(максимальний) розмір продукту дроблення.

Виразивши лінійну швидкість на кінці зуба через кутову швидкість обертання зірочки з урахуванням  $V_p = \omega_3 R_3$ , отримаємо, що:

$$\omega_3 = \frac{7,7 \cdot k_{y\phi}}{R_3} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{\sigma'_3}{\gamma_0 \cdot d_{кр}}\right)^2}. \quad (10)$$

Проінтегрувавши (4) та (5), отримаємо необхідні кутові швидкості обертання зірочок, які підпружено однією пружиною та парою пружин, відповідно, а також умови для гарантованого руйнування агломераційного спіку:

Враховуючи переваги руйнування агломераційного спіку ударним способом запропоновано напрямок вдосконалення конструкції одновалкової дробарки з метою покращення гранулометричного складу готового продукту та зменшення витрат електроенергії.

Запропоновано конструктивні схеми рішення питання накладання ударних зусиль зі сторони зірочок за допомогою пружних елементів.

Проаналізовано рівняння руху зірочки під дією пружних елементів та наведено залежності для вибору основних параметрів пружних елементів.

Перспективним напрямком продовження роботи є подальші теоретичні та експериментальні дослідження ударного способу дроблення агломерату в одновалковій зубчастій дробарці.

### Библиографический список

1. Мищенко И.М. Состояние и основные направления повышения технического уровня агломерационного производства предприятий черной металлургии / И.М. Мищенко // Металлургические процессы и оборудование. – 2005. № 1. – С. 23 – 26.

2. Левченко О.О. Теория и практика дробления агломерата в одновалковой зубчатой дробилке / О.О. Левченко. Вестник национального технического университета "Харьковский политехнический университет". ХПИ, № 30, 2006. – С. 142 – 147.

3. Борискин И.К. Интенсивная механическая обработка агломерата. Теория, оборудование, технология / И.К. Борискин, Г.А. Арыков, А.Н. Пыриков. – М.: МИСИС, 1998. – 248 с.

4. Клушанцев Б.В. Дробилки. Конструкция, расчет, особенности эксплуатации / Б.В. Клушанцев, А.И. Косарев, Ю.А. Муйземнек. – М.: Машиностроение, 1990. – 320 с.

5. Тарг С.М. Краткий курс теоретической механики / С.М. Тарг. – М.: Наука, 1974. – 478 с.

**Рекомендовано до друку проф. Ульяницьким В.Н.**

*Эссельбах В.С.,  
к.т.н. Эссельбах С.Б., к.т.н. Куберский С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## ТЕПЛОМАСООБМЕН ПРИ РАСТВОРЕНИИ МЕТАЛЛИЧЕСКОГО МАГНИЯ В ЖИДКОМ ФЕРРОСИЛИЦИИ

*Досліджено тепломасообмінні процеси та поведінку зливкового магнію при розчиненні його у розплаві ферросиліцію. Встановлено механізм занурення менш щільної та більш електропровідної присадки у більш щільний та менш електропровідний високотемпературний розплав під дією схрещених електричного та магнітного полів.*

**Ключові слова:** залізокремнемагнійова лігатура, електромагнітне поле, розчинення, намерзання, тепломасообмін.

*Исследованы тепломассообменные процессы и поведение слиточного магния при растворении его в расплаве ферросилиция. Установлен механизм погружения менее плотной и более электропроводной присадки в более плотном и менее электропроводном высокотемпературном расплаве под действием скрещенных электрического и магнитного полей.*

**Ключевые слова:** железокремнемагниева лигатура, электромагнитное поле, растворение, намерзание, тепломассообмен.

В последние годы производство и потребление железокремнемагневых (ЖКМ) лигатур как в нашей стране, так и за рубежом имеет тенденцию роста. В отечественной и зарубежной практике наиболее производительным и экономичным способом получения ЖКМ лигатур является растворение металлического магния в жидком высокопроцентном ферросилиции на ферросплавных заводах.

Экономическая и технологическая эффективность процесса получения ЖКМ сплавов в значительной степени обусловлена тепломассообменными процессами, сопровождающими ту или иную схему производства лигатуры.

Развитие теоретических положений тепломассообмена в фазах, сопровождающих процесс получения ЖКМ лигатур, позволит повысить степень усвоения магния и однородность получаемого сплава, уменьшить выбросы и дымообразование. Это будет способствовать улучшению технико-экономических показателей процесса производства ЖКМ и обработки ими железо-углеродистых расплавов.

Рассмотрим растворение металлического магния в 65 – процентном ферросилиции по двум вариантам, известным в производстве [1,2]:

- погружение пакетов из слитков магния, нанизанных на железную штангу, в ковш с 65-процентным жидким ферросилицием емкостью 3 м<sup>3</sup>; [1]

- погружение одиночных слитков магния в специальный ковш-реактор емкостью 3 м<sup>3</sup> воздействием скрещенных магнитного и электрического полей [2].

По первому варианту приготовление лигатуры сопровождается пироэффектом, а извлечение магния в сплав составляет 50-60%. При этом существенно, что выбросы металла из ковша отсутствуют, а горит на поверхности металла в ковше магний, который не успел раствориться и в жидком виде всплыл на поверхность. Это свидетельствует о том, что расплавление пакета слитков опережает растворение магния по схеме  $2Mg + Si \rightarrow Mg_2Si$ . Т.е. в этом способе растворение лимитируется массообменом. Отсутствие выбросов из ковша связано с тем, что на перегрев магния до температуры его кипения и испарение требуется гораздо больше тепла, чем на расплавление. За время расплавления и частичного растворения магния в ферросилиции нужное для испарения магния количество тепла не успевает поступить к присадке. Т.е. испарение магния лимитируется теплообменом. Силицид, образующийся в расплаве, в пироэффекте не участвует.

Получение лигатуры вводом одиночных слитков электромагнитным способом не сопровождается пироэффектом, а извлечение магния в сплав составляет 80%. Это свидетельствует о том, что электромагнитной силой удерживается в глубине расплава и твердый, и уже расплавившийся жидкий магний. Его потери (до 20%) связаны с диссоциацией группировок  $Mg_2Si$  и испарением магния с поверхности металла. Отсутствие выбросов при вводе магния указывает на то, что испарение магния в глубине металла тоже лимитируется теплообменом. Реагирование магния с кремнием ферросилиция отстает от расплавления, но опережает испарение.

В ходе лабораторных исследований процесса получения ЖКМ лигатуры был установлен механизм погружения слитка магния в расплав ферросилиция под действием скрещенных магнитного и электрического полей.

Известно, что на контактной поверхности холодной присадки погруженной в высокотемпературную жидкую фазу в начальный момент времени намерзает корочка окружающего расплава. Материал присадки начинает поступать в расплав только после оплавления намерзшей на его поверхности корочки за счет подвода тепла из окружающего расплава.

Если на слитке магния образуется корочка ферросилиция, то такая корочка является электрической изоляцией магния. Электросопротивление твердого ферросилиция в несколько раз больше, чем у жидкого. Слиток магния в твердой оболочке ферросилиция не может утяжелиться в скрещенных магнитном и электрическом полях до такой степени, чтобы погрузиться в жидкий расплав.

В действительности слиток магния по лотку падает на поверхность утяжеленного электромагнитным способом расплава плашмя. Через несколько секунд слиток поворачивается в вертикальное положение и «поплавок» погружается в расплав. Картина сопровождается слабым свечением, напоминающим лампу дневного света. Цикл усвоения слитка массой 8,5 кг составляет около 20с. Пироэффект отсутствует. В процессе приготовления лигатуры ток на ванну регулируется с пульта управления и его плотность составляет  $(8 \div 12) \cdot 10^5 \text{ А/м}^2$ . Магнитная индукция  $\approx 0,5 \text{ Тл}$ . Под действием электромагнитного утяжеления окружающий расплав прокачивается через активное пространство реактора и течет относительно слитка книзу с числом  $Re \approx (2 \div 4) \cdot 10^4$ , критерий  $P_r$  у ферросилиция  $\approx 0,14$ .

Для анализа тепломассообмена в системе  $FeSi - Mg$  и объяснения действительно наблюдаемого явления погружения и усвоения слитка под действием скрещенных магнитного и электрического полей использованы сведения о теплофизических свойствах и удельном электросопротивлении  $Mg$ ,  $FeSi - 65$  и лигатуры ЖКМ ( $5 \div 10 \%$   $Mg$ ) которые представлены в таблице 1, а также взятые из работы [3].

Стандартный слиток магния призматической формы с размерами  $500 \times 160 \times 80 \text{ мм}$  и массой 8,5 кг, оказавшийся на поверхности расплава, начинает греться.

Коэффициент теплоотдачи в начале нагрева, составляет [4]

$$\alpha_1 = \frac{b_{Mg}}{\sqrt{\pi \tau}}, \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)},$$

где  $b_{Mg}$  – коэффициент теплоаккумуляции магния (таб.1).

При  $\tau=0$ ,  $\alpha \rightarrow \infty$ , но уже к концу первой секунды контакта слитка с расплавом составляет конечную величину  $9,1 \cdot 10^3 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К)}$  и в дальнейшем уменьшается обратно пропорционально  $\sqrt{\tau}$ . Вследствие очень интенсивного теплопоглощения слитком на нем намерзает корочка ферросилиция. (Рис. 1, а).

Таблица 1 – Теплофизические свойства магния, кремния и лигатуры

Наименование свойств		Магний металлический	Ферросилиций (65% – Si)	Лигатура ЖКМ
Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)	$\lambda_{жс}$	139	11,7	12
	$\lambda_{тв}$	146	23,3	25
Теплоемкость кДж/(кг·К)	$C_{ж}$	1,07	0,84	0,86
	$C_{тв}$	1,05	0,8	0,82
Плотность, кг/м <sup>3</sup>	$\rho_{жс}$	$1,55 \cdot 10^3$	$4,0 \cdot 10^3$	$3,8 \cdot 10^3$
	$\rho_{тв}$	$1,7 \cdot 10^3$	$3,5 \cdot 10^3$	$3,4 \cdot 10^3$
Удельная теплота, кДж/кг	плавления	336	546	500
	испарения	5630	–	Mg частично испаряется
	растворения	1080 в Si	1850 в Mg	$P_{Mg}=0,75[Mg]$
Температура, °С	ликвидус	651	1240	1180
	солидус	651	1208	1130
Коэффициент температуропроводности, м <sup>2</sup> /с	$\alpha_{жс}$	$0,85 \cdot 10^{-4}$	$0,035 \cdot 10^{-4}$	–
	$\alpha_{тв}$	$0,88 \cdot 10^{-4}$	$0,083 \cdot 10^{-4}$	–
Коэффициент теплоаккумуляции, кДж/(м <sup>2</sup> ·К·с <sup>1/2</sup> )	$b_{жс}$	15,2	3,9	–
	$b_{тв}$	16,1	8,1	–

Слиток и расплав находятся в скрещенных магнитном и электрическом полях. Силовое электромагнитное воздействие на систему составляет расчетную величину, достаточную для погружения более электропроводного магния в ферросилиций, удельное электросопротивление которого больше. Но слиток не погружается сразу. Намерзшая на нем корочка является дополнительным сопротивлением. Через слиток поначалу не проходит ток расчетной величины, определяемый из выражения [2]

$$\frac{B \cdot I}{\rho g S} > \frac{1 - \beta}{1 - \alpha_{yo}},$$

где  $B$  – индукция магнитного поля, Тл;

$I$  – сила тока на ванне, А;

$S$  – площадь поперечного сечения ванны, перпендикулярного к направлению тока, м<sup>2</sup>;

$\rho$  – плотность содержимого ванны, кг/м<sup>3</sup>;

$g$  – ускорение силы тяжести,  $\text{м/с}^2$ ;  
 $\beta$ ,  $\alpha_{\gamma\delta}$  – отношение плотностей магния и расплава и их удельных электросопротивлений соответственно [3].

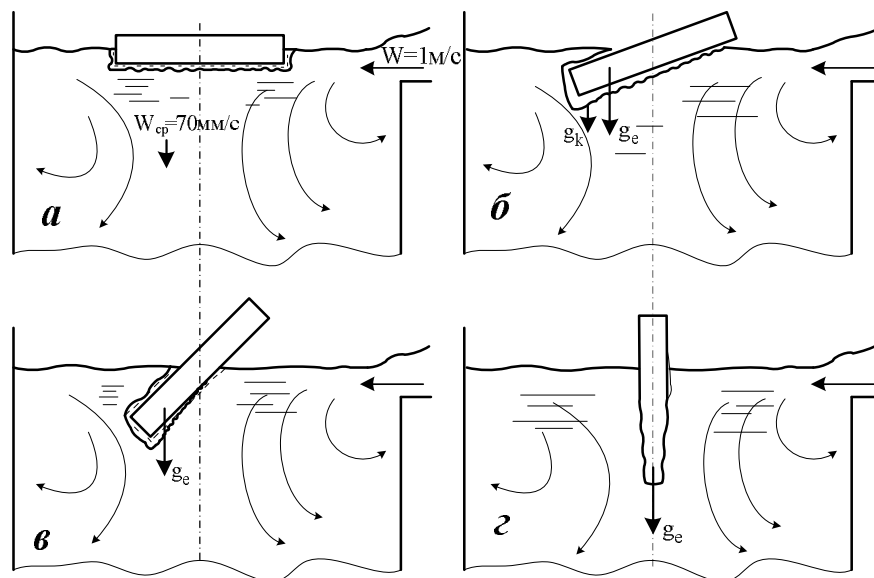


Рисунок 1 – Поведение слитка магния в активной зоне электромагнитного реактора

Циркулирующий через активную зону реактора расплав сильнее обогревает часть слитка, обращенную в сторону миксерной зоны реактора. Корочка в этой части слитка подплавляется. Через несколько секунд после подачи слитка его горизонтальное положение нарушается (рис. 1, б) из-за того, что намерзающая корка толще в противоположной части. Электромагнитное утяжеление более заглубленной части усиливает этот разбаланс, и слиток продолжает поворачиваться (рис. 1, в) до вертикального положения (рис. 1, г) после чего погружается в расплав. Этому способствует также вес выступающей над поверхностью части слитка. Конец погружения слитка сопровождается слабым белым свечением, переходящим в белый дымок. По окончании дымовыделения подают следующий слиток.

Слиток погружается в расплав твердым. Расплавление и растворение магния с выделением тепла происходит в глубине расплава. И твердый, и жидкий магний удерживаются в глубине электромагнитной силой. Поскольку слиток погружен в расплав, то это является свидетельством того, что между расплавом и магнием имеется хороший электрический контакт. Через магний проходит расчетный ток, достаточный для его удержания в глубине. Намерзшая на слитке корка ферросилиция на некоторых участках подплавляется, либо расплавляется полностью в результате теплового потока от расплава. Теплообмен между магнием и ферросилицием



в процессе приготовления ЖКМ – лигатуры характеризуется следующими балансовыми показателями (кДж/кг):

- потери тепла расплавом на разогрев Mg до температуры плавления составляют 642 кДж, на расплавление Mg 368 кДж, на перегрев продуктов реакции от температуры плавления Mg до температуры окружающего расплава 698 кДж;

- приход тепла от химического взаимодействия Mg с Si и образование  $Mg_2Si$  1080 кДж.

В итоге каждый кг Mg охлаждает расплав на 628 кДж (149 ккал). 1% введенного Mg охлаждает расплав на  $7 - 8^{\circ}C$ , а с учетом потерь тепла в окружающую среду, эти потери составляют  $\approx 10^{\circ}C$ .

Как отмечено выше, при пакетном вводе слитков на штанге массообмен в системе  $FeSi - Mg$  отстает от теплообмена. Взаимное растворение Si в Mg и Mg в FeSi происходит преимущественно между жидкими компонентами. При электромагнитном вводе Mg подплавление слитка, в соответствии с решением по данным работы [3] начинается через 3 – 3,5 с после его подачи на поверхность расплава. Критерий плавления у Mg составляет 0,906, что свидетельствует об его плавлении, по крайней мере в начале процесса, как “массивного” в теплотехническом отношении объекта [3]. Подплавляющийся внутри корочки, особенно в углах, Mg растворяет в себе Si из окружающего FeSi и ускоряет оплавление намерзшей корки изнутри. Проходящий по ванне ток деформирует, а магнитным давлением частично дробит жидкие фрагменты Mg. Межфазная поверхность увеличивается, и растворение Mg ускоряется. Согласно расчетам по методике [3], расплавление слитка происходит за 19 с. То есть при электромагнитном вводе слитков Mg в FeSi массообмен и теплообмен проходят с примерно одинаковыми скоростями.

Гидродинамическая обстановка в активной зоне ковша-реактора схематически показана на рисунке 2. Слева из миксерной зоны ковша-реактора в активную зону переливается расплав со скоростью 1 м/с и с расходом  $\approx 0,01 \text{ м}^3/\text{с}$ . В процессе ввода магния изменяется электропроводность ванны. Силу тока и индукцию магнитного поля регулировали, добиваясь расчетной скорости усвоения, магния  $2 \div 3$  слитка в минуту. Расход металла через активную зону незначительно изменяется в одну или другую сторону.

Число Рейнольдса в зоне поступления струи («носовая» часть)  $\approx 4 \cdot 10^5$ , а для противоположного конца слитка («кормового»)  $\approx 4 \cdot 10^4$ .

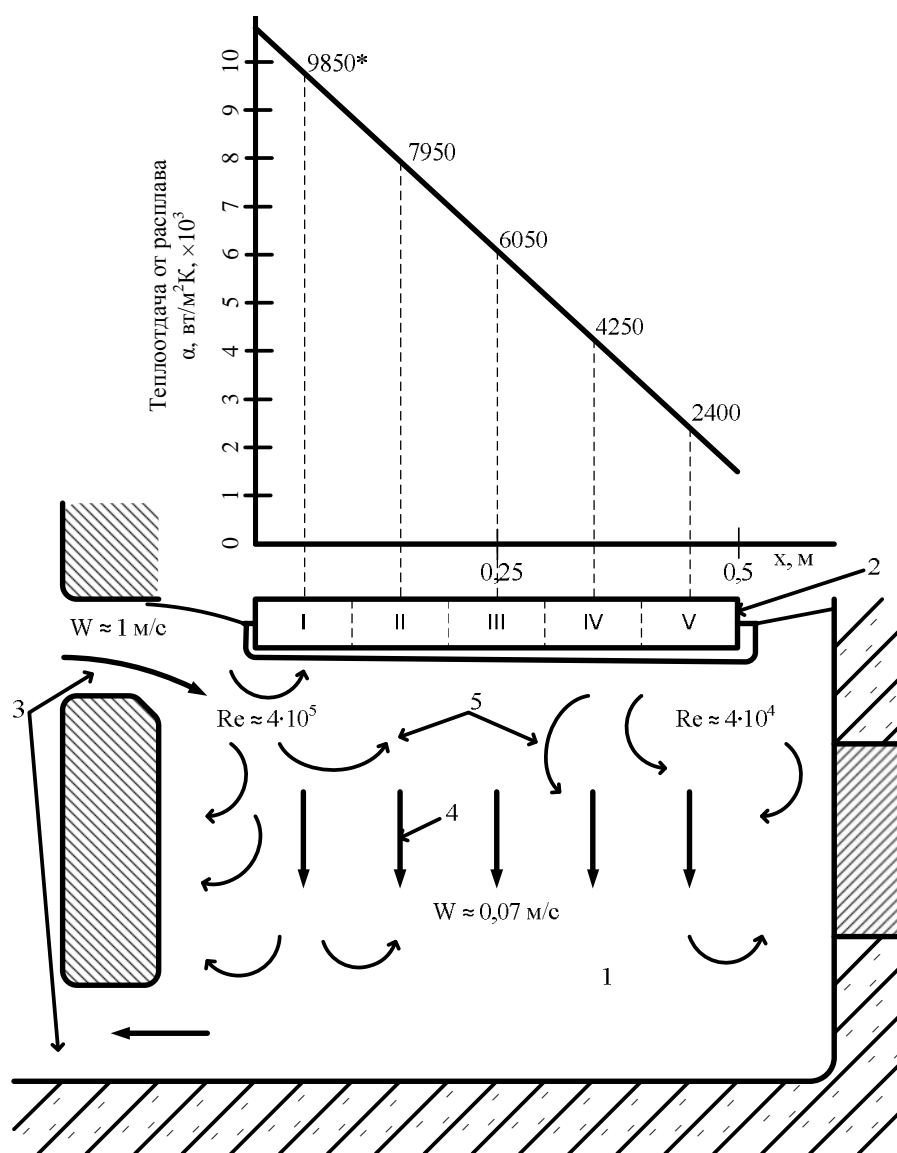
Завихренность металла в ванне  $I \cdot l$ ,  $H \cdot m \cdot c$  ( $I$  – импульс струи,  $H \cdot c$ ;  $l$  – определяющий размер,  $m$ ) плавно изменяется от максимальной в «носовой» части до минимальной в «кормовой». Соответственно изменяется теплоотдача от расплава к слитку.

Коэффициент теплоотдачи к слитку определяли из выражения [5]:

$$Nu = 4,5 + 0,014(Re \cdot Pr)^{0,8},$$

где  $Nu = \alpha \cdot l / \lambda_e$  – критерий Нуссельта;

$Pr = \nu / a_e$  – критерий Прандтля, составляет 0,14.



1 – активная зона ковша реактора; 2 – слиток магния;  
3 – переливные каналы; 4 – нисходящий поток металла;  
5 – вихревые потоки

Рисунок 2 – Гидродинамическая обстановка в активной зоне ковша-реактора и теплоотдача по длине слитка магния (\* – средние показатели для рассматриваемых участков слитка)

В «носовой» части слитка теплоотдача от расплава к слитку  $\alpha \approx 10720 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$ , а в «кормовой»  $\alpha \approx 1430 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К})$ . Ввиду того, что в начальный момент контакта слитка с расплавом ( $\tau = 0$ ) интенсивность теплообмена очень большая ( $\alpha = b_{TB} / \sqrt{\pi \cdot \tau} \Rightarrow \infty$ ,  $b_{TB}$  – коэффициент теплоаккумуляции слитка,  $\text{ккал}/(\text{м}^2 \cdot \text{град} \cdot \text{час}^{1/2})$ , составляет 230), на слитке образуется корочка ферросилиция. Теплота кристаллизации передается слитку. В дальнейшем теплота расплава поступает на слиток через эту корочку. Корочка на слитке нарастает до тех пор, пока тепловой поток от кристаллизующейся корки на слиток больше, чем тепловой поток от расплава на наружную поверхность корки. Тепловой поток от кристаллизующейся корки на слиток с течением времени уменьшается обратно пропорционально  $\sqrt{\tau}$ . Тепловой поток от расплава пропорционален  $\alpha$  и во времени постоянен.

Для расчета процесса нарастания корочки и теплообмена между слитком и расплавом определяли коэффициент затвердевания ферросилиция из следующего трансцендентного уравнения, полученного из анализа решения Стефана:

$$\rho_{\text{ж}} \cdot L \cdot \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot K = b_{TB} \cdot \vartheta_{TB} \frac{\exp(-K^2/4a_{TB})}{G(K/\sqrt{4a_{TB}})} - b_{\text{ж}} \cdot \vartheta_{\text{ж}} \frac{\exp(-K^2/4a_{\text{ж}})}{[1 - G(K/\sqrt{4a_{\text{ж}}})]},$$

где  $\rho_{\text{ж}}$  – плотность жидкого ферросилиция –  $65 \cdot 10^3 \text{ кг}/\text{м}^3$ ;

$L$  – удельная теплота кристаллизации ферросилиция:  $546 \text{ кДж}/\text{кг}$ ;

$b_{TB}$ ,  $b_{\text{ж}}$  – коэффициенты теплоаккумуляции твердого и жидкого ферросилиция, соответственно  $50,5$  и  $160 \text{ кДж}/(\text{м}^2 \cdot \text{град} \cdot \text{мин}^{1/2})$ ;

$\vartheta_{TB} = t_{\text{сол}} - t_{\text{пл. Mg}} = 1208 - 651 = 557 \text{ }^\circ\text{C}$ ;

$\vartheta_{\text{ж}} = t_{\text{расп}} - t_{\text{сол}} = 1350 - 1208 = 142 \text{ }^\circ\text{C}$ ;

$a_{TB}$ ,  $a_{\text{ж}}$  – коэффициенты температуропроводности твердого и жидкого ферросилиция, соответственно  $4,35$  и  $41,6 \text{ см}^2/\text{мин}$ ;

$G(x) = \text{erf}(x)$  – табличный интеграл ошибок Гаусса.

Решение данного уравнения, позволило определить для FeSi – 65 коэффициент затвердевания  $K = 1,8 \text{ см}/\text{мин}^{1/2} = 2,3 \text{ мм}/\text{с}^{1/2}$ .

Затем рассматривали тепломассообмен между слитком Mg массой  $8,5 \text{ кг}$  и окружающим расплавом FeSi с учетом гидродинамической обстановки в активной зоне ковша-реактора емкостью  $3 \text{ м}^3$  (табл. 2).

Массу корки FeSi, намерзшей на слиток магния ( $M_k$ ), а также количество тепла поступающее от затвердевшей корки на слиток ( $Q_k$ ) и от расплава на корку ( $Q_p$ ) рассчитывали по следующим уравнениям:

$$M_k = \delta \cdot S \cdot \rho_{\text{FeSi}} = K \sqrt{\tau} \cdot S \cdot \rho_{\text{FeSi}} = 2,3 \cdot 10^{-3} \cdot 3 \cdot 10^3 \cdot S \cdot \sqrt{\tau} = 6,9 \cdot S \cdot \sqrt{\tau}, \text{ кг};$$

$$Q_k = M_k \cdot L = 6,9 \cdot S \cdot \sqrt{\tau} \cdot 546, \text{ кДж}; \quad Q_p = L \cdot \rho_{\text{ж}} \cdot S = 142 \cdot L \cdot S \cdot 10^{-3}, \text{ кДж}.$$

где  $K$  – коэффициент затвердевания,  $\text{м/с}^{1/2}$ ;

$\tau$  – время от момента попадания слитка в расплав, с;

$S$  – площадь намерзшей корки,  $\text{м}^2$ ;

$\rho_{\text{FeSi}}$  – плотность ферросилиция,  $\text{кг/м}^3$ ;

$L$  – удельная теплота плавления,  $\text{кДж/кг}$ .

Расчет показывает, что в носовом торце слитка и на первом участке корка перестает нарастать уже на второй-третьей секунде после того, как слиток подан в активную зону. На четвертой секунде прекращается нарастание корки на втором участке (табл. 2), тогда как на IV и V участках корка продолжает нарастать. На I и II участке корка в это время оплавляется, возможно даже смывается со слитка потоком металла. На третьей-четвертой секунде масса IV – V участка с намерзшей коркой тяжелее I – II участка на 200 – 300г. С учетом электромагнитного утяжеления слитка с коркой эти 200 – 300г приобретают дополнительно 16 – 24 Н «кажущегося» веса, что достаточно для выведения слитка из первоначального горизонтального положения. Как только слиток наклоняется в сторону кормы, момент, вызывающий наклон, начинает увеличиваться. Электромагнитное утяжеление действует на погруженную в металл часть слитка. При наклоне слитка масса погруженной части увеличивается в кормовом участке IV – V и уменьшается в носовой части. Соответственно изменяется электромагнитная сила, вызывающая опрокидывающий момент. Слиток поворачивается в вертикальное положение. Условия теплоотдачи от расплава к слитку изменяются. Кормовая часть, опускаясь, попадает в зону большей турбулентности и соответственно теплоотдачи. Происходит дальнейший разогрев погруженной части, что способствует подплавлению корки и слитка. Взаимодействие плавящегося магния с кремнием с выделением тепла ускоряет оплавление намерзшей корки. Сила электромагнитного воздействия увеличивается в результате освобождения слитка от дополнительного электросопротивления в виде корки твердого ферросилиция. Слиток погружается дальше, чему способствует также и выступающая над поверхностью металла его верхняя часть.

Таблица 2 – Тепломассообмен между слитком магния и окружающим расплавом ферросилиция в активной зоне ковша реактора емкостью 3 м<sup>3</sup>

Время от момента ввода Mg, с Участок слитка магния		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Торец «носовой» части $S=0,00544 \text{ м}^2$	$M_{\kappa}, \text{ кг}$	0,037	0,016	Подплавление и расплавление корочки							
	$Q_{\kappa}, \text{ кДж}$	20,5	8,5								
	$Q_p, \text{ кДж}$	8,3	8,3	8,3	8,3	8,3	8,3	8,3	8,3	8,3	8,3
I $S=0,022 \text{ м}^2$ $\alpha=9850 \text{ Вт/м}^2\text{К}$	$M_{\kappa}, \text{ кг}$	0,152	0,063	0,48	Подплавление и расплавление корочки						
	$Q_{\kappa}, \text{ кДж}$	82,9	34,3	26,3							
	$Q_p, \text{ кДж}$	30,1	30,1	30,1	30,1	30,1	30,1	30,1	30,1	30,1	30,1
II $S=0,022 \text{ м}^2$ $\alpha=7950 \text{ Вт/м}^2\text{К}$	$M_{\kappa}, \text{ кг}$	0,152	0,063	0,048	0,041	Подплавление и расплавление корочки					
	$Q_{\kappa}, \text{ кДж}$	82,9	34,3	26,3	22,3						
	$Q_p, \text{ кДж}$	24,8	24,8	24,8	24,8	24,8	24,8	24,8	24,8	24,8	24,8
III $S=0,022 \text{ м}^2$ $\alpha=6050 \text{ Вт/м}^2\text{К}$	$M_{\kappa}, \text{ кг}$	0,152	0,063	0,048	0,041	0,035	0,033	Подплавление и расплавление корочки			
	$Q_{\kappa}, \text{ кДж}$	82,9	34,3	26,3	22,3	19,5	17,7				
	$Q_p, \text{ кДж}$	18,9	18,9	18,9	18,9	18,9	18,9	18,9	18,9	18,9	18,9
IV $S=0,022 \text{ м}^2$ $\alpha=4250 \text{ Вт/м}^2\text{К}$	$M_{\kappa}, \text{ кг}$	0,152	0,063	0,048	0,041	0,035	0,033	0,030	0,027	0,026	0,025
	$Q_{\kappa}, \text{ кДж}$	82,9	34,3	26,3	22,3	19,5	17,7	16,3	16,1	15,2	14,0
	$Q_p, \text{ кДж}$	13,2	13,2	13,2	13,2	13,2	13,2	13,2	13,2	13,2	13,2
V $S=0,022 \text{ м}^2$ $\alpha=2400 \text{ Вт/м}^2\text{К}$	$M_{\kappa}, \text{ кг}$	0,152	0,063	0,048	0,041	0,035	0,033	0,030	0,027	0,026	0,025
	$Q_{\kappa}, \text{ кДж}$	82,9	34,3	26,3	22,3	19,5	17,7	16,3	16,1	15,2	14,0
	$Q_p, \text{ кДж}$	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5
Торец «кормовой» части $S=0,00544 \text{ м}^2$	$M_{\kappa}, \text{ кг}$	0,037	0,016	0,012	0,010	0,009	0,008	0,007	0,007	0,007	0,006
	$Q_{\kappa}, \text{ кДж}$	20,5	8,5	6,5	5,5	4,8	4,4	4,0	3,8	3,5	3,2
	$Q_p, \text{ кДж}$	1,1	1,1	1,1	1,1	1,1	1,1	1,1	1,1	1,1	1,1

После полного погружения слитка в расплав происходит его расплавление и растворение в циркулирующем через активную зону ферросилиция. Визуально об этом свидетельствует свечение активной зоны, сменяющееся дымовыделением. Продолжительность всего процесса составляет около 20 секунд. Отсутствие пироэффекта объясняется тем, что процесс растворения магния с образованием силицида опережает разогрев магния до температуры кипения и подвод к магнию количества тепла, достаточного для его испарения.

Силицид  $Mg_2Si$  плавится конгруэнтно при 1085 – 1100 °С и растворяется в ферросилиции.  $Mg_2Si$  в пироэффекте не участвует. Под действием электромагнитного утяжеления кажущийся удельный вес магния больше, чем у ферросилиция. Нерастворившийся жидкий магний не всплывает, следовательно, не горит на поверхности и не создает пироэффекта.

Свечение активной зоны объясняется диссоциацией в расплаве группировок  $Mg_2Si$  и испарением продиссоциировавшего магния с поверхности расплава. Испаряющийся магний в окислительной для него окружающей среде сгорает, образуя свечение. Растворение плавящегося магния ускоряется под действием турбулентности ванны и под действием проходящего через него электрического тока. Сжимающее действие тока дробит жидкие фрагменты магния, увеличивая межфазную поверхность, ускоряет растворение магния.

Проведенный анализ показывает, что на слитке магния действительно намерзает корка ферросилиция. Эта корка вызывает замедленное по сравнению с расчетным погружение слитка в расплав в положении поплавка. Расплавление слитка из-за намерзания корки не замедляется и практически совпадает с расчетным. Под действием скрещенных магнитного и электрического полей в системе магний-ферросилиций ускоряется массообмен за счет турбулентности в расплаве и пинч-эффекта от проходящего по ванне тока.

### **Библиографический список**

1. Желтов Д.Д. и др. «Опробование производства кремнийтитаномагниевого лигатуры» / Желтов Д.Д., Солошенко В.П., Лихачев А.Г., Ерко В.И., Пекарский Л.Ф. – «Сталь», №3, 1984, с.31-32.

2. Эссельбах С.Б. и др. «Погружение магния в расплав ферросилиция электромагнитной силой»/Эссельбах С.Б., Теплицкий Е.Б., Кислицын В.А., Ерко В.И., Лихачев А.Г., Солошенко В.П.– Бюл. ЦНИИ и ТЭИЧМ, вып. 6 (1082), 1989 г. –51-2-52 с.

3. Ватолин Н.А., Ухов В.Ф., Сафронов С.О. «Исследование электросопротивления и вязкости расплавов на основе кальция, кремния и

магния». Труды XVI совещания по теории литейных процессов. М. Наука 1974 с.24-28.

4. Гольдфарб Э.М. «Теплотехника металлургических процессов» М. Мет. 1967, 439 с.

5. Минаев А.М., Шипилин Б.И. Литейные печи и сушила. М.: – МАШГИЗ. 1959. – 472 с.

***Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.***

*Эссельбах В.С.,  
к.т.н. Эссельбах С.Б., к.т.н. Куберский С.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ГИДРОМЕХАНИКА РЕАКТОРА ДЛЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ ОБРАБОТКИ РАСПЛАВОВ**

*Розглянуто гідромеханіку електромагнітного реактора для рафінування і легування розплавів. Розроблено методику проектування основних конструкційних елементів реактора та електричних параметрів обробки.*

**Ключові слова:** *електромагнітний реактор, активна зона, міксерна зона, гідромеханіка, електромагнітне поважчення, рівень розплаву, циркуляція.*

*Рассмотрена гидромеханика электромагнитного реактора для рафинирования и легирования расплавов. Разработана методика проектирования основных конструкционных элементов реактора и электрических параметров обработки.*

**Ключевые слова:** *электромагнитный реактор, активная зона, миксерная зона, гидромеханика, электромагнитное утяжеление, уровень расплава, циркуляция.*

Повышение эффективности металлургического производства посредством снижения его энерго- и материалоемкости является достаточно актуальным направлением исследований в современных условиях. Одним из перспективных направлений улучшения технико-экономических показателей процессов насыщения расплавов полезными компонентами при получения лигатур и рафинирования их от вредных примесей является использование электромагнитных воздействий.

Теория и технология обработки расплавов в скрещенных электрическом и магнитном полях относительно нова и требует дополнительных научных исследований термодинамики, кинетики и гидромеханики с целью получения дополнительных сведений и параметров обработки, а также усовершенствования используемого оборудования.

Донбасским государственным техническим университетом разработан электромагнитный (ЭМ) реактор, который достаточно эффективен при получении железокремнемагниевого (ЖКМ) лигатур и десульфурации чугуна [1].



ЭМ реактор (рис. 1) содержит активную (АЗ) и миксерную (МЗ) зоны. АЗ размещается в рабочем зазоре электромагнита (рис. 2). Поперек продольной оси активной зоны создано магнитное поле с индукцией  $B$ , Тл. Вдоль продольной оси АЗ по расплаву проходит ток  $I$ , кА. В расплаве АЗ действуют скрещенные магнитное и электрическое поля. Взаимодействие этих полей образует в расплаве ЭМ ускорение  $g_e$ , м/с<sup>2</sup>. Направляя  $g_e$  вверх или вниз, получаем соответственно «облегчение» или «утяжеление» расплава в АЗ. Размеры АЗ жестко ограничены размерами рабочего зазора электромагнита.

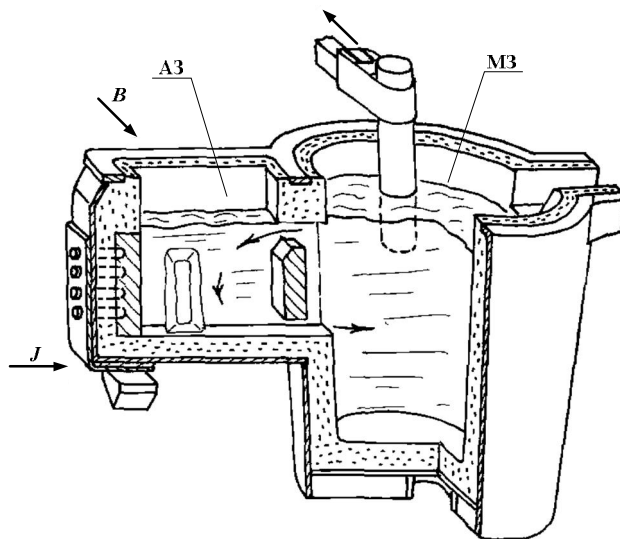
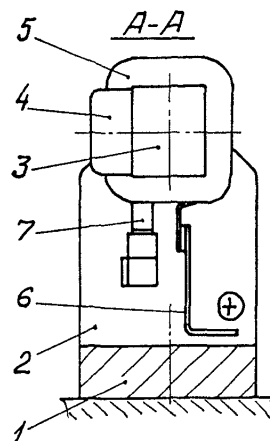
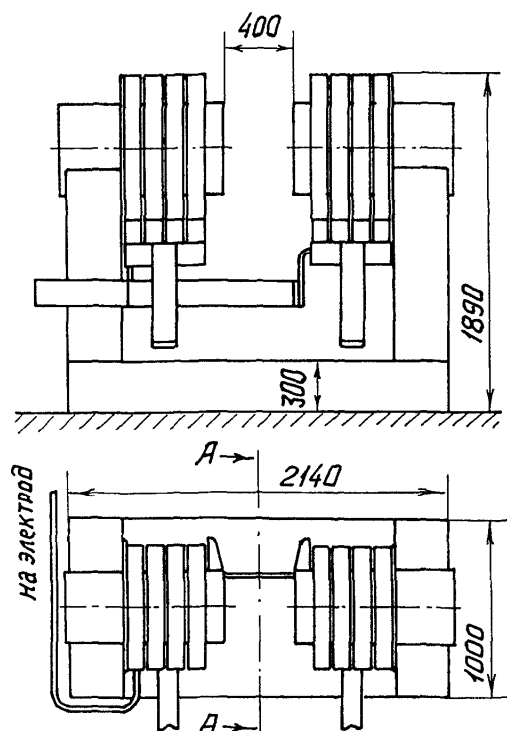


Рисунок 1 – Реактор для электромагнитной обработки расплавов



1 – тыльная часть; 2 – боковина; 3 – полюс; 4 – направляющая планка; 5 – катушка; 6 – коммутация подвода; 7 – коммутация выводов

Рисунок 2 – Электромагнит установки «ЭМУГ – 2»

Миксерная зона ЭМ реактора в размерах не ограничена. Размеры МЗ назначают конструктивно на необходимую производительность установки.

Разрез ЭМ реактора по продольной оси АЗ показан на рисунке 3. Частично обозначена контактирующая с АЗ миксерная зона (МЗ), соединенная переливными каналами. Через эти каналы расплав МЗ прокачивается через АЗ. Для обработки расплава в АЗ подают соответствующие присадки. Вследствие циркуляции расплава через АЗ все содержимое ЭМ реактора насыщается или освобождается от примесей, в зависимости от решаемых задач и поданных присадок. Если удельная электропроводность присадки больше, чем у обрабатываемого расплава, ток АЗ перераспределяется. Через присадку проходит ток большей величины, чем через окружающий расплав. Присадка утяжеляется сильнее, чем окружающий расплав. Изменяя  $B$  и  $I$ , делают кажущийся удельный вес легкой присадки больше, чем у окружающего расплава. Присадка с меньшей плотностью погружается в более плотный окружающий расплав и находится там до полного усвоения. Таким способом на Стахановском заводе ферросплавов делали ЖКМ лигатуру, растворяя слитки магния в жидком ферросилиции. Пирозффект при этом отсутствует. Извлечение магния в лигатуру на 20% больше, чем при вводе пакетов из слитков магния в ковш с ферросилицием на штанге [2].

Необходимая циркуляция расплава через АЗ, показанная на рисунке 3, достигается как выбором силового воздействия на расплав, так и конструктивными параметрами АЗ.

Силовое воздействие, например, для потопления слитка магния в жидком ферросилиции, должно удовлетворять условию

$$\frac{B \cdot I}{\rho \cdot g \cdot F_0} > K; \text{ причем } K \cdot g = g_e \quad (1)$$

где  $B$  – индукция магнитного поля, Тл;

$I$  – сила тока на ванне АЗ, кА;

$\rho$  – плотность расплава, кг/м<sup>3</sup>;

$g$  – ускорение силы тяжести, 9,81 м/с<sup>2</sup>;

$g_e$  – ЭМ ускорение, м/с<sup>2</sup>;

$F_0$  – площадь поперечного сечения расплава, находящегося в АЗ, нормальная к направлению тока, м<sup>2</sup>.

$K$  – «критерий потопления», параметр, зависящий от плотности и удельного электросопротивления присадки и расплава.

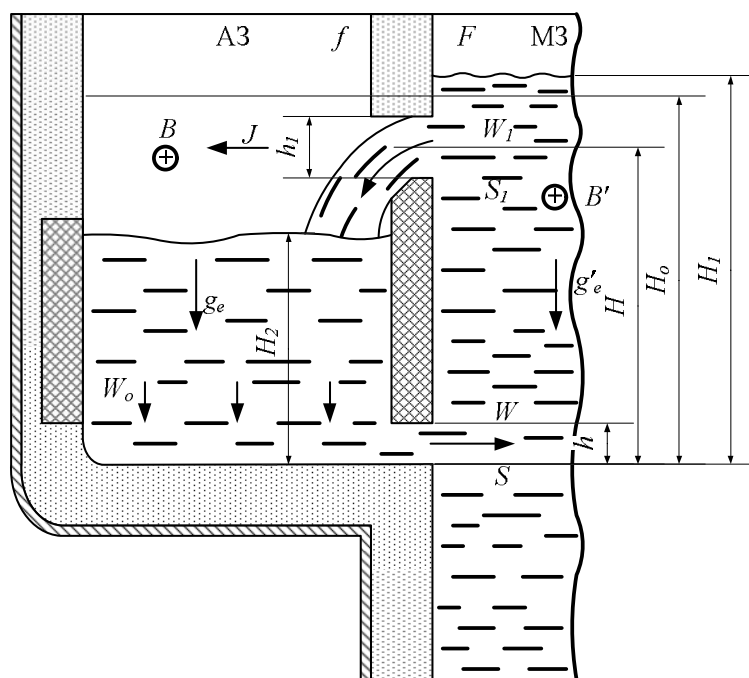


Рисунок 3 – Разрез ЭМ реактора по продольной оси АЗ

Этот параметр определяется из выражения:

$$K = \frac{1 - \beta}{1 - \alpha}, \quad (2)$$

где  $\beta$  – отношение плотности присадки и расплава;

$\alpha$  – отношение их удельных электросопротивлений.

В процессе обработки свойства взаимодействующих материалов изменяются. При получении ЖКМ лигатуры расплав насыщается магнием и соответственно уменьшается его электросопротивление, изменяется плотность вследствие нагрева присадки и остывания расплава. Поэтому в процессе обработки требуется регулировать силу тока на ванне АЗ в соответствии с изменением параметра  $K$ .

Зависимость силового воздействия  $B \cdot I$  от силы тока на ванне АЗ показана на рисунке 4. В частности, при получении ЖКМ лигатуры вводом слитков магния в расплав ферросилиция ток регулируют с пульта, визуально наблюдая за погружением слитков. Если усвоение слитков замедляется, силу тока увеличивают. График (рис. 4) построен для магнита, показанного на рисунке 2.

Геометрические параметры АЗ выбирают исходя из назначения ЭМ реактора. Для получения ЖКМ лигатуры растворением слитков магния в ферросилиции сначала определяют необходимые размеры АЗ. Пространство АЗ должно вмещать количество расплава, в которое мо-

жет погрузиться слиток магния размерами  $500 \times 160 \times 80$  мм, массой 8,2 – 8,5 кг. Для этого, с учетом размера рабочего зазора магнита, ширину АЗ приняли равной 200 мм. В оставшемся пространстве между полюсами магнита размещается металлоконструкция АЗ, футеровка и постановочный зазор. Длина АЗ для возможности размещения в ней слитка магния была выбранной 750 мм, а глубина ванны расплава в процессе обработки  $H_2 = 550$  мм.

Процесс получения лигатуры заключается в следующем. Первоначально реактор заполняли жидким ферросилицием до уровня  $H_0$ . Затем в обмотки возбуждения электромагнита и в расплав АЗ подавали ток. Под действием ЭМ утяжеления  $g_e$ , которое алгебраически складывается с ускорением силы тяжести  $g$ , уровень металла в АЗ понижается и становится равным  $H_2$ . Уровень расплава в МЗ повышается и становится равным  $H_1$ . Происходит циркуляция расплава. Через нижний переливной канал, высотой  $h$  (рис.3), металл выжимается из АЗ в МЗ со скоростью  $W$ . Через верхний канал, высотой  $h_1$ , со скоростью  $W_1$  перетекает обратно в АЗ. Параметры  $H_0$ ,  $H$ ,  $H_1$ , а также размеры сечений переливных каналов  $S$  и  $S_1$  определяются с учетом размеров АЗ, МЗ и выбранного значения параметра  $H_2$ . Эти размеры взаимосвязаны. Площадь АЗ в плане составляет  $f$  м<sup>2</sup> (в рассматриваемом примере  $750 \times 200$  мм), площадь МЗ в плане –  $F$ , отношение  $F/f = m$  (рис. 3).

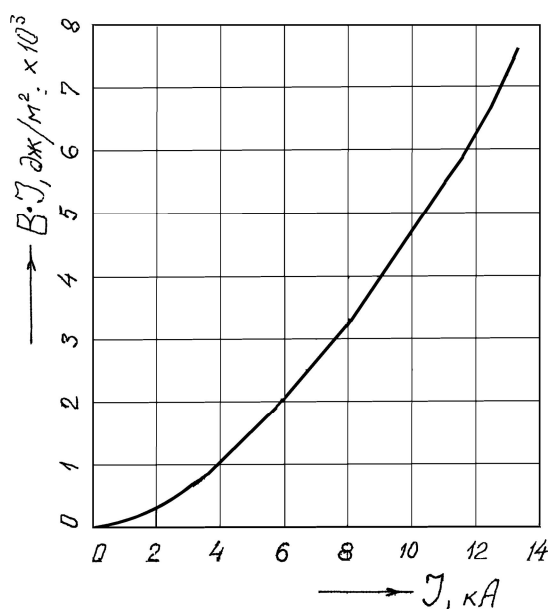


Рисунок 4 – Зависимость силового воздействия от силы тока

На основании закона сохранения массы устанавливаем соотношение между параметрами геометрических напоров

$$f(H_0 - H_2) = F(H_1 - H_0) \quad (3)$$

$$m \cdot H_1 = (m+1) \cdot H_0 - H_2; \quad (3a)$$

$$H_1 = \frac{m+1}{m} H_0 - \frac{H_2}{m}; \quad H_2 = (m+1) \cdot H_0 - m \cdot H_1.$$

В процессе циркуляции расплава через АЗ соблюдается закон неразрывности потока. Сколько металла вытекает из АЗ через нижний канал, столько же натекает обратно через верхний. Достижение равновесия между приходом и расходом расплава через АЗ реактора характеризуется соотношением

$$W \cdot S = W_1 \cdot S_1, \text{ м}^3/\text{с}; \quad S/S_1 = n \quad (4)$$

Чтобы уровень металла в АЗ был заданным  $H_2$ , находим параметры  $g_e$ ,  $H$ ,  $S$ ,  $S_1$  и  $h$ . Уровень металла в МЗ  $H_1$  устанавливается в соответствии с выражениями (3) и (3a). Уровень налива  $H_0$  также определяется с учетом законов сохранения массы (3) и неразрывности потока (4).

Скорости металла в нижнем канале  $W$  и в верхнем  $W_1$  соответственно составляют (из рис.3 и выражения (3))

$$W = \varphi \cdot \sqrt{2g((K+1)(H_2 - \frac{1}{2}h) - (\frac{m+1}{m}H_0 - \frac{H_2}{m} - \frac{1}{2}h))}, \text{ м/с} \quad (5)$$

$$W_1 = \varphi \cdot \sqrt{2g(\frac{m+1}{m}H_0 - \frac{H_2}{m} - H)}, \text{ м/с} \quad (6)$$

В этих формулах  $\varphi$  – коэффициент расхода,  $\approx 0,8$ ;  $K$  – критерий потопления, остальные параметры представлены на рисунке 3.

В выражении (5) подкоренное число должно быть положительным. Иначе оно не имеет физического смысла. Проектирование ЭМ реактора заключается в совместном решении уравнений (1) - (6) на ЭВМ. Конкретный пример такого исследования представлен таблицей 1.

Среди параметров АЗ различали 6 аргументов. Из них четыре параметра ( $H$ ,  $m$ ,  $h$ ,  $n$ ) выбраны и назначены конструктивно. Они в процессе обработки расплава не изменяются, являются постоянными. Изменение этих параметров производится при смене футеровки ковша-реактора. Два параметра ( $K$ ,  $H_0$ ) в процессе работы изменяются действиями персонала. Эти параметры являются регулирующими. Параметр  $K$  изменяется регулированием силы тока в рабочем контуре установки с пульта управления в соответствии с уравнением (1). Параметр  $H_0$  (уровень налива) необходимо

держат постоянным, т.е. наливать в реактор одно и то же количество металла. Используя методику исследования (табл. 1), вводя ограничения  $H_2 \geq 0,55$  (слиток должен помещаться в АЗ в вертикальном положении),  $W > 0$ ,  $W_1 > 0$ ,  $K = 0,75 - 0,9$  выбираем конструктивные параметры  $H$ ,  $h$ ,  $m$ ,  $n$  и  $H_0$ . В процессе обработки регулирование уровня выполняется с пульта изменением тока, т.е. параметром  $K$ . Параметр  $H_2$  задается по условиям технологии и поддерживается постоянным, выполняя условие (4)  $W \cdot h - W_1 \cdot h_1 \rightarrow 0$  (например,  $10^{-3} - 10^{-4}$ ). При величине  $W \cdot h - W_1 \cdot h_1 < 0$  уровень  $H_2$  повышается, а если эта величина положительная – понижается. Вследствие изменения скоростей  $W$  и  $W_1$  уровень металла в АЗ стабилизируется на заданной отметке  $H_2$ . Чем меньше разность  $W \cdot h - W_1 \cdot h_1$ , тем меньше колебание уровня  $H_2$ . Его стабилизация всегда соответствует условию  $W \cdot S = W_1 \cdot S_1$ , где  $S = b \cdot h$ ;  $S_1 = n \cdot b \cdot h$ ;  $b = 0,2$  (ширина АЗ, м).

Содержимое АЗ в процессе обработки постоянно обновляется за счет перетекания металла через верхний переливной канал. Например, для обстановки (рис.3 и табл.1) при  $W \cdot h - W_1 \cdot h_1 = 0$ , расходы металла через верхний и нижний каналы (высотой  $h_1$  и  $h$  соответственно) при  $W = W_1 = 1,24$  м/с составляют  $b \cdot h \cdot W = b \cdot h_1 \cdot W_1 = 0,2 \cdot 0,1 \cdot 1,24 = 0,0248$  м<sup>3</sup>/с. Объем металла в АЗ равен  $0,75 \cdot 0,2 \cdot 0,55 = 0,0825$  м<sup>3</sup>. Полное обновление содержимого АЗ происходит за  $0,0825 / 0,0248 = 3,4$  с. Слиток магния усваивается в АЗ за 20 с. За это время металл – растворитель в АЗ обновляется 5–6 раз. Этот показатель можно изменять за счет соответствующего выбора  $h$ .

Объем металла в МЗ около 2,5 м<sup>3</sup>. Весь металл прокачивается через АЗ за время  $2,5 / 0,0248 \approx 1000$  с  $\approx 16-17$  мин. Время ввода заданного количества магния составляет 15–20 мин. Таким образом, за время обработки весь металл, заполняющий реактор, проходит через АЗ и равномерно насыщается материалом присадки. Это обеспечивает однородность полученной лигатуры по содержанию магния.

Расплав, находящийся в МЗ, перемешивается дополнительно за счет следующих явлений:

– за счет перемешивающего действия струи, вытекающей в МЗ через нижний переливной канал. С количественной стороны, перемешивающее влияние оценивается величиной эффективного коэффициента диффузии  $D_e$ , м<sup>2</sup>/с

$$D_e = \frac{I_c \cdot l}{M},$$

где  $I_c$  – импульс струи,  $I_c = \rho \cdot W^2 \cdot S \cdot H \cdot c$ ;

$l$  – гидравлический диаметр ванны, м;

$M$  – масса перемешиваемого расплава, кг.

Таблица 1 – Результаты математического моделирования гидродинамики ЭМ реактора при различных значениях параметров влияющих на циркуляцию расплава

Параметры активной зоны для $m = 10$ (выбирается при конструировании)		Обозна- чение	Параметры влияющие на циркуляцию расплава									
			$n$		$h$		$H$		$K$		$H_0$	
Характеристика параметров	Определены конструкцией	$H$	0,7	0,7	0,7	0,7	0,65	0,75	0,7	0,7	0,7	0,7
		$h$	0,05	0,05	0,1	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
		$n$	0,5	1,5	1	1	1	1	1	1	1	1
	Регулирующие	$K$	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,75	0,85	0,8	0,8
		$H_0$	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,75	0,85
	Поддерживаемые	$H_2$	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55	0,55
	Получаются при из- менении других па- раметров	$W_1$	1,24	1,24	1,24	1,24	1,46	0,96	1,24	1,24	0,926	1,48
		$W_1 \cdot h$	0,124	0,041	0,124	0,062	0,073	0,048	0,062	0,062	0,046	0,074
		$W$	1,45	1,45	1,24	1,33	1,33	1,33	1,21	1,45	1,56	1,05
		$W \cdot h$	0,072	0,072	0,124	0,067	0,067	0,067	0,06	0,072	0,078	0,052
		$H_1$	0,825	0,825	0,825	0,825	0,825	0,825	0,825	0,825	0,77	0,88
$(W \cdot S - W_1 \cdot S_1)/b, \text{ м}^3/\text{с}$			-0,05	+0,03	0	+0,005	-0,006	+0,019	-0,002	+0,01	+0,032	-0,022

– через расплав МЗ в направлении АЗ проходит ток  $I$ . Магнитное поле зазора бочкообразное, т.е. магнитные силовые линии проходят и по металлу МЗ. Индукция поля  $B'$ , действующая в МЗ, составляет  $\approx 0,05$  Тл. На участке расплава, примыкающего к АЗ, тоже имеется  $g_e$ . Оно меньше, чем в АЗ, но достаточно для образования нисходящего потока металла и формирования дополнительного контура циркуляции расплава в МЗ. Согласно принципа независимости действия сил,  $D_e$  в МЗ равен сумме эффективных коэффициентов диффузии, полученных от действия перечисленных явлений. Это еще один фактор, положительно влияющий на ход процесса получения лигатуры ЭМ способом и особенно на ее однородность.

Количественная оценка для  $D_e$  по объему МЗ дает в среднем  $(2\div 3)\times 10^{-2} \text{ м}^2/\text{с}$ . Эта величина меньше, чем в АЗ ( $3,5\times 10^{-1} \text{ м}^2/\text{с}$ ), но достаточно большая. Перемешивание в МЗ по интенсивности сравнимо с перемешивающим действием струи при наливке металла в ковш. Если оценивать перемешивание величиной числа  $Re$ , то в активной зоне  $Re \approx 10^5 - 10^4$ ; в миксерной –  $Re \approx 10^3$ .

Экспериментально установлено, что относительная величина химнеоднородности лигатуры по содержанию магния при его вводе в ферросилиций ЭМ способом составляет  $\pm 3,3\%$ . Это намного меньше, чем предусмотрено действующими ТУ на ЖКМ лигатуры ( $\pm 15\%$ ).

Предложенная методика проектирования позволяет по известным параметрам ковша в котором производится обработка и который является в свою очередь миксерной зоной электромагнитного реактора проектировать конструктивные параметры активной зоны и электромагнита с учетом рабочих характеристик имеющегося источника тока. Аналогично может решаться задача проектирования если за исходные данные выбираются параметры источника электропитания.

#### **Библиографический список**

1. *Электромагнитная обработка расплавов: (Монография) / С.Б. Эссельбах, С.В. Куберский, В.Н. Дорофеев, В.С. Эссельбах, С.В. Семирягин; ДонГТУ – Алчевск: ИПЦ «ЛАДО», 2006. – 138 с.: ил., табл. – Библиогр. с.: 134 – 138.*

2. *Эссельбах В.С., Куберский С.В. Совершенствование технологии производства железокремнемагневых лигатур. Тез.докл. Междунар.науч.-техн.конф.50 лет в Академии наук Украины: ИЛП, ИПЛ, ФТИМС – прошлое, настоящее, будущее: – Киев: Редакция журнала «Процессы литья» при участии МП «Информлитъе», 2008. С.76–79.*

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.*



*Петров П.А.,  
к.т.н. Полилов Е.В., к.т.н. Морозов Д.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ДИНАМИКА УСИЛИЙ И МОМЕНТОВ РЕЗАНИЯ СОРТОВОГО МЕТАЛЛОПРОКАТА В ГОРЯЧЕМ СТОЯНИИ**

*Представлені експериментальні дослідження динаміки приводів дискової пили; отриманий момент і зусилля різання, використані для підтвердження адекватності розробленої математичної моделі.*

**Ключові слова:** момент електромагнітний, момент різання, опір різанню, пила дискова, швидкість деформації.

*Представлены экспериментальные исследования динамики приводов дисковой пилы; получены момент и усилие резания, использованные для подтверждения адекватности разработанной математической модели.*

**Ключевые слова:** момент электромагнитный, момент резания, сопротивление резанию, пила дисковая, скорость деформации.

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

Традиционно усилия и мощность резания дисковыми пилами определялись через удельную работу резания, величина которой, главным образом, зависит от механических свойств разрезаемого металла и требует определения на основании опытных данных [1]. Согласно рекомендаций ряда исследователей окружное усилие резания предлагается определять по методике [2,3], зависящей от эмпирических коэффициентов и геометрических параметров процесса резания, в которой основным критерием, является удельное сопротивление резанию  $q$ , представляемое эмпирическими зависимостями толщины стружки, приходящейся на один зуб, и ширины фаски затупления задней грани зубьев диска, что позволяет упростить проведение инженерных расчетов, однако исключает возможность учета механических свойств разрезаемого материала.

### **Анализ последних достижений и публикаций.**

Экспериментальное измерение силовых параметров резания большинство исследователей проводили с помощью динамометрической установки, закрепленной перед стационарной салазковой [4] (роторной [5]) пилой, по нормали к траектории движения диска, позволяющей регистрировать составляющие усилия резания, действующие по

трем ортогональным плоскостям. Процесс резания четырехзвенной дисковой пилой характеризуется отличными от указанных типов пилы: траекторией движения режущего инструмента; скоростью резания (по отношению к роторным пилам); невозможностью закрепления заготовки перпендикулярно вектору скорости подачи. Попытки установки силоизмерительного динамометра на цилиндрической, шарнирной опоре предпринятые в [6] не получили дальнейшего распространения. Поэтому исследование динамики электропривода [7], является наиболее рациональным методом экспериментального определения силовых параметров резания при оценке адекватности математического моделирования пилы как простой, так и сложной кинематики.

**Постановка задачи.** Целью представленной работы является экспериментальное исследование динамики привода механизма вращения диска и механизма подачи четырехзвенной дисковой пилы горячей резки (ПГР) стана 600 ОАО “Алчевский металлургический комбинат”; определение момента сопротивления и усилия резания фланцевого профиля и квадрата.

**Изложение материала и его результаты.** Для достижения указанной цели использовалась система регистрации электрических процессов и событий электроприводов линии стана [8], способная фиксировать текущие параметры электропривода в реальном масштабе времени.

В эксперименте получены реальные процессы в электроприводах вращения диска и механизма подачи пилы на рез. Измеряемыми параметрами являлись: токи и напряжения в статорных обмотках асинхронной машины привода вращения диска, якорные ток и напряжение электродвигателя постоянного тока механизма подачи. Эксперимент проводился на ПГР №1, расположенной в здании пил стана 600, геометрические параметры диска  $\varnothing 1800$  мм и его режущей части указаны в [9], окружная скорость  $v=92,36$  м/с, скорость подачи  $v_{\text{п}}$  изменялась в зависимости от разрезаемого типа профиля, материал – сталь 3пс, температура –  $760 \div 800^{\circ}\text{C}$  (квадрат  $125 \times 125$  мм),  $460 \div 580^{\circ}\text{C}$  (швеллер №16), температура измерялась пирометром Термоскоп 100-НТ-ВР, с рабочим диапазоном от  $-20^{\circ}\text{C}$  до  $+800^{\circ}\text{C}$ .

В машзале непосредственно у релейно–контакторных панелей управления (главного щита) ПГР №1 была собрана измерительная часть установки. Токи статора асинхронного двигателя измерялись трансформаторами тока ТК–20 600А/5А с шунтами 5А/75мВ, а напряжения – измерительными трансформаторами напряжения 220В/5В. Сигналы с шунтов и трансформаторов напряжения подавались на датчики напряжения ( $k_{\text{ш}}=100$  и  $k_{\text{ш}}=1$  соответственно) с целью гальванической изоляции силовых цепей от низковольтных, а также нормирования сигналов к уровню  $\pm 10$  В, и далее на плату АЦП. В приводе механизма подачи ком-

мутация производилась от комплектного тиристорного преобразователя, питающего приводной электродвигатель; в преобразователе, собственно, и установлены соответствующие датчики напряжения и тока якорной цепи, сигналы с которых, также подавались на плату АЦП. В ходе эксперимента все сигналы оцифровывались с частотой 7,5 кГц (шаг дискретизации 0,13мс) и в виде массивов данных сохранялись на жёстком диске ПК отдельными файлами.

Известно, что для машины постоянного тока момент электромагнитный пропорционален току в якорной цепи, а скорость – электродвижущей силе (рисунок 1,а, 3,а). Для расчета электромагнитного момента асинхронных двигателей необходимо рассматривать активную составляющую потребляемого тока. Активная составляющая тока определялась векторным способом – как проекция обобщенного вектора тока статора на обобщенный вектор питающего напряжения.

Электромагнитный момент асинхронного двигателя обуславливается только *активной* составляющей тока и по экспериментальным данным вычислялся по формуле:

$$M_e = \frac{U_s}{\omega_0} I_s \cos \varphi, \quad (1)$$

где  $U_s$ ,  $I_s$  – модули обобщенных векторов напряжения и тока статора;

$\varphi$  – угол сдвига фаз между напряжением и током фаз статора;

$\omega_0$  – скорость холостого хода двигателя.

Графики изменения электромагнитного момента  $M_e$  привода вращения диска за время резания квадрата 125х125мм и швеллера №16 представлены соответственно на рисунках 2,а и 4,а.

С точки зрения механики, интерес представляют окружное  $F_t$  и радиальное  $F_r$  усилия в очаге резания, и момент сопротивления резанию  $M_c$ , который возможно определить исходя из электромагнитного момента двигателя вращения пилы. Механическую систему привода вращения пилы представим одномассовой, полагая механические связи абсолютно жесткими с эквивалентной массой и моментом инерции  $J_\Sigma$ , что можно сделать, учитывая наличие в трансмиссии жесткой муфты, и расположенность масс вдоль оси ротора двигателя.

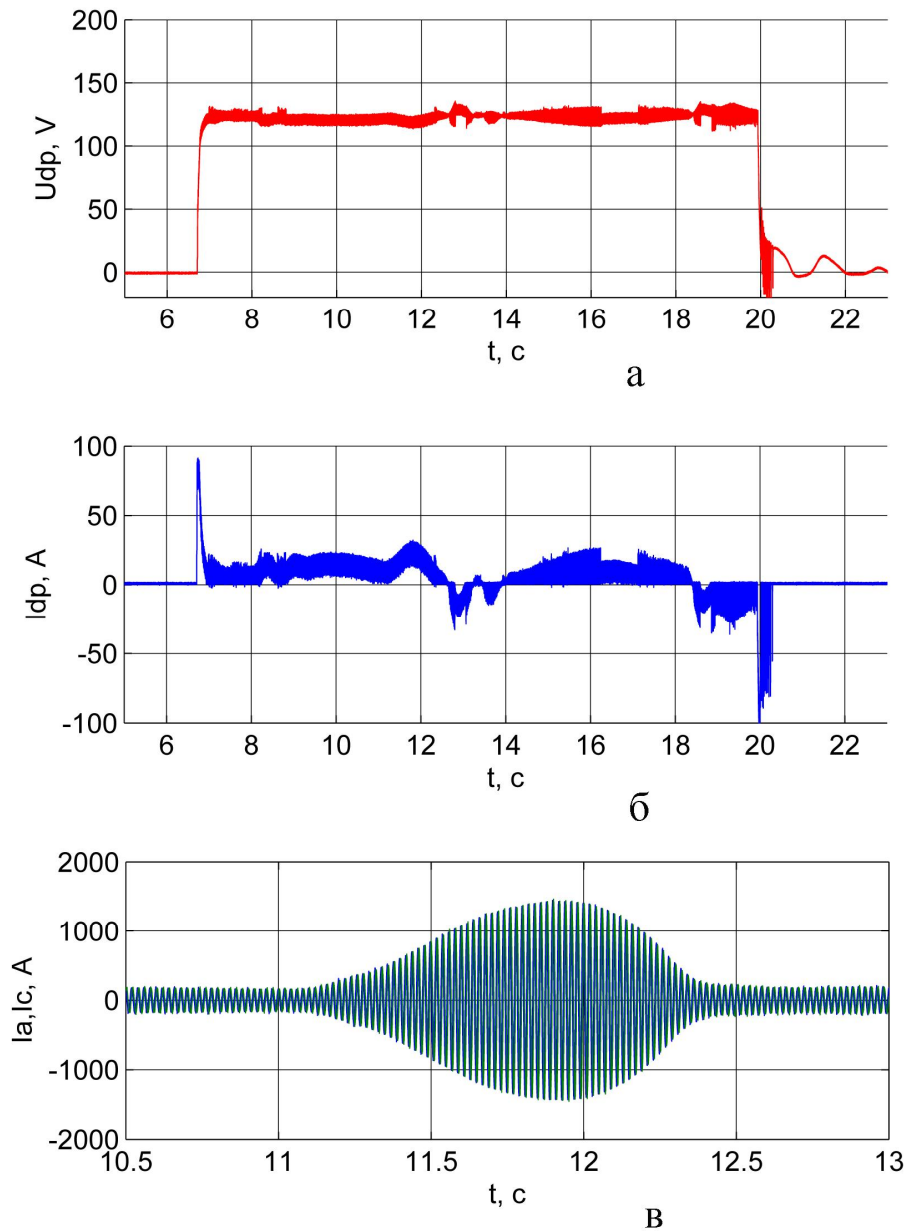


Рисунок 1 – Диаграмма напряжения (а), тока (б) привода подачи, диаграмма фазных токов (в) привода вращения диска при резании квадрата 125х125мм

Математическое описание асинхронного двигателя на рабочем участке механической характеристики без учета электромагнитных процессов характеризуется следующими уравнениями [10]:

$$M_e = (\omega_0 - \omega)\beta \quad (2)$$

$$J_{\Sigma} \frac{d\omega}{dt} = M_e - M_c, \quad (3)$$

где  $\beta$  – коэффициент жесткости рабочего участка механической характеристики двигателя;

$\omega_0$ ,  $\omega$  – скорость холостого хода и реальная скорость вращения ротора.

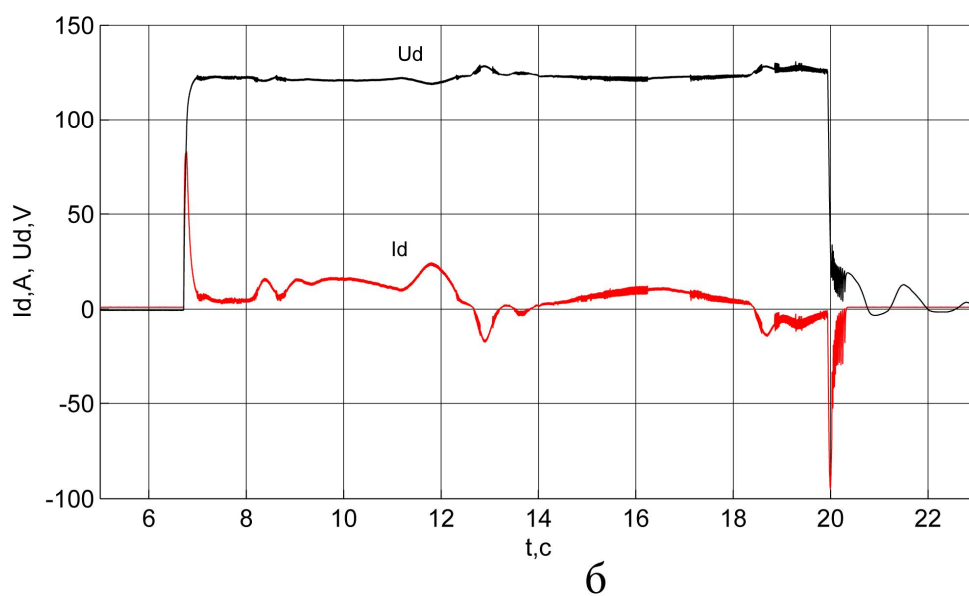
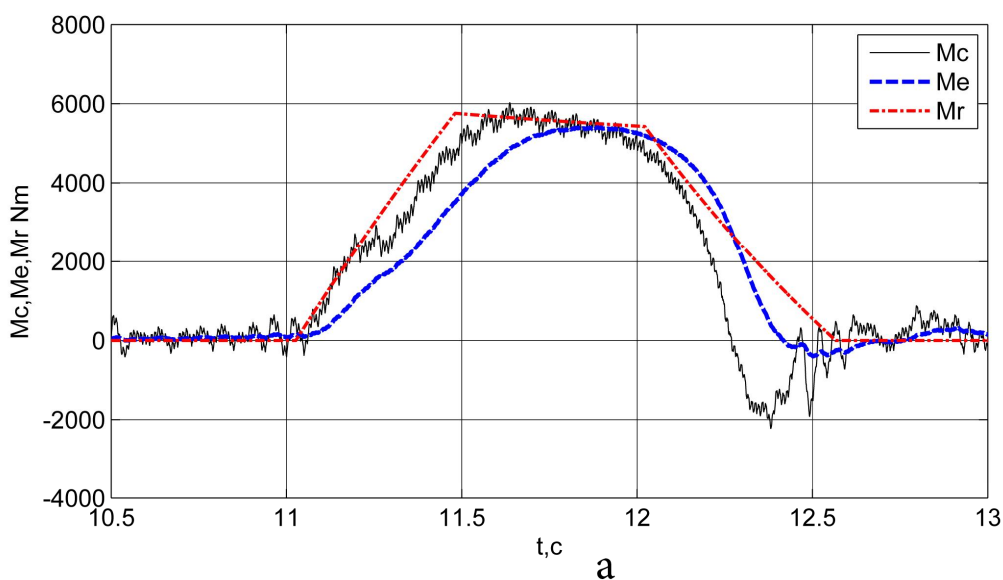


Рисунок 2 – Диаграмма изменения моментов  $M_e$ ,  $M_c$ ,  $M_r$  привода вращения диска (а); и отфильтрованный ток и напряжение привода подачи (б) при резании квадрата 125х125мм

Для определения  $M_c$  необходимо совместно решить уравнение механической характеристики двигателя (2) и уравнение движения (3).

Выражая  $\omega$  из (2) и подставляя в (3) с учетом того, что  $\frac{J_\Sigma}{\beta} = T_m$  ( $T_m$  –

электромеханическая постоянная времени) получаем выражение для момента сопротивления:

$$M_c = T_M \frac{dM_e}{dt} + M_e. \quad (4)$$

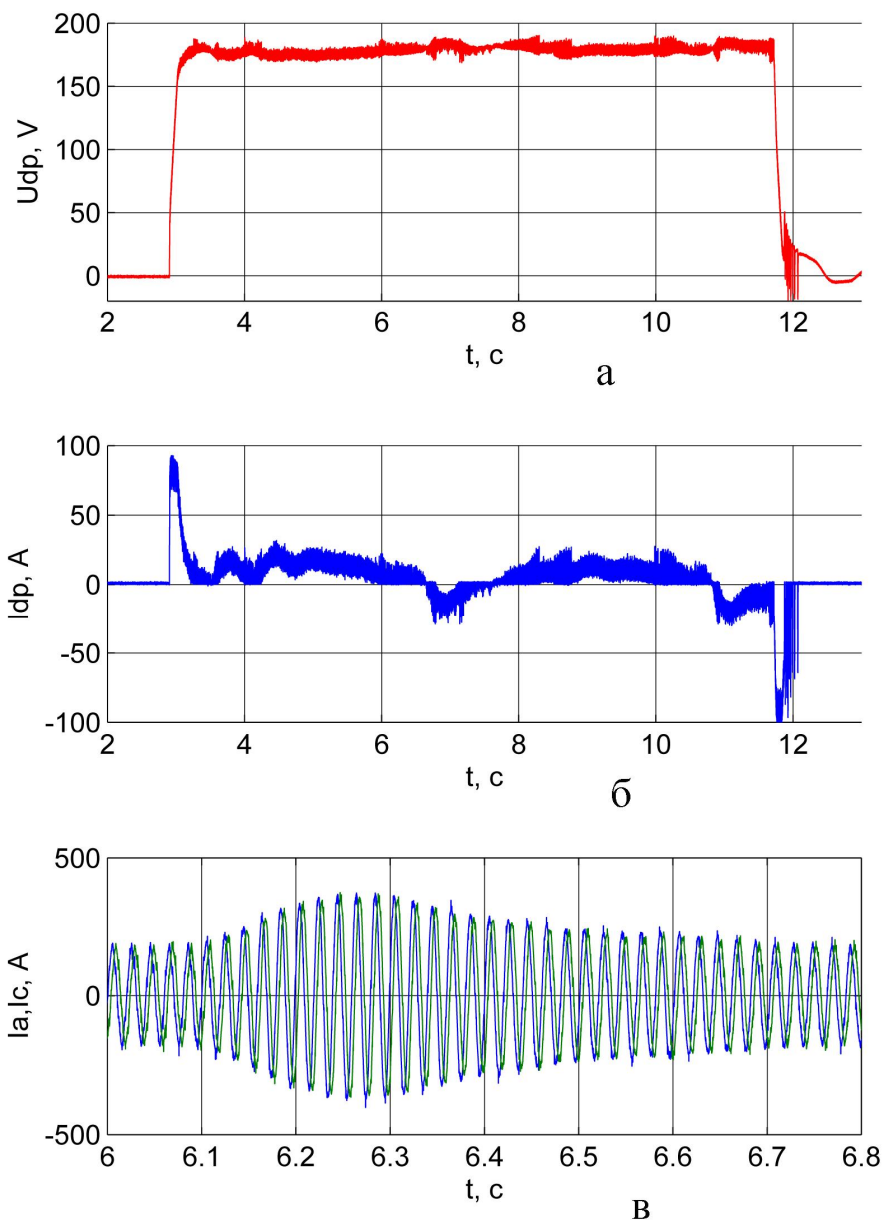


Рисунок 3 – Диаграмма напряжения (а), тока (б) привода подачи, диаграмма фазных токов (в) привода вращения диска при резании швеллера №16

В соответствии с уравнением (4) был разработан алгоритм преобразования массива данных средствами пакета визуального блочного имитационного моделирования Simulink матричной системы MATLAB

[11]. Для двигателя привода вращения диска пилы типа ВА02–3И5L–6, мощностью  $N=200\text{кВт}$ , с частотой вращения  $n = 980\text{ мин}^{-1}$ , коэффициент жесткости механической характеристики  $\beta = 984,28\text{Нмс}$ . В нашем случае механическая постоянная времени равна  $T_M = 0,1318\text{с}$ , суммарный момент инерции электропривода вращения диска пилы равен  $J_\Sigma = 129,73\text{кгм}^2$ .

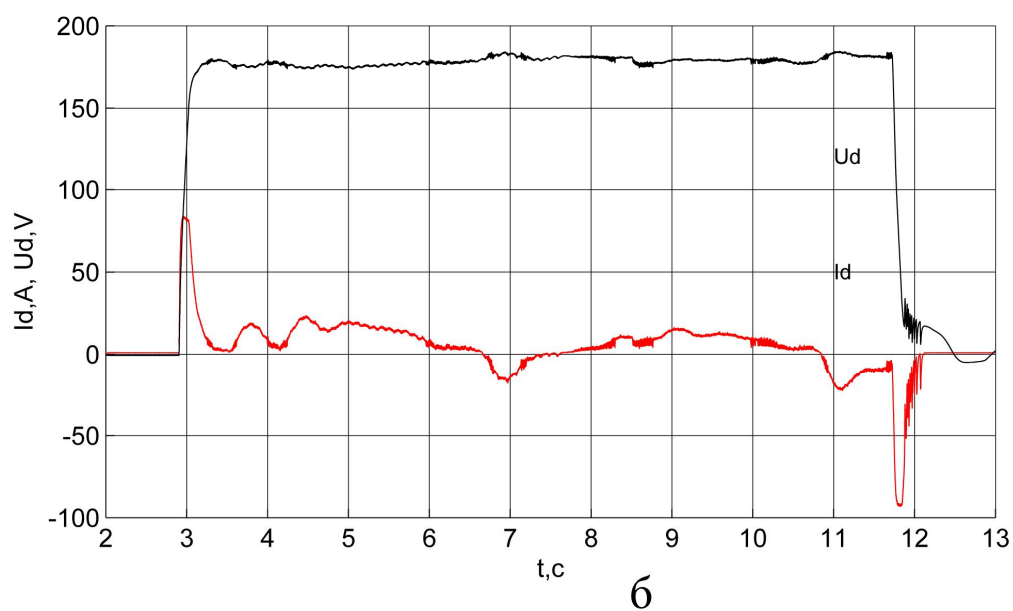
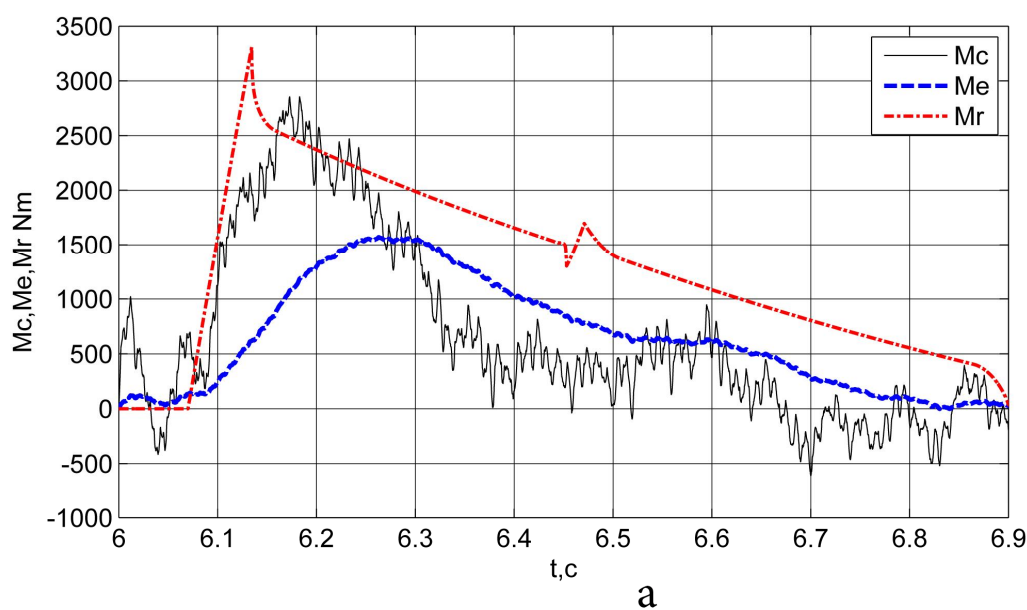


Рисунок 4 – Диаграмма изменения моментов  $M_e$ ,  $M_c$ ,  $M_r$  привода вращения диска (а); и отфильтрованный ток и напряжение привода подачи (б) при резании швеллера №16

Результаты вычисленного момента сопротивления привода вращения диска, представлены на рисунках 2,а и 4,а, где  $M_e$  – момент электромагнитный, вычисленный по формуле (1);  $M_c$  – момент сопротивления вращению диска пилы, вычисленный по формуле (4) (отставание по времени момента  $M_e$  относительно момента  $M_c$ , связано с запаздыванием реакции электропривода на механическое воздействие);  $M_r$  – момент резания, реализованный на базе математической модели [12,13].

Статический момент резания  $M_r$  и пропорциональное ему окружное усилие резания  $F_t = M_r / r$  (где  $r$  – радиус диска пилы), в модели определялись по известным зависимостям [2,3]. Удельное сопротивление резанию  $q$  определялось на базе методики Л.В. Андreyuka [14] для истинного сопротивления деформации, экстраполированием на диапазон высоких скоростей и степеней деформации. Скорость деформации вычислялась по формуле предложенной В.П. Литвиненко [4]. Для вычисления значения степени деформации  $\varepsilon$  использовалась зависимость установленная Л.Д. Соколовым, В.М. Гребеником, М.А. Тылкиным, учитывающая связь между осадкой образцов при сжатии и усадкой стружки при резании пилами:

$$\ln\left(\frac{h_0}{h}\right) = 3 \cdot \ln\left(\frac{L_0}{L}\right) = 3 \cdot \ln \xi, \quad (5)$$

где  $h_0$ ,  $h$  – соответственно начальная и конечная высота образца при сжатии;

$\xi$  – усадка стружки; опытами установлено, что характерная величина усадки стружки равна  $\xi=4$  [4].

Выразив  $\frac{h_0}{h}$  из (5) и подставив в выражение для  $\varepsilon = \frac{\Delta h}{h} = \frac{h_0 - h}{h}$ , получаем  $\varepsilon = 1 - \frac{1}{\xi^3} = 1 - \frac{1}{4^3} = 0,984$ , при  $\xi=4$   $\varepsilon = 0,984$ .

В механизме подачи используется электродвигатель типа ДП–32, мощностью  $N=12\text{кВт}$ , с частотой вращения  $n = 790 \text{ мин}^{-1}$ , привод осуществляется через цилиндрический редуктор, на выходном валу которого установлен кривошип, взаимодействующий с приводным рычагом четырехзвенника. Очевидно, что при постоянной скорости вращения приводного кривошипа скорость диска будет изменяться нелинейно. Однако на диаграммах изменения скорости или электродвижущей силы –  $U_d$  (рисунок 1,а и 3,а) скорость резания за исключением переходных периодов постоянна. Это объясняется применением в приводе подачи



систем регулирования скорости, задача которых, состоит в поддержании постоянной оптимальной для данного профиля скорости резания. Паспортные данные ПГР предусматривают изменение скорости подачи в пределах 14,2...210 мм/с [15]. Фактическое значение средней скорости подачи при резании швеллера №16 составило 190мм/с, а при резании квадрата 125х125мм – 130мм/с, что является завышенным для данного типа профиля.

На диаграммах тока, пропорциональных моменту привода подачи при порезке квадрата (рисунок 2,б) и швеллера (рисунок 4,б) можно выделить характерные участки пуска и торможения привода. На основном участке ток изменяется незначительно, исключение составляет порезка квадрата (рисунок 2, б) в промежутке времени 11...12,5с. Ток  $I_d$  вначале растет, а затем уменьшается, что обусловлено указанной выше высокой скоростью подачи пилы на рез; при порезке швеллера (рисунок 4,б) рост тока не наблюдается.

Характер и форма представленных графиков  $M_c$  и  $M_r$  (рисунок 2,а и 4,а) свидетельствуют о достаточной сходимости результатов математического моделирования [12,13] и экспериментальных данных; коэффициент корреляции значений моментов  $M_c$  и  $M_r$  для квадрата составил 0,934, для швеллера №16 – 0,833. Максимальные значения окружной силы резания  $F_t$  для квадрата составило – 6401 Н, для швеллера – 3676 Н.

Меньшее значение коэффициента корреляции, полученное при обработке результатов для швеллера №16, может быть связано с дополнительными пульсациями момента  $M_c$ , характерными для второй половины фазы резания фланцевого профиля (рисунок 4,а), когда зубья диска пилы одновременно снимают слой металла на участке реза стенки и полки фасонного проката (что приводит к ударам и дополнительному износу режущего инструмента), в то время как у квадрата, участок резания всегда один, и момент  $M_c$  изменяется более плавно (рисунок 2,а). В свою очередь, при резании квадрата, на графике момента сопротивления ближе к окончанию процесса резания, имеется участок, когда момент  $M_c$  – отрицателен, аналогичный участок, имеет место и на графике момента сопротивления швеллера, однако его значимость и по времени действия и по амплитуде меньше. Отрицательное значение момента сопротивления (момента резания) объясняется перераспределением энергии между приводами подачи и вращения диска.

### **Выводы**

1. Использованный способ экспериментального определения основных параметров резания, благодаря системе регистрации, фиксирующей текущие параметры электропривода в реальном масштабе вре-

мени, можно считать универсальным и применимым на любых типах пил (любой кинематики).

2. Методика определения удельного сопротивления резанию  $q$ , используемая в математической модели [13], приведена в соответствие с полученными экспериментальными данными, что позволит моделировать резание широкого диапазона сортовых профилей, различных по химическому составу сталей, при различных режимах резания и положениях профиля на стеллаже.

3. Повышенные значения скорости подачи (130мм/с) при резании квадрата, с одной стороны, способствуют увеличению производительности пилы, но с другой, приводят к повышенным нагрузкам на звенья механизма и дополнительному износу узлов пилы.

4. Практический интерес представляют методики определения максимальной величины момента и усилия резания, разработанные многими авторами, сопоставление методик, их область применения и обобщение результатов требуют более детального анализа, выходящего за рамки представленной статьи.

Авторы выражают благодарность всем, кто принимал участие при проведении экспериментальных исследований, а именно, вед. инженерам ЦРНЭиА Романчишину В.Б. и Пахарю Н.К., инженерам Шульгину В.А. и Калиниченко С.В., а также эксплуатационному персоналу электрослужбы СПЦ.

### **Библиографический список**

1. *Режущие машины прокатных цехов. ЧII / Е.А. Жукевич–Стоша, А.З. Слоним, П.И. Сидоров и др. НИИинформтяжмаш 1971 – 167с.*

2. *Іванченко Ф.К. та інші. Розрахунок машин і механізмів прокатних цехів: Навч. посібник. / Ф.К. Іванченко, В.М. Гребеник, В.М. Ширяєв. – К.:Вища шк., 1995. – 454с.*

3. *Ищенко А.А., Шпак В.И., Послушник А.В., Капорович С.В., Шевцов С.А., Левит А.В. Математическое моделирование энергосиловых параметров при разделении металлопроката дисковыми пилами // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в машинобудуванні і металургії: Темат. зб. наук. праць. – Краматорськ–Слов'янськ: ДДМА, 2000. – С. 103–106.*

4. *Литвиненко В.П. Исследование и совершенствование работы пил горячей резки сортового проката. Автореф. диссертации на соискание ученой степени кан. техн. наук / Литвиненко Владимир Петрович. – Днепропетровск, 1973. – 20с.*

5. Татарников В.В., Гришко В.П. О влиянии режимов резания дисковой пилы и других факторов на энергосиловые параметры // Известия ВУЗов. Черная металлургия №11, 2000г. – С.38-41.

6. Отчет о научно-исследовательской работе №362/181 // Исследование влияния материала и конфигурации режущей части дисков пил холодной резки стана 600 на производительность и качество реза – Выполнена по договору с предприятием п/я 4774 Коммунарск, декабрь 1969.

7. Крылов Н.И., Голубенко Н.И., Лекай А.К. Исследование энергетического баланса электропривода пил горячей резки // Автоматизация и электропривод металлургических машин и агрегатов. Труды ВИИМЕТМАШ. Сборник научных трудов №47. Москва. – 1977. – С. 56–69.

8. Полилов Е.В., Зеленев А.Б. Опыт разработки и внедрения систем регистрации электрических процессов и событий электроприводов линии стана // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. – Кременчук: КДПУ, 2005.– Вип. 4/2005 (33). – С. 9 – 11.

9 Петров П.А. Оценка основных причин замены дисков пил горячей резки // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета Вып.22 – Алчевск: ДонГТУ, 2006.– 301с. С.173 – 179.

10. Теория автоматизированного электропривода: Учеб. пособие для вузов / Чиликин М.Г., Ключев В.И., Сандлер А.С. – М.: Энергия, 1979. – 616 с.

11. Лазарев Ю.Ф. Моделирование процессов и систем в MATLAB. Учебный курс. – СПб.: Питер; Киев: Издательская группа BHV, 2005. – 512с.

12. Шпаков В.А., Петров П.А. Математическая модель дисковой пилы горячей резки // Сборник научных трудов ДГМИ №17 – Алчевск: ДГМИ, 2003. – С. 292–298.

13. Шпаков В.А., Петров П.А. Исследование траектории движения диска пилы горячей резки с помощью математической модели // Сб. наук. пр. ДДМА. Краматорськ 2004. – С. 638–642.

14. Коновалов Ю.В., Остапенко А.Л., Пономарев В.И. Расчет параметров листовой прокатки. Справочник. М. Металлургия, 1986. – 430с.

15. Ищенко А.А. Участки резки проката дисковыми пилами: Учеб. пособие. – К.: Выща шк., 1989. – 61с.

**Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Петрушовым С.Н.**

## **ВЫБОР СООТНОШЕНИЯ МЕЖДУ СИЛАМИ ВОЛОЧЕНИЯ И ПОДПОРА ПРИ ВИБРОВОЛОЧЕНИИ**

*Проведений аналіз силових умов деформування металу монолітною конічною матрицею. Запропонований спосіб волочіння виробів з матеріалів, що важко деформуються.*

**Ключові слова:** волочіння, деформування, прошивхування, протікання металу, осередок деформації.

*Проведен анализ силовых условий деформирования металла монолитной конической матрицей. Предложен способ волочения изделий из труднодеформируемых материалов.*

**Ключевые слова:** волочение деформирование, проталкивание, течение металла, очаг деформации.

**Постановка проблемы.** Основная проблема, стоящая перед теорией и практикой производства заготовок для катодов плазмотронов, режущего инструмента, сварочных электродов и ряда подобных изделий из труднодеформируемых материалов и высоколегированных сталей осуществляемых методами вибрационного деформирования бесконтейнерного прессования (проталкивание) и волочения через монолитные матрицы, является увеличение степени деформации заготовок при минимальных затратах деформирующих усилий и увеличении выхода качественной продукции [1]. Наиболее эффективно это достигается при «силовой или температурной интенсификации процесса». Одним из эффективным методов «силовой интенсификации» является использование виброволочения с подпором. Даже при минимальных давлениях подпора практически исключается брак, связанный с разрывом заготовок и значительно снижаются тянущие усилия.

**Анализ достижений и публикаций.** Известны технические и технологические решения использования волочения с применением вращательных, угловых и поперечных колебаний волокна, проталкивания и волочения прутков и проволоки с применением продольных колебаний (с циклическим подпором, с пульсирующим противонапряжением), ступенчатого вибрационного деформирования (двухступенчатое, трехступенчатое) [2]. Основываясь на полученных М.Г. Цейтлиным данных, Т.М. Голубев, и Г.П. Дяченко определили условия, при которых достигается снижение силы волочения при использовании вращательных ко-

лебаний волоки низкой частоты. При циклическом подпоре решены вопросы выбора кинематических и временных параметров подпора. Силловые характеристики данного процесса ранее не рассматривались.

**Цель работы.** Определить соотношение между проталкивающей и тянущей силами при виброволочении.

**Материал исследования.** Основываясь на общности физической сущности пластического течения металла через матрицу при волочении и проталкивании, рассмотрим условия деформирования металла монолитной конической матрицей под одновременным действием тянущей  $P_1$  и проталкивающей  $P_0$  сил, приложенных к прутку. Процессы волочения ( $P_0 = 0$ ) и проталкивания ( $P_1 = 0$ ) будут представлять собой частные случаи этого комбинированного процесса. Для определения сил  $P_0$ ,  $P_1$  воспользуемся энергетическим методом с использованием полей кинематически допустимых скоростей, с учетом колебаний во времени скорости деформирования [1].

На рисунке 1 представлен деформируемый прут, разделенный на четыре зоны, в каждой из которых поле скоростей непрерывно. На входе в матрицу и выходе из нее очаг деформации ограничен поверхностями  $S_0$  и  $S_1$ , на которых имеют место разрывы непрерывности скорости. Учитывая, что применяемые на практике углы рабочего конуса матрицы весьма малы, а применение вибрации создает предпосылки для их дальнейшего уменьшения, потери на разрывах скоростей не будем учитывать.

Очаг деформации, изображенный на рисунке 1, представим состоящим из двух зон. В зоне I деформируемый металл находится в состоянии трехосного неравномерного сжатия, т.е. в данной зоне происходит процесс прессования. Уравнение пластичности Треска Сен-Венана, для зоны I, с известной степенью приближенности может быть записано в виде  $|\sigma_\theta| - |\sigma_r| = \sigma_S$ , где  $\sigma_r$  и  $\sigma_\theta$  – соответственно продольное и радиальное главные напряжения, а  $\sigma_S$  – напряжение текучести материала прутка.

Зона II характерна разноименной схемой напряженного состояния, имеющей место при волочении. Для этой зоны  $|\sigma_\theta| + |\sigma_r| = \sigma_S$ .

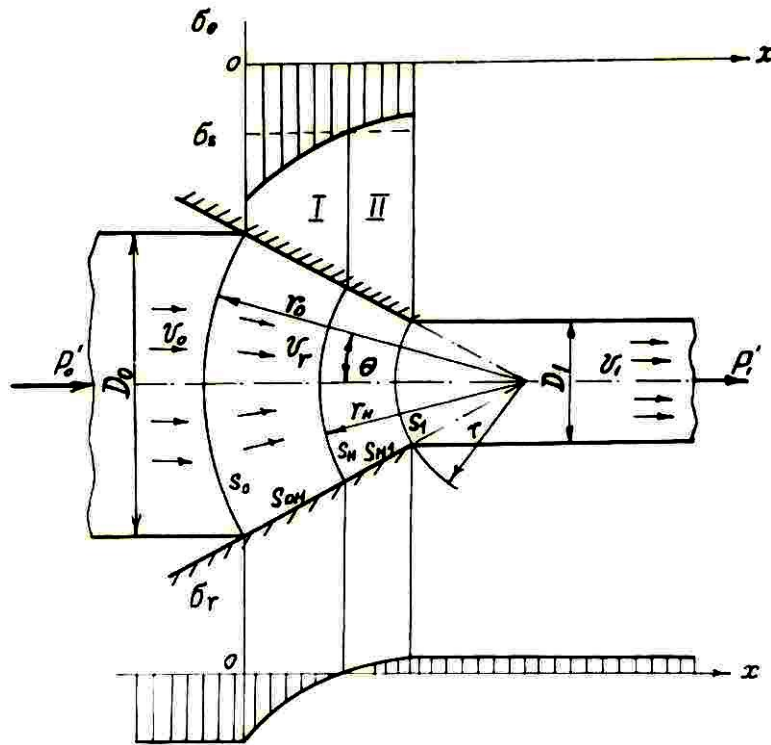


Рисунок 1 – Напряжения в очаге деформации при волочении с подпором

Граница между зонами I и II, соответствующая радиусу-вектору  $r_H$ , представляет собой поверхность, на которой продольное напряжение  $\sigma_r$  равно нулю. Эту поверхность ( $S_H$ ) далее будем называть нейтральной поверхностью.

Баланс мощностей запишем в следующем виде:

$$N = N_1 + N_2 + N_3 + N_4, \quad (1)$$

где  $N = \sum P_i \vartheta_i$  - мощность активных (рабочих) сил;

$P_i$  - сила, действующая на передний или задний конец прутка с учетом ее знака;

$\vartheta_i$  - скорость движения соответствующего конца прутка;

$N_1$  - мощность пластической деформации в зоне I прессования с учетом затрат на преодоление инерционных сил;

$N_2$  - мощность сил трения контактной поверхности зоны I;

$N_3$  - мощность пластической деформации в зоне II волочения с учетом потерь на инерционные силы;

$N_4$  - мощность сил трения на контактной поверхности зоны II.

В связи с тем, что продольное напряжение  $\sigma_r$  на поверхности раздела зон I и II равно нулю, представляется возможным составить ба-

ланс мощностей отдельно для каждой из зон, полагая, что в зоне I все внутренние и внешние сопротивления преодолеваются силой проталкивания (подпора)  $P_0$ , а в зоне II – силой волочения  $P_1$ . Тогда уравнение баланса мощности для зоны I следующее:  $P_0 \mathcal{G}_0 = N_1 + N_2$ .

Интегральное уравнение энергии для зоны I имеет вид:

$$\mathcal{G}_0 \iint_{S_0} \sigma_0 dS = \mathcal{G}_0 \iint_{S_0} \sigma_0' dS + \iint_{S_{0H}} \tau_1 \Delta \mathcal{G}_{0H} dS, \quad (2)$$

где  $S_0$  - площадь поперечного сечения прутка у входа в матрицу;

$\sigma_0$  - среднее напряжение подпора;

$\sigma_0'$  - часть напряжения подпора, затрачиваемая на пластическое формоизменение и преодоление инерционных сил;

$\tau_1$  - напряжение контактного трения в зоне I;

$\Delta \mathcal{G}_{0H}$  - приращение скорости скольжения металла по контактной поверхности от входа в очаг деформации до нейтрального сечения  $r_0$ ;

$r_H$  - значения координаты  $r$ , соответствующие входному и нейтральному сечениям очага деформации.

Мощность пластического формоизменения определим, предположив, что деформация в конической зоне является однородной, учитывая инерционные силы, возникающие в очаге деформации в результате колебания во времени скорости деформирования.

Для этого воспользуемся методом решения уравнений движения сплошной среды [3, 4].

В сферической системе координат  $r, \theta, \lambda$  поле скоростей имеет вид:  $\mathcal{G}_r = -\mathcal{G}_r(r)$ ,  $\mathcal{G}_\theta = \mathcal{G}_\lambda = 0$ , где  $\mathcal{G}_r$  - скорость течения в направлении радиуса – вектора  $r$ .

Уравнение неразрывности в выбранной системе координат, в рассматриваемом случае может быть записано следующим образом:

$$\frac{\partial \mathcal{G}_r}{\partial r} + 2 \frac{\mathcal{G}_r}{r} = 0. \quad (3)$$

Его общее решение  $\mathcal{G}_r = c / r^2$ . Принимая, что при  $r = r_0$ ,  $\mathcal{G}_r = -\mathcal{G}_0$ , где  $\mathcal{G}_0$  - скорость входа в матрицу заднего конца полосы, получим  $c = -\mathcal{G}_0 r_0^2$ . Таким образом  $\mathcal{G}_r = -(\mathcal{G}_0 r_0^2) / r^2$ .

Компоненты скоростей деформации в криволинейной ортогональной системе координат [3]:

$$\varepsilon_{q_1 q_1} = \frac{1}{H_1} \frac{\partial g_{q_1}}{\partial q_1} + \frac{g_{q_2}}{H_1 H_2} \frac{\partial H_1}{\partial q_2} + \frac{g_{q_3}}{H_1 H_3} \frac{\partial H_1}{\partial q_3}, \quad (4)$$

$$\varepsilon_{q_1 q_2} = \frac{1}{H_3} \frac{\partial g_{q_2}}{\partial q_3} + \frac{1}{H_2} \frac{\partial g_{q_3}}{\partial q_3} - \frac{g_{q_2}}{H_2 H_3} \frac{\partial H_3}{\partial q_3} - \frac{g_{q_3}}{H_2 H_3} \frac{\partial H_3}{\partial q_2}. \quad (5)$$

Подставив в (5) коэффициенты Ламэ, соответствующие выбранной систем координат, определим скорость деформации:

$$\varepsilon_r = \frac{\partial g_r}{\partial r} = 2 \frac{g_0 r_0^2}{r^3}, \quad (6)$$

$$\varepsilon_\theta = \varepsilon_\lambda = \frac{g_r}{r} - \frac{g_0 r_0^2}{r^3}. \quad (7)$$

Интенсивность скоростей деформации:

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_r - \varepsilon_\theta)^2 + (\varepsilon_\theta - \varepsilon_\lambda)^2 + (\varepsilon_\lambda - \varepsilon_r)^2} = 2 \frac{g_0 r_0^2}{r^2}. \quad (8)$$

Продольное напряжение:

$$\sigma_r = \sigma - 2\mu_i \varepsilon_r, \quad (9)$$

где  $\sigma$  - среднее напряжение.

Коэффициент  $\mu_i$  определим как для идеального пластичного металла  $\mu_i = \frac{\sigma_s}{3\varepsilon_i}$ , полагая истинное напряжение  $\sigma_s$  не зависящим от координаты  $r$  в пределах рассматриваемой зоны очага деформации и равны средне – интегральному значению истинного напряжения для данной зоны.

Из уравнения движения и с учетом (6, 7), получим дифференциальное уравнение для среднего напряжения:

$$-\frac{\partial \sigma}{\partial r} - 2 \frac{\sigma_s}{r} = \rho \frac{r_0^2}{r^2} \frac{\partial g_0}{\partial t} + 2 \rho g_0^2 \frac{r_0^4}{r^5}. \quad (10)$$



В уравнении (10) первый член правой части учитывает ту долю среднего напряжения, которая необходима для пластического изменения формы металла; второй член характеризует затраты напряжения на преодоление инерционных сил, возникающих в результате изменения во время скорости  $\dot{\vartheta}_0$  входа полосы в матрицу; третий член учитывает потери на инерционные силы, имеющие место в результате повышения скорости течения металла от входа матрицы к выходу. В работе [5] Ю.Н. Алексеева показано, что эта составляющая инерционных сил становится соизмеримой с рабочими напряжениями лишь при скоростях волочения порядка сотен м/с, которые на практике не применяются. На этом основании исключим третье слагаемое из уравнения (10). Интегрируя уравнение (10), получим:

$$\sigma = -2\sigma_s \ln r + \rho \frac{r_0^2}{r} \frac{\partial \dot{\vartheta}_0}{\partial t} + c. \quad (11)$$

На основании зависимостей (11) и (9) получим формулу для продольного напряжения:

$$\sigma_r = 2\sigma_s \ln \frac{r_H}{r} - \rho r_0^2 \left( \frac{1}{r_H} - \frac{1}{r} \right) \frac{\partial \dot{\vartheta}_0}{\partial t}. \quad (12)$$

В формуле (12) первое слагаемое характеризует напряжение основной пластической деформации, а второе слагаемое – инерционные силы, возникающие в результате изменения скорости пластического течения во времени.

Формула (12) является справедливой для всего очага деформации. Напряжение у входа в очаг деформации определим, положив  $r = r_0$ . Приняв  $r = r_1$ , получим продольное напряжение на выходе из очага деформации:

$$\sigma_{r_1} = 2\sigma_{s2} \ln \frac{r_H}{r_1} - \rho r_0^2 \left( \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_H} \right) \frac{\partial \dot{\vartheta}_0}{\partial t}. \quad (13)$$

При применяемых на практике углах матрицы (0,1 – 0,15 рад) без большой погрешности можно положить  $\sigma_0 = \sigma_{r_0}$  и  $\sigma_1 = \sigma_{r_1}$ ; тогда мощность пластического формоизменения в зоне I:

$$N_1 = \mathcal{G}_0 \int_{S_0} \sigma_{r_0} dS - \mathcal{G}_0 S_0 \left[ 2\sigma_{S1} \ln \frac{r_0}{r_H} - \rho r_0^2 \left( \frac{1}{r_H} - \frac{1}{r_0} \right) \frac{\partial \mathcal{G}_0}{\partial t} \right]. \quad (14)$$

Мощность пластического формоизменения в зоне II волочения:

$$N_3 = \mathcal{G}_1 \int_{S_1} \sigma_{r_1} dS - \mathcal{G}_1 S_1 \left[ 2\sigma_{S2} \ln \frac{r_H}{r_1} - \rho r_0^2 \left( \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_H} \right) \frac{\partial \mathcal{G}_0}{\partial t} \right]. \quad (15)$$

Потери на контактное трение в очаге деформации будем считать не зависящим от нормального давления, т.е. используем закон трения Э. Зибеля [6]. Тогда для зоны I, полагая, что напряжения трения  $\tau_1$  не зависят от координаты  $r$ , после интегрирования получим:

$$N_2 = 2\pi R_0^2 \mathcal{G}_0 f_1' \sigma_{S1} (\operatorname{ctg} \alpha) \ln \frac{R_0}{R_H}. \quad (16)$$

Суммируя все виды энергетических затрат в зоне I очага деформации и приравняв их мощности, развиваемой проталкивающей силой  $P_0$ , получим согласно (16):

$$P_0 \mathcal{G}_0 = \mathcal{G}_0 S_0 \left[ 2\sigma_{S1} \ln \frac{r_0}{r_H} - \rho r_0^2 \left( \frac{1}{r_H} - \frac{1}{r_0} \right) \frac{\partial \mathcal{G}_0}{\partial t} \right] + \\ + 2\mathcal{G}_0 S_0 f_1' (\operatorname{ctg} \alpha) \sigma_{S1} \ln \frac{r_0}{r_H}. \quad (17)$$

Аналогично для зоны II:

$$P_1 \mathcal{G}_1 = \mathcal{G}_1 S_1 \left[ 2\sigma_{S2} \ln \frac{r_H}{r_1} - \rho r_0^2 \left( \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_H} \right) \frac{\partial \mathcal{G}_0}{\partial t} \right] + \\ + 2\mathcal{G}_1 S_1 f_2' (\operatorname{ctg} \alpha) \sigma_{S2} \ln \frac{r_H}{r_1}. \quad (18)$$

Внешние силы при волочении с подпором:

- сила подпора

$$P_0 = S_0 \left[ 2\sigma_{S1} \ln \frac{D_0}{D_H} (1 + f_1' \operatorname{ctg} \alpha) - \frac{\rho D_0}{2 \sin \alpha} \left( \frac{D_0}{D_H} - 1 \right) \frac{\partial g_0}{\partial t} \right]; \quad (19)$$

- тянущая сила

$$P_1 = S_1 \left[ 2\sigma_{S2} \ln \frac{D_H}{D_1} (1 + f_2' \operatorname{ctg} \alpha) - \frac{\rho D_0^2}{2 D_H \sin \alpha} \left( \frac{D_H}{D_1} - 1 \right) \frac{\partial g_0}{\partial t} \right]. \quad (20)$$

При волочении с подпором важнейшей характеристикой процесса является соотношение между напряжениями волочения  $\sigma_1$  и подпора  $\sigma_0$  определяется как  $\sigma_0 = m_\sigma \sigma_1$ , где  $m_\sigma$  - коэффициент, выбираемый из технологических, энергетических и других соображений. Учитывая, что  $\sigma_0 = \frac{P_0}{S_0}$  и  $\sigma_1 = \frac{P_1}{S_1}$ , а также, что среднее за цикл значение  $\frac{\partial g_0}{\partial t} = 0$ , из (19) и (20) получим:

$$m_\sigma = \frac{\sigma_0}{\sigma_1} = \frac{\ln \frac{D_0}{D_H} (1 + f_1' \operatorname{ctg} \alpha) \sigma_{S1}}{\ln \frac{D_H}{D_1} (1 + f_2' \operatorname{ctg} \alpha) \sigma_{S2}}. \quad (21)$$

От величины  $m_\sigma$  зависит положение нейтрального сечения очага деформации, определяемое величиной  $D_H$ .

Рассмотрим условия, обеспечивающие максимальную величину энергии, подводимой к очагу деформации через внеконтактные зоны (передний и задний концы обрабатываемой полосы) [7].

Максимальная величина напряжения, которое может быть приложено к переднему концу прутка со стороны тянущего органа  $\sigma_{1\max} = \sigma_{S2}$ , где  $\sigma_{S2}$  - напряжение текучести материала прутка после выхода из волоки. Практически процесс деформирования ведут, имея некоторый запас прочности прутка  $K_1$ :  $\sigma_1 = \sigma_{S2} / K_1$ . Тянущая сила в этом случае равна  $P_1 = \sigma_{S2} S_1 / K_1$ . Максимальная величина напряжения, которое может быть приложено к заданному концу прутка с учетом необходимого запаса устойчивости  $\sigma_0 = \sigma_{S1} / K_0$ , а сила подпора  $P_0 = \sigma_{S1} S_0 / K_0$ , где  $\sigma_{S1}$  - предел текучести материала прутка до входа в волоку;  $K_0$  - коэффициент запаса устойчивости.

Значение коэффициентов запаса  $K_0$ ,  $K_1$  принимают в зависимости от особенностей технологии. Без большой погрешности можно положить  $K_1 = K_0$ . Тогда из  $\sigma_1 = \sigma_{S2} / K_1$  и  $\sigma_0 = \sigma_{S1} / K_0$  получим соотношение между напряжениями волочения и подпора  $m_\sigma = \sigma_0 / \sigma_1 = 1 / C$ , где  $C = \sigma_{S2} / \sigma_{S1}$  - коэффициент упрочнения металла. При деформировании в условиях, когда упрочнения не происходит,  $C = 1$  и  $m_\sigma = 1$ . Подставив значение  $m_\sigma = 1$  в формулу (21), имеем:

$$D_H = \sqrt{D_0 D_1}. \quad (22)$$

С учетом (22) получим формулы для определения проталкивающей и тянущей сил при данном режиме:

$$P_0 = S_0 \sigma_S \ln \frac{D_0}{D_1} (1 + f \operatorname{ctg} \alpha); \quad (23)$$

$$P_1 = S_1 \sigma_S \ln \frac{D_0}{D_1} (1 + f \operatorname{ctg} \alpha). \quad (24)$$

В этом случае возможная величина логарифмической деформации вдвое выше, чем при деформировании одной лишь тянущей силой. Соотношение между проталкивающей и тянущей силами при волочении с подпором и с учетом упрочнения металла равно  $m_p = \mu / C$ .

В перспективе предполагается рассмотреть выбор давления подпора с учетом локализации деформаций, предшествующих разрушению; вибропластического эффекта; согласование частот собственных – прутка и подпора.

### **Выводы.**

1. Соотношение между силами волочения и подпора выбираем в интервале давлений между напряжением текучести прутка после выхода его из волоки и напряжением, обеспечивающем запас устойчивости (отсутствие потери устойчивости). Это соотношение равно 1,05 – 1,50.

2. Волочение изделий из труднодеформируемых материалов целесообразно проводить волочением с подпором используя деформируемой прутки в нагретом состоянии или с использованием вибропластического эффекта.

### **Библиографический список**

1. Шаповал В.Н., Познанский В.И. *Определение технологических параметров процесса многоступенчатого вибрационного деформиро-*

вания заготовок волочением и проталкиванием через монолитные матрицы. – Вісник КДПУ. - 2006 Вип.5(40). – С. 59 - 63.

2. Шаповал А.Н. Интенсивные процессы обработки давлением вольфрама и молибдена / А.Н. Шаповал, С.М. Горбатюк, А.А. Шаповал – М.: Издательский дом «Руда и Металлы», 2006. – 352 с.

3. Алексеев Ю.Н. Введение в теорию обработки металлов давлением, прокаткой и резанием. – Харьков: изд-во Харьк. гос. унив-та, 1969. – 108 с.

4. Шаповал В.Н., Чиглаков Н.М. Динамические напряжения в очаге деформации при вибрационном заталкивании прутков в волоку. – Изв. высш. уч. завед. Черная металлургия, 1975. - №12. – С. 72 – 75.

5. Алексеев Ю.Н. Вопросы пластического течения металла. – Харьков: изд-во Харьк. гос. унив-та, 1958. – 188 с.

6. Зибель Э. Обработка металлов в пластическом состоянии. – М.: ОНТИ, 1934. – 287 с.

7. Шаповал В.Н., Колчин О.П., Шаповал А.Н. Об оптимальном соотношении между тянущей и проталкивающей силами при волочении с под пором. – Получение и обработка тугоплавких металлов и сплавов. Научн. Труды / ВНИИТС. М.: Металлургия, 1987. – С. 72-76.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Лученко В.А.**

*Козачишен В.А.,  
к. т. н. Попов Г.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## РАСЧЕТ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ КОНУСНОГО ГРАНУЛЯТОРА

*Запропоновано методику розрахунку продуктивності конусного барабанного огрудкувача, встановленого з нахилом в сторону завантажування, підґрунтям яких є результати досліджень та моделювання.*

**Ключові слова:** *огрудкувач, агломераційна шихта, продуктивність, фракційний склад, конусний барабан, геометричні параметри.*

*Предложена методика расчета производительности конусного барабанного окомкователя, установленного наклонно в сторону загрузки на основании результатов исследований и моделирования.*

**Ключевые слова:** *окомкователь, агломерационная шихта, производительность, фракционный состав, конусный барабан, геометрические параметры.*

Технология подготовки шихт со значительным содержанием тонко измельченных концентратов встречает ряд трудностей. Одна из которых – обеспечение требуемой газопроницаемости агломерируемого слоя, которая имеет определяющее значение для производительности аглоустановки. Задача получения окомкованных гранул с заданными характеристиками: гранулометрическим составом, прочностью и др., реализуется с применением конусного гранулятора, при этом возникает задача оценки его производительности.

Подготовленная агломерационная шихта является полифракционной, с ростом однородности грансостава возрастает и газопроницаемость загруженного на тележки слоя шихты, а соответственно и технико-экономические показатели процесса [1 – 3].

Производительность предлагаемого конусного барабана определяем с учетом наклона оси вращения барабана к горизонту, в сторону загрузки.

$$Q = \frac{\gamma_{ш} \cdot n \cdot \pi^2 \cdot D_{ср}^3}{60} \cdot \lambda \cdot \operatorname{tg}(\varepsilon), \quad (1)$$

где  $\gamma_{ш}$  – насыпная масса шихты, т/м<sup>3</sup>;

$n$  – частота вращения барабана  $\text{мин}^{-1}$ ;

$D_{cp}$  – средний диаметр барабана;

$\lambda$  – угол охвата барабана шихтой;

$\varepsilon$  – угол скатывания шихты.

Угол охвата барабана шихтой находим из выражения степени заполнения барабана:

$$\zeta = \left( \frac{\lambda}{360} - \frac{\sin \lambda}{2\pi} \right) \cdot 100\%, \quad (2)$$

где  $\zeta$  – степень заполнения барабана шихтой.

Из уравнения (2) невозможно выразить в аналитическом виде значение  $\lambda$ , поэтому оно решено итерационными методами с требуемой точностью. Кроме этого, в силу непостоянства диаметра величина  $\lambda$  будет изменяться по длине барабана и выражается в виде функционала  $\lambda = f(x)$ , где  $x$  текущая длина (линейная координата рассматриваемого сечения барабана).

Угол подъема шихты находим из условия

$$\sin(\beta - \varphi) = \sin \varphi \cdot \frac{n^2 \cdot R}{900}, \quad (3)$$

где  $\varphi$  – угол трения компонентов шихты, частички различного фракционного состава имеют различные углы трения [4].

Угол скатывания определяли с помощью линейной модели вида:

$$\varepsilon = k_0 + k_1 \rho + k_2 \alpha, \quad (4)$$

где  $k_0, k_1, k_2$  коэффициенты множественной регрессии;

$\rho$  – угол раскрытия конуса;

$\alpha$  – угол наклона оси вращения конусного барабана.

Исследования проводились на лабораторной модели устройства. Для пересчета результатов моделирования на реальный объект использовался критерий, предложенный В.И. Коротичем  $B = \frac{n^2 \cdot R}{900}$  [4].

Результаты моделирования представлены на рисунке 1.

Время пребывания шихты различных классов крупности значительно отличается: крупные (кондиционные) фракции покидают барабан быстрее, а мелкие фракции, в силу особенностей движения в конусном барабане, переходят в режим рециркуляции и участвуют в

процессе окомкования многократно, пока не образуют (путем роста) фракцию кондиционного размера.

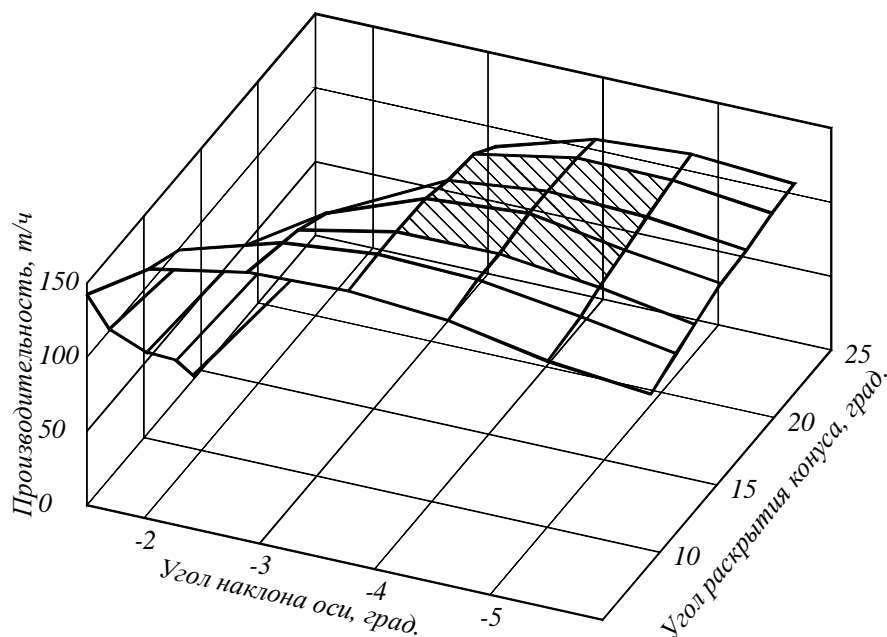


Рисунок 1 – Производительность конусного окомкователя

Таким образом, процесс образования гранул в конусном барабане носит явно выраженный рециркуляционный характер, что позволяет говорить о получении требуемого фракционного состава путем варьирования фракционным составом исходной шихты, и конструктивными параметрами конусного гранулятора: углом наклона оси вращения и углом раскрытия конуса. Приведена методика расчета производительности конусного барабанного окомкователя, позволяющая выбирать основные параметры окомкователя для обеспечения требуемой производительности агрегата.

### Библиографический список

1. Вегман Е.Ф. Теория и технология агломерации. – М.: Металлургия, 1974. – 286 с
2. Пазюк М.Ю. Расчет параметров тарельчатых грануляторов. / М. Ю. Пазюк // Известия вузов. Черная металлургия, 1987, №10, С. 118 – 122.
3. Учитель А.Д. Концепция формирования характеристик крупности шихтовых материалов аглодоменного производства (Сообщ. 1)/ А.Д. Учитель, В.В. Севернюк, В.И. Большаков, С.В. Лялюк // Металлург. и горноруд. пром-сть, 1999, № 1, С. 5-8.
4. Коротич В.И. Основы теории и технологии подготовки сырья к доменной плавке./ В. И. Коротич. – М.: Металлургия, 1978. – 208 с.

Рекомендована проф., к.т.н. Ульянищким В.Н.



*Левченко О.А.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ДРОБЛЕНИЯ АГЛОМЕРАТА В ОДНОВАЛКОВОЙ ЗУБЧАТОЙ ДРОБИЛКЕ**

*Розглянуті питання стосовно фізичного моделювання процесу дроблення агломерату та наведено результати досліджень моделі одновалкової зубчастої дробарки.*

**Ключові слова:** одновалкова зубчаста дробарка, агломераційний спік, фізична модель, критерії подоби, експериментальні дослідження.

*Рассмотрены вопросы, касающиеся физического моделирования процесса дробления агломерационного спека и приведены результаты исследования физической модели одновалковой зубчатой дробилки.*

**Ключевые слова:** одновалковая зубчатая дробилка, агломерационный спек, физическая модель, критерии подобия, экспериментальные исследования.

В настоящее время одновалковые дробилки для агломерата нашли широкое применение на большинстве металлургических предприятий. Однако, их конструкция имеет ряд серьезных недостатков, что негативно отражается на качестве дробления, в частности, в готовый агломерат после дробилки поступает значительное количество крупных кусков (до 25 %), негативно влияющих на процесс работы доменных печей. Также остаются еще достаточно высокими энергозатраты на дробление агломерационного пирога. Вопросам повышения эффективности работы таких машин внимания фактически не уделяется за исключением [1], где достигается лишь увеличение долговечности работы одновалковой зубчатой дробилки.

На сам процесс разрушения аглоспека значительное влияние оказывают условия наложения нагрузки, причем целесообразным является применение методов излома по сравнению с раздавливанием и срезом [2, 3].

В предложенном ранее принципиально новом решении основным видом нагружения разрушаемого материала является именно излом, что теоретически позволяет снизить энергозатраты на дробление до 30 % [4]. Такой вариант разрушения аглопирога в изучаемой конструкции дробилки ранее не применялся. Вопрос подачи агломерата на дробление "горячей" стороной практически не рассматривался, за исключением работы [5].

Задачей публикации является выявление зависимостей, описывающих особенности процесса дробления на основе лабораторных исследований физической модели одновалковой зубчатой дробилки.

Для проведения экспериментальных исследований в лабораторных условиях была разработана и изготовлена в масштабе 1:10 физическая модель одновалковой зубчатой дробилки, применяемой в реальном производстве, но с учетом принципиально нового решения [4]. При этом использовались основные положения теории подобия [6-8]. Теория подобия определяет признаки наличия подобия между процессами (явлениями) и обозначает границы области, в пределах которой распространение данных моделирования на аналогичные реальные процессы (явления) может считаться корректным [7-9]. При этом, полное подобие двух процессов существует при обеспечении геометрического, кинематического и динамического подобия.

Две системы геометрически подобны, если соотношения между их соответствующими линейными размерами постоянны [7-9]:

$$\frac{H_n}{H_m} = \frac{D_n}{D_m} = \frac{d_n}{d_m} = \frac{l_n}{l_m} = m = const, \quad (1)$$

где  $H_m, D_m, d_m, l_m$  – размеры модели;

$H_n, D_n, d_n, l_n$  – соответствующие размеры натуры;

$m$  – линейный масштаб, показывающий во сколько раз размеры модели уменьшены по сравнению с размерами натуры.

У геометрически подобных систем должны быть постоянными соотношения площадей и объемов [9]:

$$\frac{S_n}{S_m} = m^2 = const \text{ и } \frac{V_n}{V_m} = m^3 = const, \quad (2)$$

где  $S_n, V_n, S_m, V_m$  – соответственно площади и объемы натуры и модели.

Кинематическое подобие подразумевает подобие полей скоростей натуры и модели, когда соотношение скоростей  $v_n$  и  $v_m$  в сходных точках натуры и модели одинаковы [9]:

$$\frac{v_n}{v_m} = m_v = const \text{ и } \frac{a_n}{a_m} = m_a = const, \quad (3)$$

где  $v_n$  и  $v_m$  – соответственно скорости натуры и модели;

$a_n$  и  $a_m$  – соответственно ускорения натуры и модели.

Отношения между геометрическими и кинематическими параметрами натуры и модели (табл. 1) определялись на основе соответствующих критериев механического подобия (1), (2), (3).

Таблица 1 - Результаты расчета параметров модели

Параметр	Обозначение		Значения		Формула
	Натура	Модель	Натура	Модель	
Высота рабочей камеры, м	$H_n$	$H_m$	0,950	0,095	$\frac{H_n}{H_m} = 10$
Ширина рабочей камеры, м	$B_n$	$B_m$	2,500	0,250	$\frac{B_n}{B_m} = 10$
Длина рабочей камеры, м	$L_n$	$L_m$	2,800	0,280	$\frac{L_n}{L_m} = 10$
Длина аглопирога	$l_n$	$l_m$	1,000	0,100	$\frac{l_n}{l_m} = 10$
Ширина аглопирога	$b_n$	$b_m$	2,000	0,200	$\frac{b_n}{b_m} = 10$
Диаметр звездочки, м	$D_n$	$D_m$	1,300	0,130	$\frac{D_n}{D_m} = 10$
Диаметр вала ротора, м	$d_n$	$d_m$	0,350	0,035	$\frac{d_n}{d_m} = 10$
Площадь рабочей камеры, м <sup>2</sup>	$S_n$	$S_m$	7,000	0,070	$\frac{S_n}{S_m} = 100$
Объем рабочей камеры, м <sup>3</sup>	$V_n$	$V_m$	6,650	0,0065	$\frac{V_n}{V_m} = 1000$
Скорость на конце зуба звездочки, м/с	$v_n$	$v_m$	0,14	0,044	$\frac{v_n}{v_m} = 3,16$
Сила, действующая на спек со стороны звездочки, Н	$F_n$	$F_m$	26425	26,43	$\frac{F_n}{F_m} = 1000$
Ускорение на конце зуба звездочки, м/с <sup>2</sup>	$a_n$	$a_m$	0,029	0,029	$\frac{a_n}{a_m} = 1$

При изготовления физической модели (рис. 1) был применен промышленный асинхронный электродвигатель 4А80В6У3 мощностью 1,1 кВт с синхронной частотой вращения 750 об/мин, соединенный муфтой с быстроходным валом червячного одноступенчатого редуктора с передаточным числом 112.

Эксперименты проводились по методике однофакторного пассивного эксперимента. Критерием оценки эффективности вариантов элементов конструкции дробилки являлись удельный расход энергии на дробление, крупность готового продукта и крутящий момент в период разрушения материала.

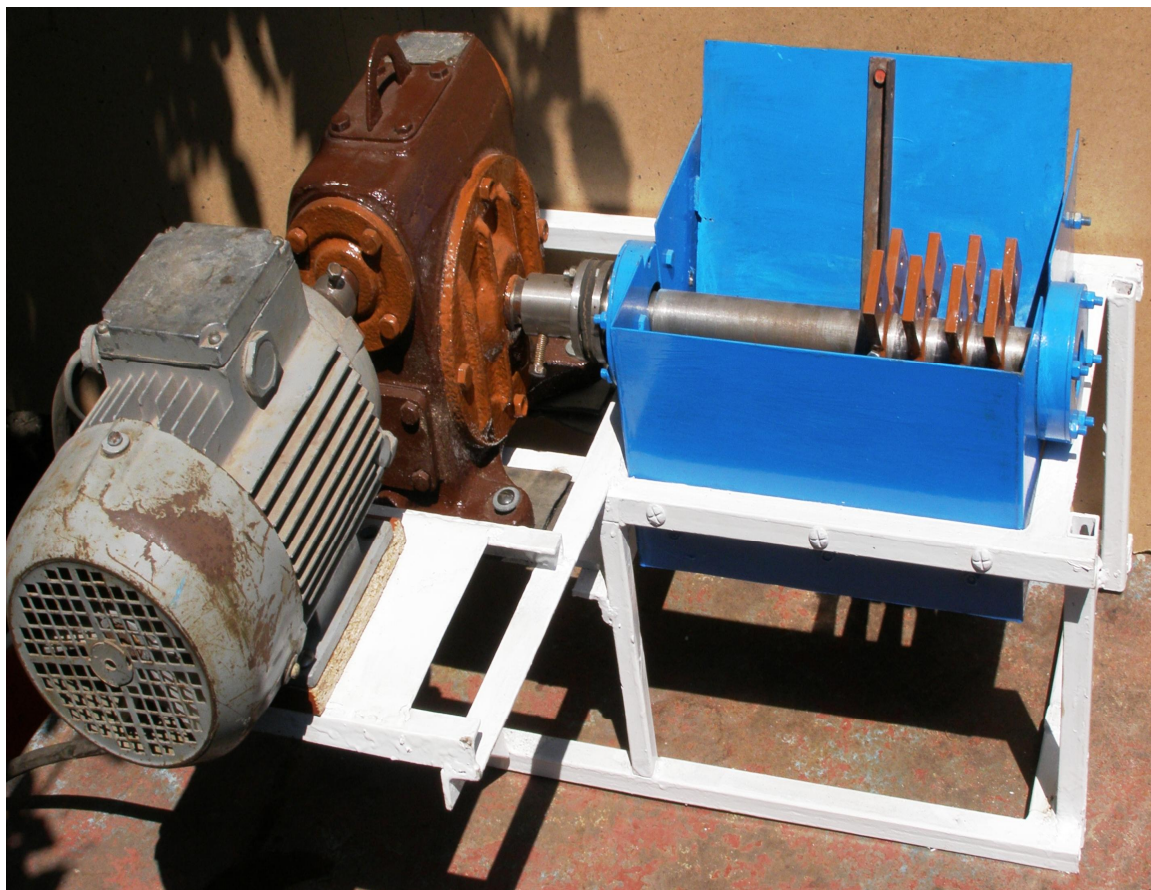
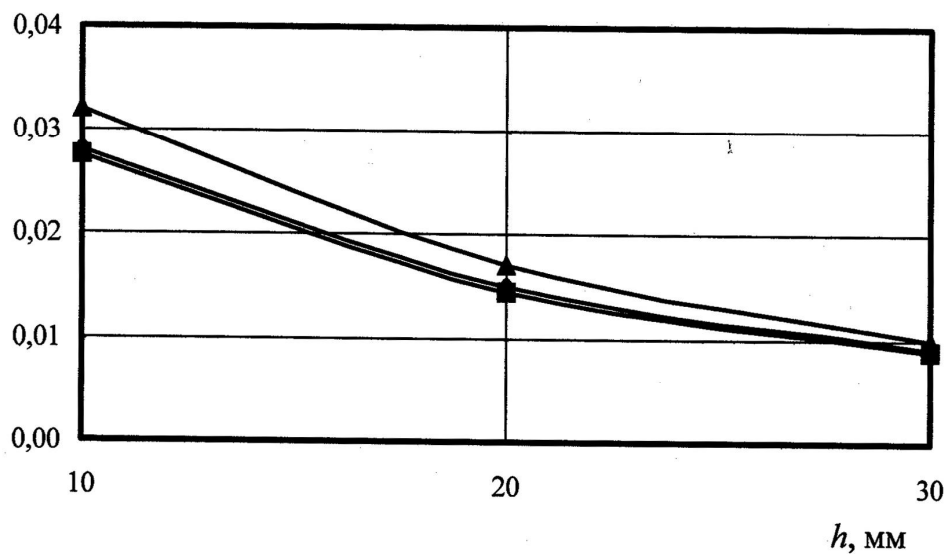


Рисунок 1 - Физическая модель одновалковой зубчатой дробилки

Сравнивались удельный расход электроэнергии на дробление (кВт/кг), крупность готового продукта при расположении верхней поверхности колосников в одной плоскости и с перепадом высот через колосник, а также значения крутящего момента при различных вариантах конструктивного исполнения рабочей зоны дробления.

Сначала изучалось в процессе дробления влияние на значение силы тока и удельные затраты электроэнергии расположения колосников, при котором их верхняя поверхность располагалась в одной плоскости ( $\Delta=0$ ) (рис. 2). При этом проводилось дробление плиток одинаковых размеров (100x100 мм), разной толщины (10, 20, 30 мм, соответственно).

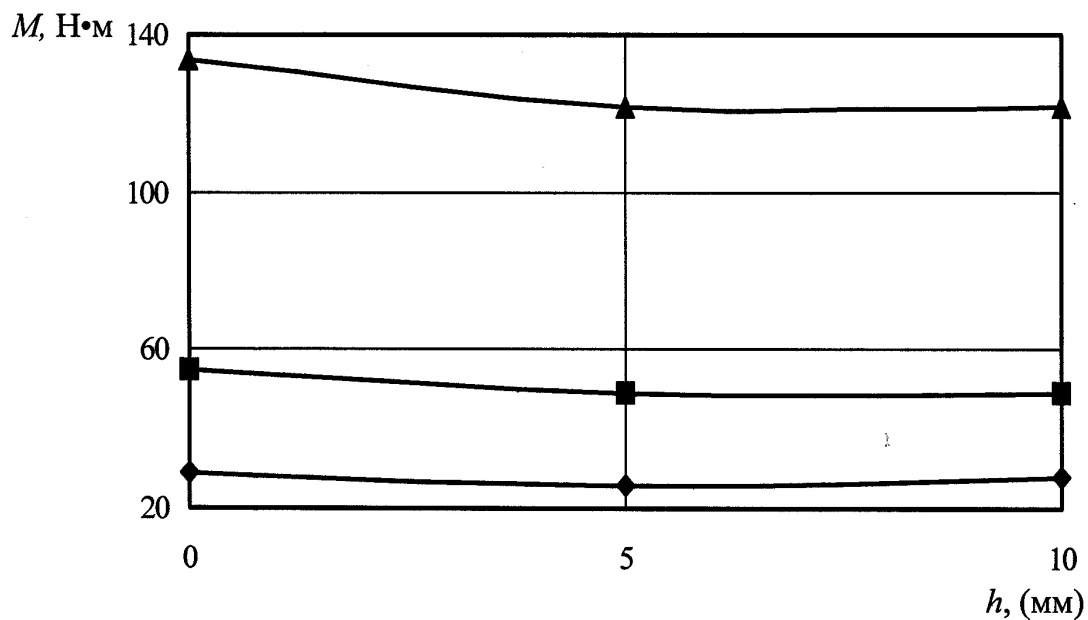
$P$ , кВт/кг



▲ -  $\Delta=0$  мм; ♦ -  $\Delta=5$  мм; ■ -  $\Delta=10$  мм

Рисунок 2 - Зависимость удельного расхода электроэнергии

В дальнейшем исследовалось влияние смещения верхней плоскости колосников на 5 и 10 мм, на которые поступает материал, на удельные затраты электроэнергии при дроблении плиток таких же размеров и толщин, как и в предыдущих опытах, что приведено на рисунке 3.



♦ -  $h=10$  мм; ■ -  $h=20$  мм; ▲ -  $h=30$  мм

Рисунок 3 - Зависимость крутящего момента от смещения верхних плоскостей колосников при толщине плитки

Отсюда видно, что при перепаде плоскостей верхних поверхностей колосников удельные энергозатраты меньше на 9-12 %, чем при расположении верхних поверхностей колосников в одной плоскости (рис. 2). Величина перепада плоскостей существенной роли не играет, что характеризуется накладкой линий на графике (рис. 2) практически одна на другую. Это говорит о том, что существует минимальная величина такого перепада, когда материал разрушается с меньшими усилиями и для каждого материала, в том числе и для агломерата, спеченного при различных условиях своя.

Из графической зависимости на рисунке 2 следует, что удельные затраты электроэнергии на дробление с увеличением толщины плиток от 10 до 20 мм снижаются на 47%, а с увеличением толщины от 20 до 30 мм на 42%, что связано с незначительным повышением расхода энергии на дробление с увеличением толщины плиток по сравнению с большим увеличением массы.

С помощью динамометра измерялось значение крутящего момента для разных толщин плиток и смещения верхних плоскостей колосников, что показано графически на рисунке 3 и в таблице 2.

Таблица 2 – Крутящий момент при разрушении материала

Крутящий момент при разрушении, $M_{кр}$ , Н•м			
Высота плит- ки, $h$ , мм	Перепад верхних плоскостей колосников, мм		
	5	10	0
10	26	28	29
20	49	49	55
30	122	122	134

Для всех результатов дробления, согласно таблице 2, определялась крупность готового продукта путем отсева, что показано в таблице 3. При этом выходы классов -0,5 мм; +0,5-6 мм; +6 мм можно считать соответственно аналогами выходам классов -5 мм; +5-6 мм; + 6 мм для агломерата, так как все размерные параметры дробилки и дробимого продукта соответствуют реальным параметрам одновалковой зубчатой дробилки в масштабе 1:10.

В результате физического моделирования найдено качественное и количественное подтверждение правильности принятого технического решения. Выигрыш в удельных затратах зависит от механической прочности материала, подвергаемого дроблению. При лучших прочностных характеристиках эффект снижения энергозатрат выше.

Таблица 3 – Крупность готового продукта

Высота плитки, <i>h</i> , мм	Перепада верхних плоскостей колосников, мм								
	5			10			0		
	Выход классов, %								
	-0,5	+0,5-6	+6	-0,5	+0,5-6	+6	-0,5	+0,5-6	+6
10	12,8	53,9	33,3	12,3	54,6	33,1	13,6	42,2	43,2
20	15,6	38,7	41,9	15,3	42,9	41,8	17,2	39,6	44,2
30	18,8	31,4	49,8	19,0	31,3	49,7	20,7	28,2	51,1

Удельные затраты электроэнергии на дробление с увеличением толщины слоя дробимого материала в пределах с 10 до 20 мм и с 20 до 30 мм снижаются соответственно на 47% и 42 %, что связано с незначительным повышением расхода энергии на дробление при приращении толщины плиток по сравнению с большим увеличением их массы.

При перепаде плоскостей верхних поверхностей колосников удельные энергозатраты меньше на 9-12 %, чем при расположении верхних поверхностей колосников в одной плоскости. Существует минимальное значение такого перепада, которое обеспечивает снижение энергетических затрат для любого материала, включая и агломерат.

Измерения крутящего момента при дроблении подтверждают наличие минимального значения перепада плоскостей верхних поверхностей колосников, превышение которого не целесообразно. С увеличением толщины материала значение момента возрастает почти в два раза, а при расположении колосников с перепадом их верхних плоскостей на 5 мм примерно на 9% ниже, чем при обычном расположении колосников.

Наилучшие результаты по улучшению качества дробления соответствуют наименьшим высотам спекания, а перепад высот колосников, обеспечивающий процесс излома при разрушении пирога, снижает количество крупных кусков ( $>6$ ) на 3-13 % и мелких частиц ( $<0,5$ ) на 9 – 6 % соответственно при высотах плиток 30-10 мм.

С целью дальнейшего выяснения закономерностей процесса дробления, происходящего при смещении колосников друг от относительно друга необходимо в дальнейшем сравнить полученные результаты с результатами измерения крутящего момента на основе исследований на специализированном лабораторном стенде, что планируется в дальнейшем.

### **Библиографический список**

1. Пат. 2231387 Российская Федерация, МПК<sup>7</sup> В 02 С 4/08. Одновалковая зубчатая дробилка / Макаров К.К., Невраев В.П., Баринев С.И.; заявитель и патентодатель открытое акционерное общество "Северсталь". – № 2002123018/03; заявл. 27.08.2002; опубл. 27.06.02, Бюл. № 18 (III). – 3 с.: ил.
2. Деклараційний патент на корисну модель 9843 Україна, МПК<sup>7</sup> В 02 С 4/10. Спосіб дроблення агломерату в одновалковій зубчастій дробарці / Алтухов В.М., Левченко О.О.; заявитель і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. – № и200503314; заявл. 11.04.05; опубл. 17.10.05, Бюл. № 10. – 3 с.: іл.
3. Деклараційний патент на корисну модель 9865 Україна, МПК<sup>7</sup> В 02 С 4/10. Спосіб дроблення агломерату в одновалковій зубчастій дробарці / Левченко О.О., Трінєєв Є.Т., Алтухов В.М., Левченко Е.П.; заявитель і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. – № и200503379; заявл. 11.04.05; опубл. 17.10.05, Бюл. № 10. – 3 с.: іл.
4. Левченко О.О. Підвищення ефективності дроблення агломерату шляхом удосконалення конструктивних параметрів одновалкової зубчастої дробарки: автореф. дис. канд. техн. наук 05.05.08 / Левченко Оксана Олександрівна; Донб. держ. техн. ун-т. – Донецьк, 2009. – 20 с.
5. Борискин И.К. Интенсивная механическая обработка агломерата. Теория, оборудование, технология / И.К. Борискин, Г.А. Арыков, А.Н. Пыриков. – М.: МИСИС, 1998. – 248 с.
6. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике / Л.И. Седов. – М.: Гл. ред. физ.-мат. лит., 1987. – 432 с.
7. Алабужев П.М. Теория подобия и размерностей. Моделирование. / П.М. Алабужев. – М.: Высш. шк., 1968. – 204 с.
8. Веников В.А. Теория подобия и моделирования применительно к задачам теплоэнергетики. / В.А. Веников. – М.: Высш. шк., 1968. – 488 с.
9. С.П. Еронько. Расчет и конструирование оборудования для внепечной обработки и разлива стали./ Еронько С.П., Быковских С.В., Ошовская Е.В.-К.: - Техніка, 2007. – 344 с.

**Рекомендовано к печати проф. Ульяницким В.Н.**



**СТРОИТЕЛЬСТВО**



*д.т.н. Голоднов О.І.  
(ВАТ УкрНДІПСК ім. В.М.Шимановського, м. Київ, Україна),  
Гордіюк М.П.  
(УкрНДІПБ, м. Київ, Україна),  
Ткачук І.А.  
(Випробувальний центр ТОВ «ТЕСТ», м. Бровари, Україна),  
Семиног М.М.  
(Броварське управління ГУ МНС України в Київській обл.)*

### **МІЦНІСТЬ ТА ДЕФОРМАТИВНІСТЬ МАТЕРІАЛІВ ЗАЛІЗОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ ПРИ СИЛОВИХ І ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНИХ ВПЛИВАХ**

*Викладені методичні підходи до визначення характеристик матеріалів конструкцій будівель при силових і високотемпературних впливах. Показана важливість рішення цього питання стосовно будівель для оцінки можливості їхньої подальшої експлуатації після пожежі.*

**Ключові слова:** залізобетонні конструкції, міцність бетону й арматури, силові та високотемпературні впливи.

*Изложены методические подходы к определению характеристик материалов конструкций зданий при силовых и высокотемпературных воздействиях. Показана важность решения этого вопроса применительно к зданиям для оценки возможности их последующей эксплуатации после пожара.*

**Ключевые слова:** железобетонные конструкции, прочность бетона и арматуры, силовые и высокотемпературные воздействия.

**Аналіз досліджень і публікацій.** Залізобетонні елементи залишаються основними складовими частинами житлових і громадських будинків. Останнім часом у зв'язку зі значним зростанням об'ємів будівництва монолітно-каркасних будівель підвищеної поверховості актуальним залишається питання пожежної безпеки при експлуатації, в першу чергу, колон і пілонів, оскільки виключення з роботи стиснутих елементів може призвести до руйнування будинку в цілому.

Досвід експлуатації стінових панелей, колон, інших пластинчастих стиснутих і згинаних елементів свідчить про їхній достатній запас несучої здатності за умов відсутності непередбачуваних високотемпературних впливів. Як одна з найбільш істотних причин

підвищеної небезпеки для таких конструкцій розглядається нерівномірний нагрів і зміна характеристик міцності та деформативності під час і після пожежі. У зв'язку з цим виникає необхідність в проведенні робіт по обстеженню, оцінці технічного стану та відновленню експлуатаційної придатності існуючих конструкцій, а також прогнозування технічного стану та можливого передбачення руйнування при високотемпературних впливах з подальшим використанням захисних заходів. При цьому необхідно вирішувати питання, пов'язані із забезпеченням тривалої та надійної експлуатації будівельних конструкцій, в тому числі при дії підвищених і високих температур, за рахунок прийняття відповідних матеріалів або захисних заходів, визначенням напружено-деформованого стану (НДС) конструкцій при різних впливах і виконанням робіт із продовження терміну експлуатації як окремих конструкцій, так і будівель в цілому [1, 2, 3, 4, 5 тощо].

**Постановка задачі.** Основною задачею цієї роботи є розробка інженерної, орієнтованої на чинні норми, методики розрахунку залізобетонних стрижньових і пластинчастих елементів при силових і високотемпературних впливах.

**Мета роботи** – виявлення особливостей роботи, оцінки НДС и несучої здатності залізобетонних конструкцій, що знаходяться в експлуатації, за наявності високотемпературних впливів з розробленням заходів щодо запобігання руйнування конструкцій.

**Викладення матеріалу та його результати.** Як відомо, до чинників, що визначають поведінку будівельних конструкцій в умовах пожежі, відносять:

- ступінь навантаження конструкцій та окремих елементів;
- вигляд і кількість пожежного навантаження, що визначає температурний режим, а також теплоту пожежі;
- теплове навантаження на конструкцію;
- теплофізичні та фізико-механічні характеристики матеріалів, з яких виконані будівельні конструкції;
- умови нагріву та способи з'єднання конструкцій.

Згідно ДСТУ Б В.1.1–4–98\* [6], фактичні межі вогнестійкості будівельних конструкцій визначаються при дії нормативних навантажень (приймаються характеристичні значення величин навантажень згідно ДБН В.1.2-2:2006 [7]). Величини нормативних навантажень встановлюються залежно від призначення конструкцій і умов їх експлуатації.

У відповідності з ДБН В.1.2-2:2006 [7] розрізняють навантаження постійні та тимчасові. Тимчасові навантаження підрозділяються на тривалі, короточасні й особливі.

Постійними називаються такі навантаження, які діють на будівельну конструкцію постійно. До таких навантажень відносяться власна маса конструкцій, тиск ґрунту, дія попереднього напруження конструкцій тощо.

Тривалими називаються такі навантаження, що діють на конструкцію тривалий час. До таких навантажень відносяться маса технологічного устаткування, тиск рідин і газів в резервуарах і трубопроводах, маса складованих вантажів тощо.

Короткочасними називають навантаження, що діють нетривалий час. До таких навантажень відносяться маса людей, рухоме підйомно-транспортне устаткування, сніг, вітер (при пожежі не враховується), маса матеріалів, використовуваних при монтажних, ремонтних і реконструктивних роботах тощо.

Особливі навантаження – це навантаження, які можуть з'явитися у виняткових випадках, а саме:

- при сейсмічній і вибуховій дії;
- аварійних порушеннях технологічного процесу;
- різких просіданнях ґрунтів.

Класифікація цих навантажень, що використовується в ДБН В.1.2-2:2006 [7], дозволяє віднести випадок пожежі до особливих впливів. У відповідності з цим, для оцінки вогнестійкості будівельних конструкцій використовуються постійні та тривалі навантаження.

Межею вогнестійкості будівельних конструкцій називають показник вогнестійкості конструкцій, який визначається часом від початку вогневого випробування за стандартним температурним режимом до настання одного з нормованих для даної конструкції граничних станів з вогнестійкості [6]. Межа вогнестійкості знижується зі збільшенням навантажень, що діють на конструкції.

Залежно від виду та умов з'єднання конструкцій, схеми завантаження та не вигідного поєднання чинних зусиль в перетинах елементів та вузлах визначають максимальні значення згинальних моментів  $M$  і стискальних зусиль  $N$ . Розрахунок внутрішніх силових чинників, що виконується за правилами опору матеріалів і будівельної механіки, називається статичним розрахунком конструкції.

Пожежне навантаження – це кількість теплоти (МДж), яка виділяється при повному згоранні всіх горючих і трудногорючих матеріалів (зокрема, що входять до складу будівельних конструкцій), що знаходяться в приміщенні або які можуть поступати в нього [2].

Пожежне навантаження визначається на основі [2]:

- проектно-конструкторської документації;
- технологічних карт;
- натурального обстеження приміщень експлуатованих будівель;

- даних щодо пожежонебезпечних властивостей речовин і матеріалів, наведених в довідковій літературі, спеціалізованих банках даних, а також отриманих в результаті лабораторних і натурних випробувань.

Для визначення розрахункового пожежного навантаження розробляється сценарій розвитку можливої пожежі. При цьому необхідно врахувати розвиток площі горіння залежно від місця виникнення загорання, а також вигляду та місця розташування горючих і трудногорючих речовин і матеріалів, їхню швидкість і повноту згорання залежно від умов природної або вимушеної вентиляції, дію на динаміку пожежі систем пожежогасіння. Розрахункове пожежне навантаження визначається на основі критеріїв пожежної безпеки, встановлених ДБН В.1.1–7–2002 [5], для найбільш несприятливого з погляду цих критеріїв сценарію розвитку пожежі.

Поведінка будівельних конструкцій при пожежі визначається також температурним режимом пожежі та його тривалістю.

Кількісні значення температури в об'ємі приміщення, а також тривалість пожежі, залежать від таких чинників, як вигляд і кількість речовин, що згорають (тобто пожежного навантаження в приміщенні), розмірів і конфігурації приміщення, розмірів отворів в захисних конструкціях тощо. Це означає, що при одному і тому ж пожежному навантаженні можливі різні варіанти розвитку пожежі.

В даний час основним методом розрахунку будівельних конструкцій для умов експлуатації і монтажу є метод граничних станів. Суть методу полягає у встановленні для конструкцій так званих граничних станів і в забезпеченні конструкцій розрахунковим шляхом від настання цих станів.

Граничним називається такий стан конструкції, при досягненні якого вона перестав задовольняти вимогам, що пред'являються до неї в процесі експлуатації або монтажу, тобто конструкція втрачає здатність чинити опір зовнішнім діям або отримує неприпустимі деформації.

В основу розробленої методики врахування нелінійних властивостей залізобетону при силових впливах покладені такі передумови [8, 9 та ін.]:

- як розрахунковий приймається перетин, НДС якого відповідає середньому стану блоку між тріщинами, якщо такі є;
- для середніх деформацій бетону й арматури приймається гіпотеза плоских перетинів;
- зв'язок між напруженнями та деформаціями бетону й арматури приймається у вигляді умовно-точних або ідеалізованих діаграм;
- вплив тріщиноутворення на роботу залізобетону, врахований шляхом множення опору  $R_{bt}$  на коефіцієнт  $\psi_{bt} < 1$ ;

– вичерпання несучої здатності перетину відбувається у разі досягнення деформаціями стислого бетону або розтягнутої арматури своїх граничних значень  $\varepsilon_{b,u}$ ,  $\varepsilon_{s,u}$ .

Несуча здатність (придатність для нормальної експлуатації) залізобетонної конструкції вважається вичерпаною, якщо:

– досягнутий максимум на кривій стану (граничний стан першої групи)

$$\frac{dq}{df} = 0, \quad (1)$$

де  $q$  – модуль вектора силового впливу;

$f$  – деяке характерне переміщення конструкції;

– зруйнований хоч би один перетин будь-якого елемента конструкції (граничний стан першої групи);

– ширина розкриття тріщин або прогини перевищили допустимі за умов експлуатації значення (граничний стан другої групи).

На несучу здатність і деформативність будівельних конструкцій, що знаходяться в умовах пожежі, впливають фізико-механічні властивості матеріалу конструкції, що змінюються залежно від температури нагріву. Зокрема, такі властивості визначаються межею міцності ( $R$ ) і модулем пружності ( $E$ ) матеріалу, з якого виконані конструкції. При зміні температури від 20 °C до 200...300 °C межа міцності деяких марок сталей і бетону збільшується: в першому випадку за рахунок зниження технологічних напружень, а в другому – за рахунок зменшення вільної вологи в порах бетону (рис. 1). На цьому рисунку:  $R_{b,tem}$  – призмове міцність в залежності від температури, %;  $R_{bt,tem}$  – міцність на розтяг в залежності від температури, %.

Залежності зміни характеристик міцності можуть бути отримані безпосередньо з рисунку 1 або розраховані любим відомим методом, наприклад, методом найменших квадратів. Формули, отримані із застосуванням методу найменших квадратів для призмової міцності, мають вигляд:

- для керамзитобетону

$$\frac{R_{b,tem}}{R_b} = 0,98 + 0,102 \cdot \left(\frac{T}{100}\right) - 0,02555 \cdot \left(\frac{T}{100}\right)^2; \quad (2)$$

- для важкого бетону на ділянці від 60 °C до 700 °C

$$\frac{R_{b,tem}}{R_b} = 0,6184 + 0,232 \cdot \left(\frac{T}{100}\right) - 0,03608 \cdot \left(\frac{T}{100}\right)^2. \quad (3)$$

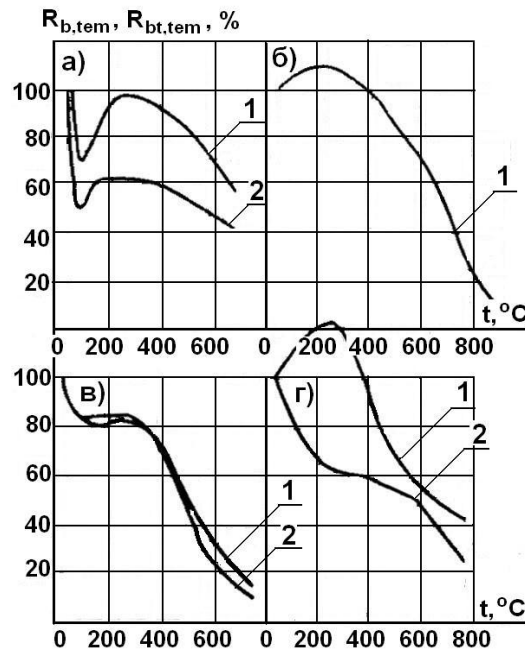


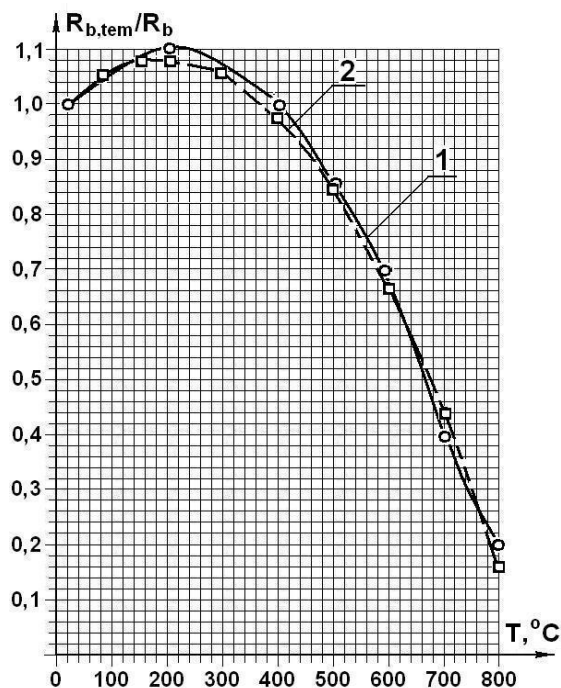
Рисунок 1 – Вплив нагрівання на призову міцність (крива 1) і міцність на розтяг (крива 2) [3]:  
 а) звичайного важкого бетону; б) керамзитобетону; в) високоміцного бетону; г) керамзитоперлитобетону

Графіки залежності « $R_{b,tem}/R_b - t$ » для керамзитобетону і важкого бетону, побудовані за формулами (3) і (4) наведені на рисунку 2. На цьому рисунку: криві 1 побудовані за даними А.Ф. Мілованова [3] і рисунок 1; теоретичні криві 2 побудовані відповідно за формулою (2) для керамзитобетону і формулою (3) для важкого бетону.

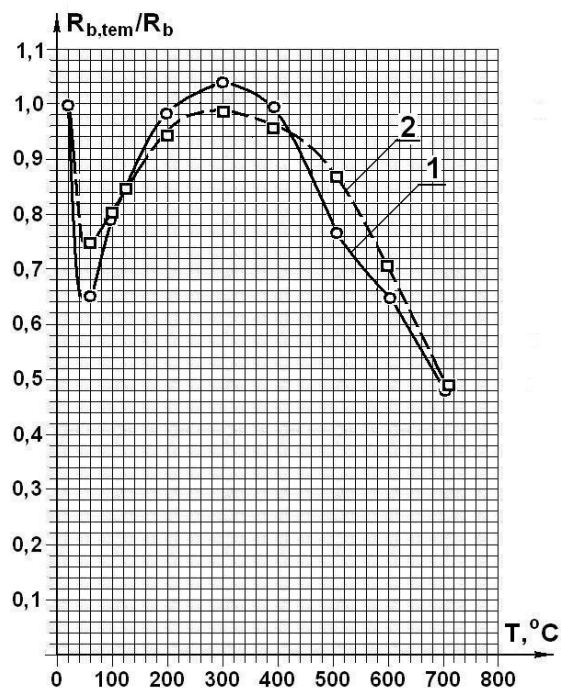
Як видно з цього рисунку, теоретичні криві 2 доволі близько співпадають з експериментальними кривими 1, що дозволяє зробити висновок про можливість використання формул (2) і (3) для подальших розрахунків конструкцій.

Збільшення температури матеріалу сприяє зниженню його модуля пружності, тобто деформативність конструкції при цьому збільшується. Модуль пружності конструкційних матеріалів при збільшенні температури знижується. Загальний вигляд зміни модуля пружності бетону від температури наведений на рисунку 3.





а)



б)

Рисунок 2 – Графіки залежності « $R_{b,tem}/R_b - t$ » для керамзитобетону (а) і важкого бетону (б)

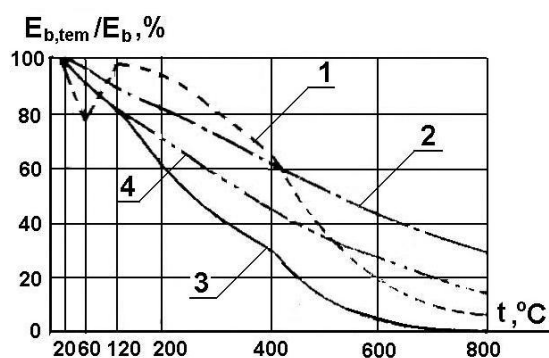


Рисунок 3 – Залежності

« $E_{b,tem}/E_b - t$ » [3]:

крива 1 – для звичайного важкого бетону; крива 2 – для керамзитобетону; крива 3 – для високоміцного бетону; крива 4 – для керамзитоперлитобетону

Залежності зміни модуля пружності бетону від температури можуть бути отримані по аналогії із залежностями для міцності бетону методом найменших квадратів. Формули, отримані із застосуванням методу найменших квадратів для модуля пружності, мають вигляд:

- для керамзитобетону

$$\frac{E_{b,tem}}{E_b} = 1,025 - 0,121 \cdot \left(\frac{T}{100}\right) + 0,00367 \cdot \left(\frac{T}{100}\right)^2; \quad (4)$$

- для важкого бетону на ділянці від 120 °C до 800 °C

$$\frac{E_{b,tem}}{E_b} = 1,2 - 0,14 \cdot \left(\frac{T}{100}\right) - 0,0012 \cdot \left(\frac{T}{100}\right)^2. \quad (5)$$

Графіки залежності « $E_{b,tem}/E_b - t$ » для керамзитобетону і важкого бетону, побудовані за формулами (4) і (5) наведені на рисунку 4. На цьому рисунку: криві 1 побудовані за даними А.Ф. Мілованова [3] і рисунок 3; теоретичні криві 2 побудовані відповідно за формулою (4) для керамзитобетону і формулою (5) для важкого бетону.

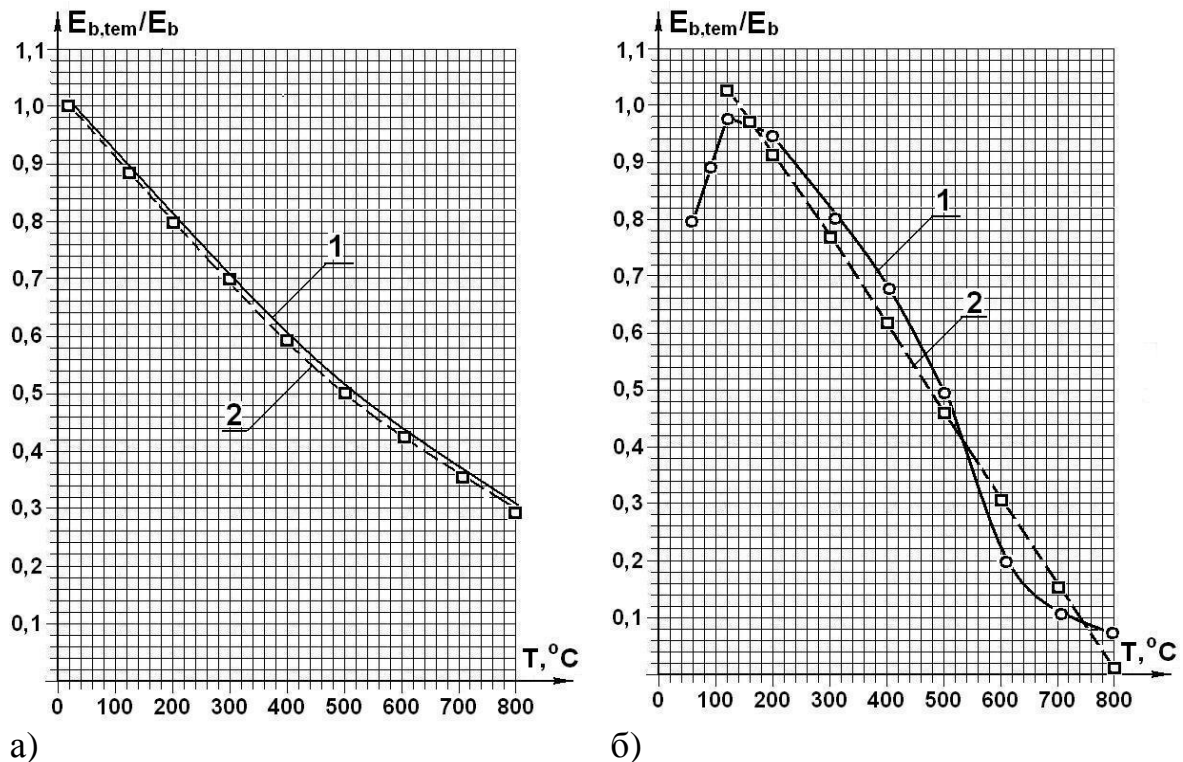


Рисунок 4 – Графіки залежності « $E_{b,tem}/E_b - t$ » для керамзитобетону (а) і важкого бетону (б)

Як видно з цього рисунку, теоретичні криві 2 доволі близько співпадають з експериментальними кривими 1, що дозволяє зробити висновок про можливість використання формул (4) і (5) для подальших розрахунків конструкцій.

Для визначення межі вогнестійкості з умови настання граничного стану по несучій здатності необхідно виконати статичну (міцнісну) частину розрахунку. У статичній частині обчислюють несучу здатність конструкцій, що нагріваються при пожежі, з урахуванням зміни характеристик міцності матеріалів при високих температурах.

Виконується наступна послідовність розрахунку:

- задаються окремими періодами часу нагрівання конструкції;

- для заданих періодів часу теплотехнічним розрахунком визначають температуру в перетині конструкції;
- статичним розрахунком для цих же проміжків часу визначають несучу здатність конструкції з урахуванням зміни механічних характеристик матеріалу;
- будують графік зниження несучої здатності конструкції в часі;
- по графіку визначають значення межі вогнестійкості  $t_{fr}$ , тобто часу, після досягнення якого несуча здатність конструкції знизиться до величини внутрішніх силових чинників від нормативного навантаження.

Розрахунок межі вогнестійкості будівельних конструкцій виконується з урахуванням наступних допущень:

- розрахунку піддається окрема конструкція або конструктивний елемент без урахування зв'язку з іншими конструкціями, тобто не враховується спільна робота конструкцій будівлі або споруди;
- конструктивні елементи в умовах дії температурного режиму, представленого у вигляді залежності середньооб'ємної температури від часу, нагріваються однаково по всій довжині або висоті;
- витоками тепла по торцях конструкції нехтують, температурні напруження в конструкції, що з'являються в результаті її нерівномірного прогрівання і через зміну пружнопластичних властивостей матеріалу, не враховуються.

### ***Висновки***

На основі проведених досліджень зроблені наступні висновки.

1. Пожежні навантаження на конструкції та будівлі в цілому можливі за любых умов експлуатації. В чинних нормах проектування залізобетонних конструкцій відсутні розрахункові методики та пропозиції з конструювання, які б забезпечили вогнестійкість конструкцій на стадії проектування для подальшої безпечної експлуатації при дії високих температур.

2. Наведені передумови та допущення, за допомогою яких можна виконувати врахування непружних властивостей бетону при силових і високотемпературних впливах.

3. Наведені залежності, які дозволяють враховувати зміну модуля пружності та призової міцності різних бетонів в залежності від температури як для проєктованих конструкцій, так і тих, що знаходяться в експлуатації. Запропоновані формули дозволять виконати теплотехнічний і статичний розрахунки залізобетонних конструкцій і в подальшому зробити висновок про можливість подальшої експлуатації або необхідність ремонту та підсилення.

### **Бібліографічний список**

1. Монолитные перекрытия зданий и сооружений / И.В. Санников, В.А. Величко, С.В. Сломонов, Г.Б. Бимбад, М.Г. Томильцев. – К.: Будівельник, 1991. – 154 с.
2. Мосалков И.Л, Плюсина Г.Ф., Фролов А.Ю. Огнестойкость строительных конструкций. – М.: Спецтехника, 2001. – 484 с.
3. Милованов А.Ф. Огнестойкость железобетонных конструкций. – М.: Стройиздат, 1986. – 224 с.
4. СНиП 2.03.04–84. Бетонные и железобетонные конструкции, предназначенные для работы в условиях воздействия повышенных и высоких температур / Госстрой СССР. – М.: ЦИТП Госстрой СССР. 1988. – 54с.
5. ДБН В.1.1–7–2002. Захист від пожежі. Пожежна безпека об'єктів будівництва / Держбуд України. – К.: Держбуд України, 2003. – 41 с.
6. ДСТУ Б В.1.1–4–98\*. Захист від пожежі. Будівельні конструкції. Методи випробувань на вогнестійкість. Загальні вимоги / Держбуд України. – К.: Держбуд України, 2005. – 18 с.
7. ДБН В.1.2-2:2006. Система забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів. Навантаження і впливи. Норми проектування / Мінбуд України. – Київ: Мінбуд України, 2006. – 60 с.
8. Методические рекомендации по уточненному расчету железобетонных элементов с учетом полной диаграммы сжатия бетона / НИИСК Госстроя СССР. – Киев, 1987. – 24 с.
9. Гольшев А.Б. О диаграмме состояния бетона при осевом сжатии и деформациях его предельной сжимаемости // Буд. конструкції: Міжвідом. наук.-техн. зб. / НДІБК. – Київ: НДІБК, 2003. – Вип. 58. – С. 21–24.

*к.т.н. Симонова И.Н., к.т.н. Долголаптев В.М.,  
Симонов С.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ КАЧЕСТВ ЗДАНИЙ ПЕРВЫХ МАССОВЫХ СЕРИЙ**

*Наведені результати дослідження теплотехнічних якостей житлових будинків перших масових серій в м. Алчевську. Намічені шляхи енергозбереження при експлуатації житлових будівель в умовах посилювання нормативних вимог до мікроклімату приміщень.*

***Ключові слова:** енергозбереження, інфрачервона зйомка, теплові втрати, тепловізійний контроль, тепловізор, мікроклімат.*

*Приведены результаты исследования теплотехнических качеств жилых домов первых массовых серий в г. Алчевске. Намечены пути энергосбережения при эксплуатации жилых зданий в условиях усиления нормативных требований к микроклимату помещений.*

***Ключевые слова:** энергосбережение, инфракрасная съемка, тепловые потери, тепловизионный контроль, тепловизор, микроклимат.*

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

Украина ежегодно потребляет около 210 млн. усл. т топливно-энергетических ресурсов (ТЭР). Значительная доля энергопотребления приходится на жилищно-коммунальный сектор. Каждое новое здание – это и новый потребитель энергоресурсов и дополнительные затраты государства на теплоснабжение, так как население оплачивает лишь часть себестоимости тепловой и электрической энергии. Следует отметить, что уже имеющийся жилой сектор потребляет около 40% топливно-энергетических ресурсов (ТЭР), поставляемых, в основном, из-за рубежа, поэтому для Украины особенно актуально снижение затрат на теплоснабжение – это снижение себестоимости ТЭР от внешних поставщиков [1].

Как известно, удельное энергопотребление наших зданий намного выше, чем в некоторых других странах с аналогичными или близкими климатическими условиями. Дело в том, что многие страны мира со времени первого нефтяного кризиса (1973г.) провели огромную работу по снижению энергопотребления. Например, в Дании за эти годы потребление тепловой энергии на отопление снизилось на 40%. Достигалось это как теплотехнической реконструкцией и утеплением старых зданий и сооружений, так и улучшением качества и энергетической эффективности

вновь возводимых. Причем для выявления зданий с высокими теплопотерями, а также строительных дефектов, приводящих к увеличению тепловых потерь, широко использовалась инфракрасная (ИК) съемка.

Следует отметить, что основная доля теплопотерь приходится на здания, поэтому в настоящее время вышел целый комплекс нормативных документов по проектированию современных зданий и сооружений, направленных на экономию тепловой энергии, согласно которым должны проектироваться современные здания и сооружения. Но для решения проблемы нерационального расходования тепла явно недостаточно разработки и усовершенствования строительной нормативной базы, необходимо также проведение тщательных обследований зданий на предмет выполнения этих норм. Для этих целей существует натурные тепловизионные обследования основных конструкций здания.

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

Тепловизионный контроль проводится с целью обнаружения скрытых дефектов для дальнейшего их устранения. ГОСТ 26629-85\* устанавливает метод тепловизионного контроля качества теплозащиты одно- и многослойных конструкций (наружных стен, перекрытий, в том числе стыковых соединений) в натурных и лабораторных условиях, определения мест и размеров участков, подлежащих ремонту для восстановления требуемых теплозащитных качеств. Данный метод является одним из видов теплотехнического испытания здания. Тепловизионные обследования позволяют уже на стадии сдачи здания в эксплуатацию выявить 40% общего числа строительных дефектов, причем напрямую влияющих на надежность конструкций и энергопотребление, а также на создание комфортных условий. Однако в Украине тепловизионные обследования – пока лишь редкие исключения. К сожалению, сегодня кроме ГОСТ 26629-85\*, не обновлявшегося с 1985 года, не существует украинских стандартов и разработанных методик по обследованию строительных конструкций инфракрасным методом.

Современный тепловизор представляет собой цифровой прибор, способный улавливать ИК-излучения от обследуемых объектов и определять температуру либо преобразовывать его в визуальную картинку распределения тепловых полей по поверхности объекта. Температурные поля поверхностей ограждающих конструкций получают на экране тепловизора в виде цветного изображения, градации цвета которого соответствуют различным температурам. Причем можно проводить **тепловизионную диагностику** (обследование) – это осмотр объектов в инфракрасном диапазоне спектра («тепловая картинка»), измерение температуры в любой их точке, наблюдение динамики тепловых процессов, а также создание банка данных теплового состояния по каждому из наблюдаемых объектов.

Тепловизионные исследования позволяют определить насколько эффективно «работает» в период эксплуатации та или иная система утепления. Инфракрасная строительная термография представляет собой систему тепловых диаграмм, составленных при неконтактном измерении температур конструктивных элементов здания. Инфракрасное термографическое обследование строительного объекта производится в ситуациях, когда требуется установить какие-либо строительные дефекты без разрушения объекта, а также при необходимости определения утечек тепла и локализации «мостиков холода», выявления мест увлажнения конструкций. Подобные обследования существующего жилого фонда помогают определить объем мероприятий при осуществлении работ по его восстановлению. Используемые применительно ко вновь возводимым, отремонтированным или модернизированным объектам, они могут служить для оценки качества выполненных работ.

#### **Постановка задачи.**

С введением новых норм все ранее построенные здания попали в разряд не удовлетворяющих современным теплотехническим требованиям. К сожалению, многие, главным образом, панельные здания массовых серий, строились зачастую с отступлениями от строительных норм. Низкое качество строительно-монтажных работ привело к тому, что жилищно-эксплуатационные службы из года в год тратили и тратят огромные средства на постоянные ремонтно-восстановительные работы, в основном на ремонт межпанельных стыков. Дождевая вода, попадая внутрь панелей через неплотные стыки, снижает термическое сопротивление стен, что увеличивает тепловые потери. Другим слабым местом является сопряжение окон с наружными стенами. Здесь при косом дожде вода часто попадает в тело панелей, ухудшая их теплозащитные свойства и разрушая строительную конструкцию. Нередко вода в этих местах проникает и в жилые помещения. В результате термическое сопротивление стен в таких зданиях в 4 – 5 раз ниже нормативного. Ухудшение теплозащитных свойств в холодную пору года ведет к образованию на внутренней поверхности конденсата и даже черной плесени, промерзанию панелей. Затраты на отопление таких зданий значительно увеличиваются. Главная цель проведенных испытаний заключается в обследовании жилого фонда г. Алчевска зданий массового строительства различных конструктивных схем на предмет определения потерь тепла наружными ограждениями, накопление опыта обследования, создание базы результатов испытаний и разработки рекомендаций по фактическому сбережению тепловой энергии.

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

Натурные обследования состояния наружных ограждающих конструкций проводились в г. Алчевске для домов различных конструктивных

схем массовых серий. Разработан маршрут проведения испытаний, охватывающий улицы города с различными параметрами наружных ограждений (кирпичные дома, дома из мелких и крупных блоков, панельные однослойные и слоистые конструкции).

Объектом испытаний были элементы наружных стен (стыки, оконные откосы и др.), а также внутренние конструкции зданий. Попутно проверялось и качество отопительных приборов системы отопления.

Натурные обследования проводились при отрицательных температурах наружного воздуха, при отсутствии солнечного облучения, атмосферных осадков, тумана и других подобных явлений.

Термографирование проводилось последовательно по намеченным участкам с покадровой записью термограмм в компьютер и одновременным измерением и фиксацией температур реперных участков.

Термографирование наружной поверхности стен проводилось общим панорамным снимком, охватывающим всю стену или часть стены с вертикальными и горизонтальными стыками.

Данные по проекту с его техническими и строительными характеристиками отражались в протоколе проведения инструментального и тепловизионного обследования.

Производилось фотографирование объекта, после чего регистрировались дефекты и нарушения наружных поверхностей ограждающих конструкций, а также зоны, коэффициент излучения которых требует уточнения.

Тепловизионная регистрация температурных полей поверхности ограждающих конструкций производилась с учетом излучательной способности обследуемой поверхности.

Одновременно со съемкой тепловизором наружной поверхности ограждающих конструкций здания проводились дополнительные измерения и регистрация метеоусловий снаружи здания: температуры воздуха, направления и скорости ветра, а изнутри – температуры, подвижности и влажности воздуха.

По обзорным термограммам наружной поверхности выбирались участки ограждающих конструкций для проведения тепловых контактных измерений. При этом должны соблюдаться определенные условия, выбранные участки не должны быть изотермическими, т.е. не должны иметь температурных аномалий.

После проведения тепловизионных измерений проводилась обработка полученных термограмм и их сравнение с расчетными данными.

Результаты этих исследований представлены на снимках, сделанных с использованием портативной камеры для съемки в инфракрасных лучах, рисунок 1. Снимки отобраны таким образом, чтобы продемонстрировать возможности инфракрасной съемки, а также по выявлению, как не-



достатков проектирования, так и брака изготовления сборных элементов на заводе и брака самих строительно-монтажных работ, рисунки 2 – 10.



Рисунок 1 – Малогабаритная портативная камера для съемки в инфракрасных лучах

Пятиэтажные дома г. Алчевска, расположенные по улице Гмыри показали хорошую изоляцию стыков стеновых панелей, но показали теплопотери через окна и пол первого этажа, а также значительные теплопотери через цоколь (максимальная точка), рисунок 2.

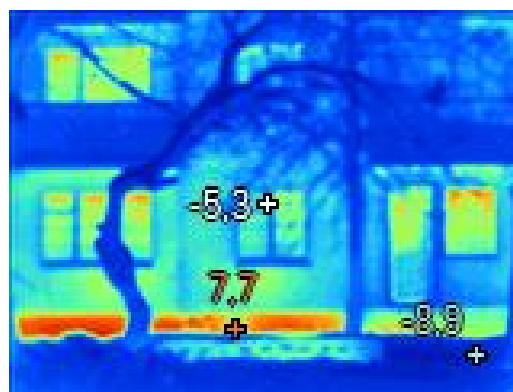


Рисунок 2 – Увеличенные теплопотери через цоколь и в окна жилых пятиэтажных домов первых массовых серий

Результаты испытаний по многим жилым домам показали, что порой замена обычных деревянных окон на пластиковые не всегда приводит к экономии тепловой энергии. Пластиковое окно второго этажа здания показало потери тепла, как и обычное окно первого этажа, рисунок 3.

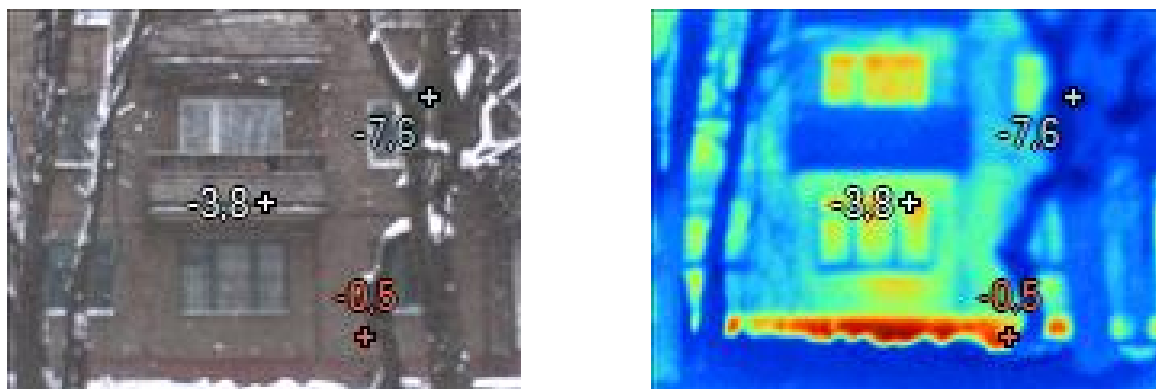


Рисунок 3 – Теплопотери через пластиковые окна (второй этаж здания) и цокольную часть здания

Значительные теплопотери показали девятиэтажные жилые дома массовой 121 серии. Причем системы утепления фасадов здания, не всегда показывают качественную теплоизоляцию здания. Так на рисунке 4 теплоизоляция выполнена некачественно, что не дало существенной экономии тепловой энергии, причем термограммы показывают теплопотери через стыки стеновых панелей и окна. Причем не все пластиковые окна показывают хорошую теплоизоляцию, рисунки 4, 5, 6.



Рисунок 4 – Некачественная теплоизоляция фасадной системы здания, а также теплопотери через стыки стеновых панелей

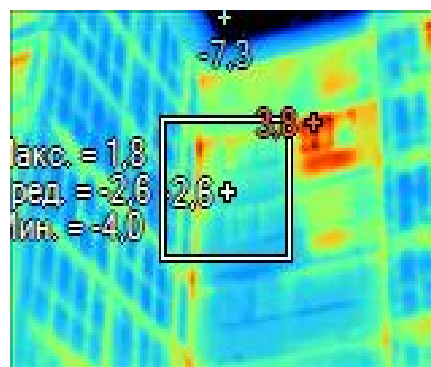
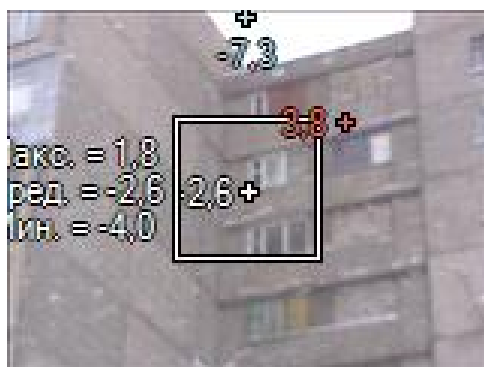


Рисунок 5 – Теплопотери через блокировку зданий, стыки панелей

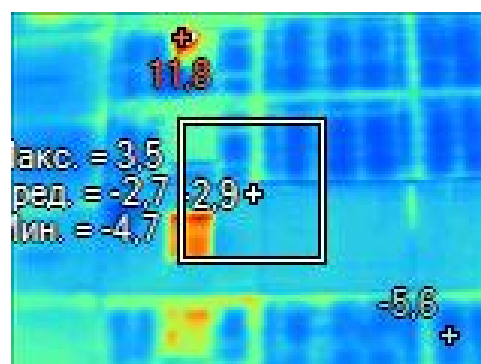
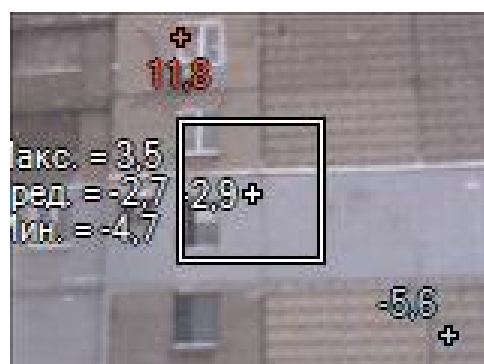


Рисунок 6 – Некачественно выполненная теплоизоляция стыка при выполнении фасадной системы, а также теплопотери через некачественные пластиковые окна

Выполненные панорамные снимки зданий показали, что установление балконных рам дает существенный эффект по экономии тепловой энергии, а вот заделка стыков произведена некачественно, причем пластиковое окно второго этажа не показывает теплопотерь в отличие от окон первого и третьего этажа, рисунок 7. Огромные теплопотери показывают выступающие панели зала, рисунок 8.

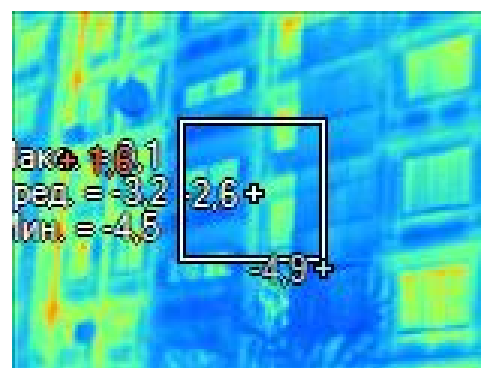
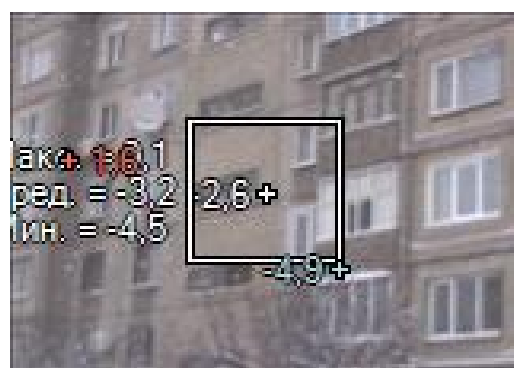


Рисунок 7 – Панорамный снимок девятиэтажных жилых домов

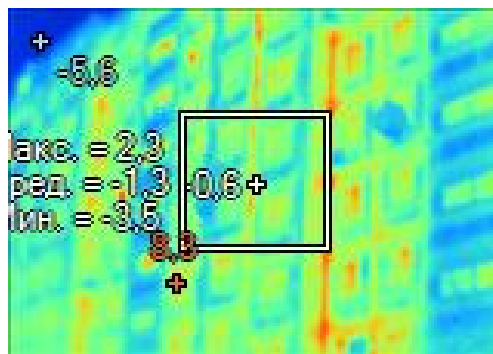
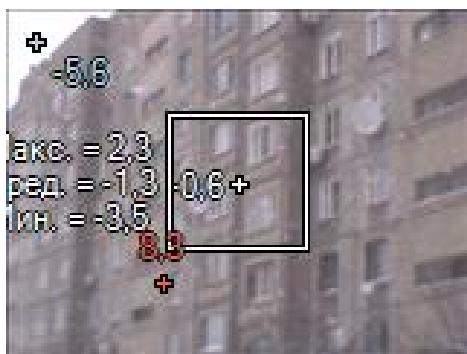


Рисунок 8 – Теплопотери через выступающие части стеновых панелей

Метод тепловизионного обследования позволяет не только вести панорамную съемку зданий с наружной стороны, но также выявлять дефекты системы отопления здания, некачественную заделку окон и дверей, рисунок 9, 10.

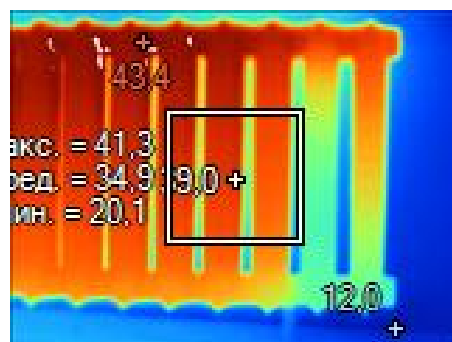
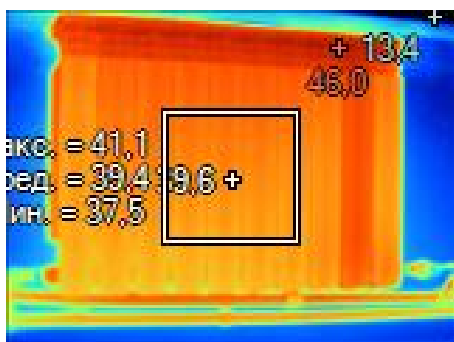


Рисунок 9 – Сравнение двух приборов системы отопления зданий:  
1 – алюминиевый радиатор; 2 – чугунный радиатор. Второй прибор  
показывает, что он засорен

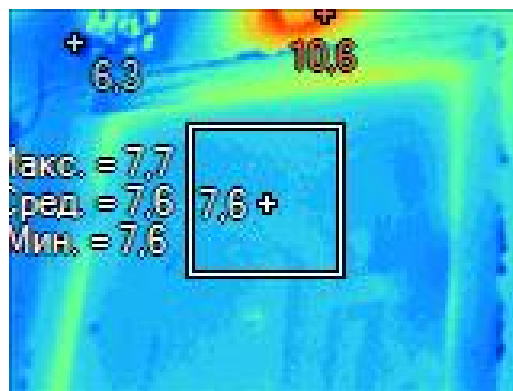


Рисунок 10 – Утечка тепла через входные двери из-за некачественной теплоизоляции

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

За рубежом, за два десятилетия интенсивного развития сформировалась система стандартов и методик по применению тепловидения в строительстве. В Украине, к сожалению, нет значительных успехов в области инфракрасной термографии строительства. Но, законы рыночной экономики, удорожание энергоносителей обусловили прямой интерес к их экономике. **Проведенные тепловизионные испытания и полученные по их результатам данные** дадут значительный экономический эффект, позволят сэкономить затраты средств и материалов на ремонт, так как выявят дефекты конструкций при строительстве и позволят экономить ресурсы. Мы думаем, что результаты этих исследований актуальны не только для Украины, но и для других государств, входивших ранее в Советский Союз, так как индустрия массового домостроения развивалась практически везде одинаково и повторяла одни и те же ошибки. В условиях рыночной экономики решение проблем энергосбережения в зданиях может решаться только путем выхода на совершенно новый уровень качества строительства.

### **Библиографический список**

1. Матросов Ю.А., Фаренюк Г.Г. Новые государственные нормы Украины «Тепловая изоляция зданий» // Научно-технический и производственный журнал. Жилищное строительство. 2007. №11.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Дрозд Г.Я.*

*к.т.н. Николаева Е.К., к.т.н. Бондарчук В.В.,  
Симонов С.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ТЕПЛОВИЗИОННЫЕ ОБСЛЕДОВАНИЯ СОСТОЯНИЯ ОГРАЖДАЮЩИХ КОНСТРУКЦИЙ ЗДАНИЙ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ИХ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ**

*Проведені тепловізійні дослідження огорожувальних конструкцій будівель. Визначені шляхи енергозбереження при експлуатації житлових будівель в умовах посилювання нормативних вимог до мікроклімату помешкань.*

**Ключові слова:** енергозбереження, інфрачервона зйомка, теплові втрати, тепловізійний контроль, тепловізор, мікроклімат.

*Проведены тепловизионные исследования ограждающих конструкций зданий. Определены пути энергосбережения при эксплуатации жилых зданий в условиях усиления нормативных требований к микроклимату помещений.*

**Ключевые слова:** энергосбережение, инфракрасная съёмка, тепловые потери, тепловизионный контроль, тепловизор, микроклимат.

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

Экономия потребления энергоресурсов является приоритетной задачей государственного регулирования, как в большинстве стран мира, так и в Украине. Значительная их доля используется в жилищно-коммунальном секторе. При этом энергопотребление в жилищно-коммунальном секторе Украины превышает соответствующие показатели европейских стран более чем в два раза. Так, на отопление зданий расходуется более 40% всех топливно-энергетических ресурсов страны, поэтому снижение потерь теплопотерь наружными ограждениями зданий и сооружений является одной из приоритетных задач.

Потери тепла через наружные стены, в зависимости от высоты и конструкции строения, составляют 20 – 60% от общего расходуемого тепла. На долю световых проемов (окна, двери) зданий, отвечающих ранее действующим СНиП II-3-79<sup>\*\*</sup>, приходится до 80% всех теплопотерь здания. Однослойные бетонные конструкции, которые изготавливались большинством предприятий стройиндустрии, не соответствуют современным энергетическим требованиям (требованиям энергосбережения). Эффективность потребления тепла зданиями зависит от многих

факторов. В первую очередь, к ним относятся объемно-планировочные и строительные решения, то есть виды остекления, уровень теплозащиты наружных ограждений и здания в целом. Другим немаловажным фактором является степень регулируемости систем отопления [1].

В настоящее время вышел целый комплекс нормативных документов по проектированию современных зданий и сооружений, направленных на экономию тепловой энергии, согласно которым должны проектироваться современные здания и сооружения. Современные нормы по тепловой защите зданий гармонизированы с аналогичными зарубежными нормами развитых стран. Эти нормы не только в несколько раз увеличили требуемые сопротивления теплопередачи современных ограждающих конструкций, закрепили правила проектирования ограждений, но и предусматривают введение новых показателей энергетической эффективности зданий – удельного расхода тепловой энергии на отопление за отопительный период с учетом инфильтрации, теплопоступлений и ориентации здания по сторонам света, устанавливают их классификацию по показателям энергетической эффективности [2].

Однако для решения проблемы нерационального расходования тепла явно недостаточно разработки и усовершенствования строительной нормативной базы, необходимо также проведение тщательных обследований зданий на предмет выполнения этих норм. Создание современных зданий и проведение реконструкции эксплуатируемого фонда с учетом нормативных требований к их энергопотреблению возможно только при высоком качестве проектирования и производства, использовании современных материалов и технологий, а также своевременной и обязательной диагностике реального состояния вновь возводимых, эксплуатируемых и реконструируемых объектов.

Одним из необходимых этапов работ на этом пути является проведение теплового контроля и определение фактических теплотехнических характеристик строительных конструкций в условиях их эксплуатации.

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

В настоящее время в постсоветском пространстве большинство зданий и сооружений имеют наружные ограждающие конструкции, не соответствующие современным нормативным требованиям по сопротивлению теплопередаче. Поэтому очень важным является проведение массового и оперативного обследования фактического теплотехнического состояния зданий или, другими словами, фактического распределения температурных полей на поверхности наружных ограждающих конструкций зданий и сооружений.

Температура поверхностей строительных конструкций зависит от теплофизических свойств их материалов, наличия теплопроводных включений, как конструктивно обусловленных, так и случайных, являющихся технологическими или конструктивными дефектами и др. Если пользоваться традиционными методами, то для определения теплофизического состояния ограждающих конструкций здания необходимо установить несколько сотен или тысяч термодатчиков. Естественно, большая трудоемкость и высокая стоимость такой работы затрудняет осуществление необходимого контроля теплофизических свойств во время приемки зданий в эксплуатацию и, особенно, перед капитальным ремонтом или реконструкцией.

Однако теперь на вооружении специалистов имеется эффективный метод контроля и определения пространственного распределения тепловых потоков (температур) по поверхности ограждающих конструкций зданий, основанный на применении прибора под названием «тепловизор». Он одновременно, на одном кадре, регистрирует более 65000 значений температур, усредненных на площади в несколько квадратных сантиметров [1].

Очень интересен опыт проведения тепловизионного обследования зданий в России. Так технологическим институтом «ВЕМО» г. Москва разработана и внедрена в практику система комплексного теплового (тепловизионного) обследования зданий и строительных сооружений в реальных условиях их эксплуатации (в летний и зимний периоды) с определением их количественных характеристик. Методика позволяет произвести тепловой контроль строительных конструкций в натурных условиях их эксплуатации (с определением приведенного сопротивления теплопередаче по стенам и окнам). Кроме того, в случае необходимости, возможно: определение точки росы и координаты плоскости промерзания в ограждающих конструкциях; определение остаточного теплового ресурса здания при аварийном отключении теплоснабжения; выдача рекомендаций по необходимым мероприятиям для устранения сверхнормативных теплопотерь на участках их обнаружения.

К преимуществам тепловизионных съемок также относятся:

- высокая температурная разрешающая способность приборов;
- дистанционность измерения при полном исключении механического контакта и нарушения поля температур измеряемого объекта;
- возможность обнаружения внутренних дефектов по измерениям возмущений поля температур на поверхности конструкции;
- высокая пространственная разрешающая способность приборов;



– возможность обзора одним и тем же прибором малых (размером до нескольких сантиметров) и очень больших (размером до сотен метров) объектов;

– большой диапазон температур, охватываемых одним и тем же прибором.

Тепловизионному контролю подвергаются наружные и, при необходимости, внутренние поверхности ограждающих конструкций зданий и сооружений.

Тепловизионное обследование, в том числе при проведении приемосдаточных мероприятий, позволяет решать широкий спектр задач по выявлению дефектов зданий и сооружений:

– конструктивных, технологических, эксплуатационных и строительных дефектов стеновых панелей;

– недостаточно утепленных строительных конструкций;

– дефектов кирпичной кладки;

– дефектов перекрытий и покрытий;

– нарушений швов и стыков между сборными конструкциями;

– утечек тепла через окна и остекленные участки зданий в результате плохого монтажа;

– утечек тепла через конструкции и стыки цокольных этажей и чердачных конструкций;

– утечек тепла через системы вентиляции;

– участков зданий с повышенным содержанием влаги;

– участков с плохой работой системы отопления и горячего водоснабжения.

Следовательно, метод тепловизионного контроля качества теплозащиты позволяет определять места и размеры участков, подлежащих ремонту для восстановления требуемых теплозащитных качеств.

#### **Постановка задачи.**

Главная цель испытаний заключается в обследовании различных конструктивных схем зданий массового строительства жилого фонда г. Алчевска на предмет определения потерь тепла наружными ограждениями, накопление опыта обследования, создание базы результатов испытаний и разработки рекомендаций по фактическому сбережению тепловой энергии.

**Диагностика** (обследование) зданий заключается в осмотре объектов в инфракрасном диапазоне спектра («тепловая картинка»), измерение температуры в любой их точке, наблюдение динамики тепловых

процессов, а также создание банка данных теплового состояния по каждому из наблюдаемых объектов.

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

В настоящее время энергетические обследования зданий с приборным замером фактических теплопотерь и составлением энергетических паспортов проводятся редко. По мнению специалистов, объекты ЖКХ требуют постоянного или выборочного контроля, диагностики технического состояния и определения теплотехнических характеристик. Перед разработкой проекта утепления фасадов эксплуатирующихся и восстанавливаемых зданий необходимо проводить обязательное комплексное тепловизионное обследование ограждающих конструкций с целью определения их реального сопротивления теплопередаче как в целом по зданию, так и его отдельных зон.

**Тепловизионная съемка** является одним из видов теплотехнического испытания здания. С помощью тепловизора (телекамеры, снимающей объект в инфракрасном спектре излучения) получают «тепловую» картинку, которая показывает распределение температуры на поверхности объекта. После компьютерной обработки данных оценивается общий температурный режим, определяются слабые места и выдаются рекомендации по устранению дефектов.

Тепловизор представляет собой портативную камеру для съемки в инфракрасных лучах, рисунок 1. Стандартное оборудование тепловизора включает в себя: 1 – портативную камеру для съемки в инфракрасных лучах с крышкой объектива; 2 – футляр для переноски камеры; 3 – протирочную ткань для ЖК-дисплея; 4 – адаптеры переменного тока (2); 5 – дополнительный источник переменного тока (только TiR2, TiR4, Ti45 и Ti55); 6 – соединительный шнур переменного тока; 7 – шейный ремень; 8 – видеокабель; 9 – источник переменного тока; 10 – зарядное устройство; 11 – компактную карту флэш-памяти с адаптером PCMCIA; 12 – две аккумуляторные батареи; 13 – компактное устройство считывания с карт флэш-памяти с USB адаптером; 14 – руководство по началу работы с устройством; 15 – компакт-диск с программным обеспечением SmartView™ (включает руководство пользователя SmartView); 16 – компакт-диск с документацией по FlexCam (руководства пользователя). Уникальное контрольное изображение и технология IR-Fusion® позволяют комбинировать видимые изображения – такие же, как при использовании обычного цифрового фотоаппарата – и инфракрасные изображения, чтобы создать единое изображение с гораздо большим количеством деталей. Это особенно удобно при съемке изображений с малым

контрастом, когда разность температур является минимальной и инфракрасное изображение является одноцветным.

Данная камера представляет собой компактную облегченную систему с большим пятидюймовым дисплеем, положение которого можно изменять для получения оптимального ракурса. Также можно вращать объектив, что облегчает захват изображения объекта съемки, расположенной на потолке, за высокими объектами, под низкими препятствиями или в других труднодоступных местах. Кроме того, можно располагать камеру для удобного анализа изображения на рабочем столе компьютера, а также устанавливать систему на стандартном штативе для непрерывного наблюдения за одним участком. Хотя данная камера является сложной системой формирования изображений со многими сложными функциями, ею легко управлять с помощью кнопок, опций меню, управляемых с помощью мыши, или используя обе данные возможности. Блок камеры для видимого излучения (VLCM) имеет дополнительный 1,3-мегапиксельный датчик видимого излучения, который помогает выявлять и анализировать тепловые аномалии и получать контрольные изображения видимого излучения для отчетов.

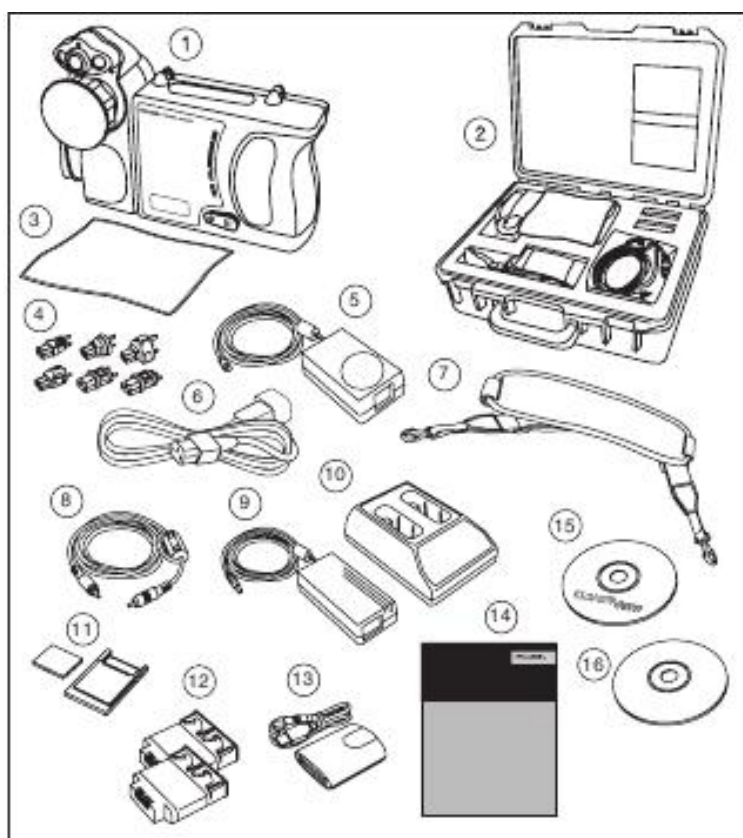


Рисунок 1 – Стандартное оборудование тепловизора

Возможности тепловизора огромные. С помощью тепловизора можно проводить мониторинг и контроль температуры на поверхностях любых ограждений в режиме реального времени. Тепловизор позволяет получить тепловой «портрет» ограждающей конструкции здания (на рисунках 2 – 4), проанализировать изображение на компьютере и принять экспертное заключение по способу теплоизоляции здания, а после выполнения работ по утеплению – вновь снять тепловой "портрет" ограждающей конструкции и проверить качество выполненных работ. После компьютерной обработки изображения и распечатки на цветном принтере тепловые «портреты» могут являться официальными документами состояния конструкции здания.



Рисунок 2 – Тепловизионный снимок жилого дома в режиме реального времени





Рисунок 3 – Тепловизионный снимок жилого дома в режиме «картинка в картинке»



Рисунок 4 – Накопление тепловизионных картинок зданий в тепловизоре

Выводы и направление дальнейших исследований. За рубежом, за два десятилетия интенсивного развития сформировалась система стандартов и методик по применению тепловидения в строительстве.

В Украине, к сожалению, нет значительных успехов в области инфракрасной термографии строительства. Но, законы рыночной экономики, удорожание энергоносителей обусловили прямой интерес к их экономии. Проведение энергетических обследований становится, таким образом, одним из необходимых этапов решения проблемы энергосбережения. Главная цель этих работ заключается в проведении проверки реального состояния всех элементов и конструкций здания. По всем фрагментам фасадов зданий проводится определение фактического сопротивления теплопередаче и сравнение его величины с минимально допустимым. В результате данного сравнения производятся выводы по каждой из конструкций на предмет соответствия ее комфортным условиям и условиям энергосбережения, а также разрабатываются рекомендации по улучшению этих условий.

#### **Библиографический список**

1. Будадин О.Н., Потапов А.И., Колганов В.И и др. *Тепловой неразрушающий контроль изделий*. – М.: Наука, 2002. – 476с.
2. ДБН В.2.6-31:2006. *Теплова ізоляція будівель*. – На заміну СНиП II-3-79. – Київ.: Міністерство будівництва, архітектури та житлово-комунального господарства України, 2006. – 70с.

*Рекомендовано к печати д.т.н., проф. Дрозд Г.Я.*

**ЭЛЕКТРОТЕХНИКА.  
РАДИОТЕХНИКА**





*д.т.н. Дзюба В.Л.,  
к.ф.-м.н. Калюжный Г.С., к.т.н. Корсунов К.А.  
(ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина),  
к.т.н. Сергиенко С.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ЧИСЛЕННЫЙ РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ВОЗДУШНОЙ ПЛАЗМЕННОЙ СТРУИ**

*Наведено результати чисельного розрахунку параметрів плазмового струменя, отримано аксіальні та радіальні розподіли температури та швидкості, які можуть бути використані при розв'язанні задачі підвищення ефективності плазмових технологій.*

**Ключові слова:** *плазмовий струмень, температура, швидкість, плазмотрон.*

*Приведены результаты численного расчета параметров плазменной струи, получены аксиальные и радиальные распределения температуры и скорости в струе, которые могут быть использованы при решении проблемы повышения эффективности плазменных технологий.*

**Ключевые слова:** *плазменная струя, температура, скорость, плазмотрон.*

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

Плазменные струи, применяемые в процессах обработки материалов, характеризуются высокими энергетическими и газодинамическими параметрами, при этом плазменная струя может оказывать на обрабатываемый материал не только тепловое, но и динамическое воздействие, обусловленное скоростным напором струи, а также химическое воздействие, зависящее от состава плазмообразующего газа. В конкретных технологических процессах определяющим может быть одно из этих воздействий, а в некоторых случаях два или все виды воздействия. Поэтому определение тепловых и газодинамических характеристик плазменных струй, их зависимость от геометрических и энергетических параметров плазмотрона с целью повышения эффективности плазменных технологий по-прежнему остается актуальной задачей.

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

Анализ известных работ [1-4 и др.] показывает, что в настоящее время большое внимание уделяется вопросам повышения эффективности плазменных технологий и их дальнейшему совершенствованию, что

требует проведения объемных теоретических и экспериментальных исследований. Теоретические расчеты параметров плазменных струй выполняются, как правило, с привлечением численных методов. Однако некоторые вопросы, такие, как влияние загрузки порошка на температуру и скорость плазменной струи, торможение плазменного потока на обрабатываемой поверхности и ряд других, исследованы не достаточно полно, что и обуславливает проведение дальнейших исследований.

В данной работе ставится задача численного расчета распределений температуры и скорости воздушной плазменной струи.

В линейных электродуговых плазмотронах, наиболее часто используемых в различных технологических процессах, плазменная струя имеет цилиндрическую симметрию (рисунок 1), а распределения температуры, аксиальной скорости газового потока и других параметров по радиусу и длине струи характеризуются крайней неравномерностью. Поскольку для отладки технологических процессов необходимо знать зависимость основных параметров генерируемой в плазмотроне плазменной струи от режима работы плазмотрона (силы тока дуги, рода и расхода газа, геометрии выходного электрода (сопла) и др.), то значительный интерес и актуальность приобретает разработка компьютерных моделей процесса генерации плазменной струи.

Разработка компьютерной модели процесса генерации воздушной плазменной струи включала в себя создание математической модели для численного расчета параметров струи и разработку пакета прикладных программ для реализации численных методов решения. В основе математической модели лежит система магнитогазодинамических (МГД) уравнений, описывающих течение электродуговой плазмы при следующих допущениях:

- рассматриваемая плазменная система обладает цилиндрической симметрией, а протекающие процессы являются стационарными;
- плазма находится в состоянии локального термодинамического равновесия, излучение плазмы – объемное, а плазма считается оптически тонкой;
- работой сил давления и вязкой диссипацией можно пренебречь, а основным механизмом переноса энергии считается теплопроводность (естественная конвекция в расчет не принимается);
- течение плазмы вязкое дозвуковое, внешние магнитные поля отсутствуют.

С учетом указанных допущений система уравнений, описывающих плазменную струю, имеет вид [1-3]:

$$\frac{\partial}{\partial z}(\rho u) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(\rho v r) = 0, \quad (1)$$

$$\rho u \frac{\partial u}{\partial z} + \rho v \frac{\partial u}{\partial r} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \mu \frac{\partial u}{\partial r} \right), \quad (2)$$

$$\rho C_p \left( v \frac{\partial T}{\partial r} + u \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \chi \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \chi \frac{\partial T}{\partial z} \right) - W. \quad (3)$$

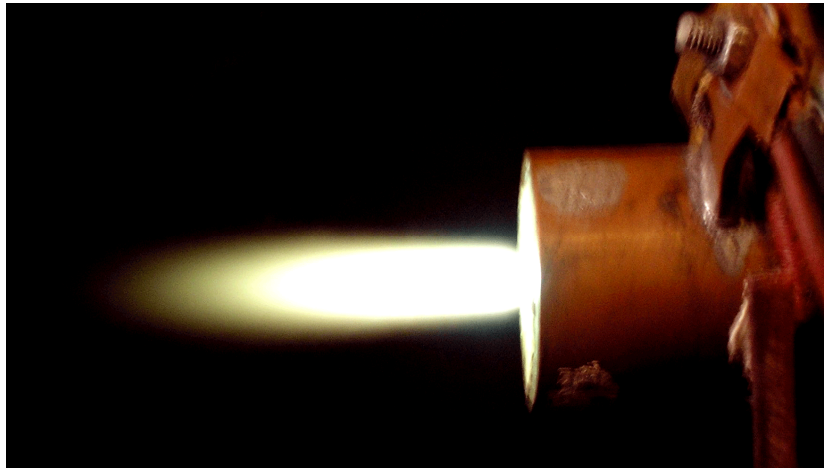


Рисунок 1 - Фотография воздушной плазменной струи, генерируемой плазмотроном:  $I = 220 \text{ A}$ ,  $G = 1,1 \text{ г/с}$ ,  $d = 5 \text{ мм}$

Система уравнений (1)-(3) дополняется граничными условиями. Начало отсчета координат совместим со срезом сопла на оси канала плазмотрона. Из условия сохранения полного расхода газа через плазмотрон имеет место равенство (при  $z=0$ ):

$$G = 2\pi \int_0^R \rho u r dr, \quad (4)$$

где  $R$  - радиус разрядного канала плазмотрона.

Для профиля аксиальной скорости в начальном сечении ( $z=0$ ) будем использовать формулу Шлихтинга [2,4,5]:

$$\frac{u}{u_m} = \left[ 1 - \left( \frac{r}{R} \right)^{1,5} \right]^2, \quad (5)$$

где  $u_m$  - значение скорости на оси струи.

Профиль температуры на срезе  $T = T(0, r)$  сопла можно получить как из аналитических зависимостей, приведенных, например, в [6], так и используя иные зависимости или экспериментальные данные.

На оси струи (при  $r=0$ ) граничные условия имеют вид

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0, \quad \frac{\partial u}{\partial r} = 0, \quad v = 0. \quad (6)$$

В качестве граничных условий внешней области плазменной струи принимаются условия «гладкого сопряжения» струи с окружающей средой, т.е. при  $r = R_c$  имеем

$$T = T_\infty, \quad u = 0. \quad (7)$$

Величина радиуса струи  $R_c$  выбирается такой, чтобы при  $r = R_c$  и любом значении  $z$

$$\frac{\partial T}{\partial r} = \delta_1 \quad \text{и} \quad \frac{\partial u}{\partial r} = \delta_2, \quad (8)$$

где  $\delta$  - некая малая величина.

Кроме того, при определении теплового и динамического радиусов струи нами были использованы интегральные соотношения [2]:

$$\int_0^{Rc1} \rho u C_p (T - T_\infty) r dr = const, \quad \int_0^{Rc2} \rho u^2 r dr = const. \quad (9)$$

Систему уравнений (1)-(9) необходимо дополнить зависимостями молекулярных коэффициентов переноса, теплофизических параметров и радиационных потерь плазмообразующего газа (воздуха) от температуры и давления:

$$\rho = \rho(T, p); \quad C_p = C_p(T, p); \quad \chi = \chi(T, P); \quad \mu = \mu(T, p); \quad W = W(T, p), \quad (10)$$

которые были взяты из [1].

Данная система уравнений решалась численно с учетом рекомендаций, приведенных в [8,9]. В данной работе принимались следующие исходные данные: диаметр канала плазмотрона -  $5 \cdot 10^{-3}$  м; расход газа -  $10^{-3}$  кг/с; сила тока - 250 А.

Профиль температуры плазмы на срезе сопла  $T = T(0, r)$  задавался в виде [4]:

$$\frac{T - T_{\infty}}{T_m - T_{\infty}} = \left( \frac{u}{u_m} \right)^{Pr_T}, \quad (11)$$

где  $T_{\infty}$  - температура окружающей среды (в расчетах  $T_{\infty}$  принималась равной 300 K),  $Pr_T$  - турбулентное число Прандтля, которое для осесимметричных струй равно  $Pr_T = 0,8$ . Для нахождения значения  $T_m$  на оси струи на срезе сопла в зависимости от силы тока, расхода газа и диаметра канала (сопла) применялась обобщенная зависимость [7]:

$$T_m = 0,363d^{-0,706} \left( \frac{G}{d} \right)^{0,794} \left( \frac{I^2}{Gd} \right)^{0,256} + 5600, \quad (12)$$

которая справедлива в диапазоне параметров  $d = 3,5-25,4$  мм;  $L/d = 4-10$ ;  $G = 0,375 - 21$  г/с;  $N = 3-400$  кВт с погрешностью до 6%.

На рисунке 2 приведены рассчитанные распределения осевых значений температуры и скорости плазмы по длине воздушной струи, а на рисунке 3 – радиальные профили температуры и скорости плазмы на различных расстояниях от среза сопла плазмотрона.

Если условно считать эффективной длиной плазменной струи расстояние, на котором температура струи уменьшается до 1000 K, то в этом случае расчет эффективной длины струи дает величину порядка 7,5 см.

В инженерной практике плазменную струю часто характеризуют среднемассовой температурой и скоростью истечения плазмы на срезе сопла плазмотрона. Среднемассовая скорость вычислялась по формуле [5]:

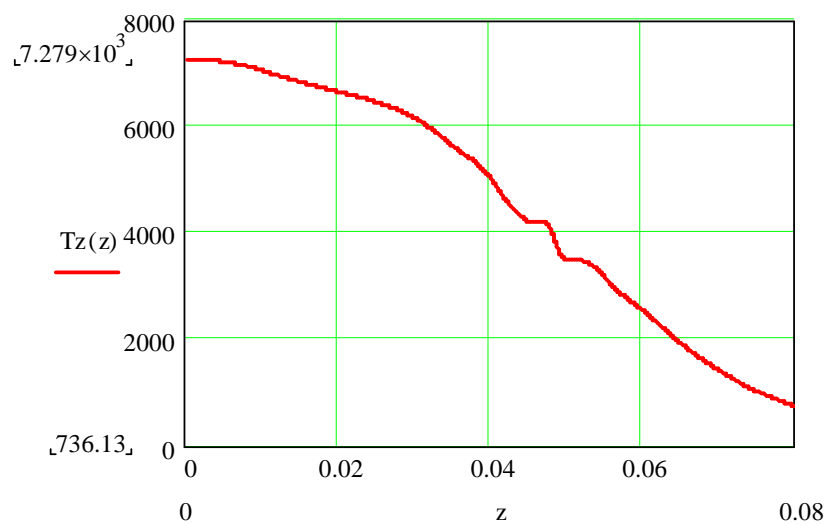
$$u_{sm} = \frac{\int_0^R \rho u r dr}{\int_0^R \rho r dr}, \quad (13)$$

и для полученных расчетных данных составила  $u_{sm} = 151,06$  м/с.

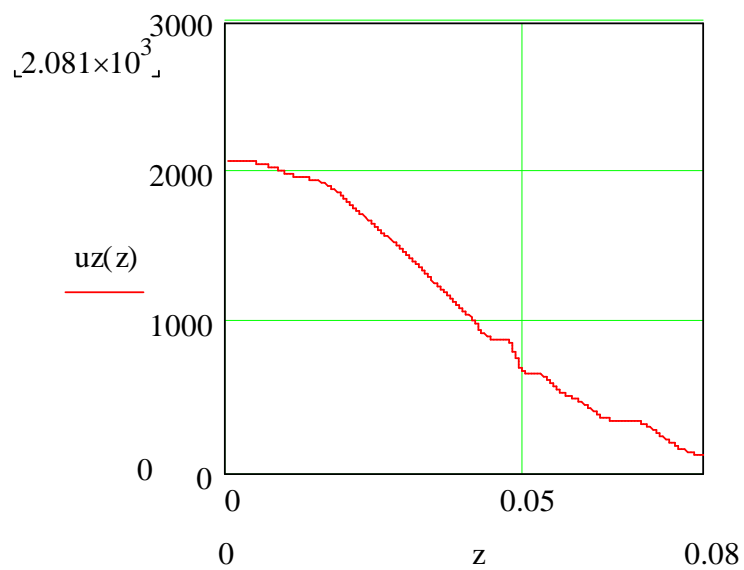
Среднемассовое значение температуры на срезе сопла определялось следующим образом [6]:

$$T_{sm} = \frac{2\pi}{G} \int_0^R \rho u T r dr, \quad (14)$$

и составило  $T_{sm} = 2933$  K.

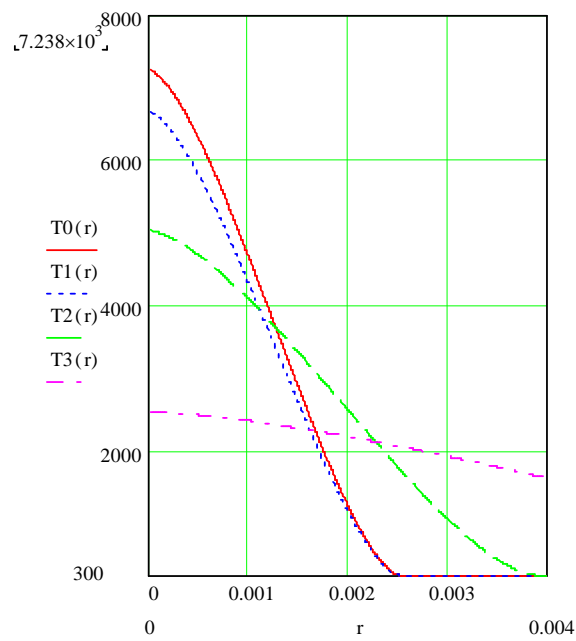


**а**

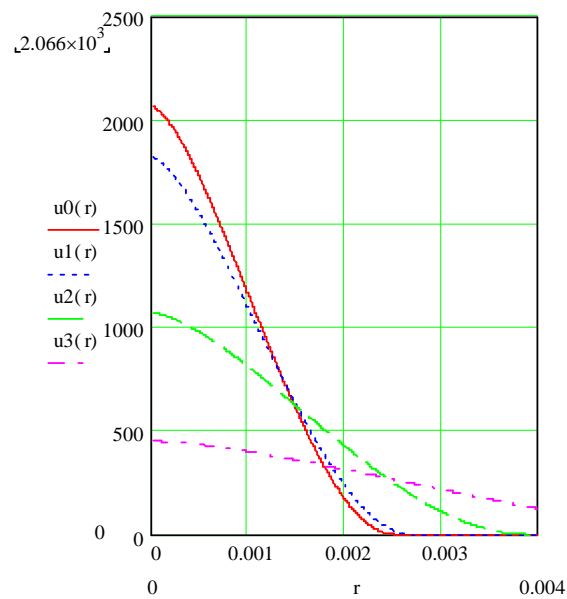


**б**

Рисунок 2 - Распределения осевых значений температуры (а) и аксиальной скорости (б) плазмы по длине воздушной струи



**а**



**б**

Рисунок 3 - Радиальные профили температуры (а) и скорости (б) плазмы в различных сечениях струи ( $z = 0; 0,02; 0,04; 0,06$  м)

**Выводы и направление дальнейших исследований.** Полученные распределения температуры и скорости в плазменной струе могут быть использованы в процессе отладки плазменных технологий. В дальнейшем необходимо провести исследования по влиянию на скорость и температуру плазменной струи загрузки порошком и торможения плазменного потока на обрабатываемой поверхности.

**Принятые обозначения:**  $T$  – температура (К);  $u$  – осевая составляющая скорости (м/с);  $v$  – радиальная составляющая скорости (м/с);  $L$ ,  $d$ ,  $R$  – длина, диаметр и радиус разрядного канала плазмотрона (м);  $G$  – расход газа (кг/с).

### **Библиографический список**

1. Теория столба электрической дуги / В.С. Энгельшт, В.Ц. Гурович, Г.А. Десятков и др. – Новосибирск: Наука, 1990. – 376 с. – (Низкотемпературная плазма. Т. 17).
2. Донской А.В. Электронплазменные процессы и установки в машиностроении / А.В. Донской, В.С. Клубникин. – Л.: Машиностроение, 1979. – 221 с.
3. Компьютерное моделирование процесса плазменного напыления / И.В. Кривицун, Ю.С. Борисов, А.Ф. Мужиченко и др. // Автоматическая сварка. – 2000. - № 12. – С. 42-51.
4. Петров С.В. Плазменное газозооушное напыление / С.В. Петров, И.Н. Карп. – К.: Наук. думка, 1993. – 495 с.
5. Беянин Н.М. Турбулентная модель дуги постоянного тока / Н.М. Беянин // Моделирование и методы расчета физико-химических процессов в низкотемпературной плазме. – М.: Наука, 1974. – С.107-120.
6. Даутов Г.Ю. Плазмотроны со стабилизированными электрическими дугами / Г.Ю. Даутов, В.Л. Дзюба, И.Н. Карп. – К.: Наук. думка, 1984. – 168 с.
7. Сергеев В.Л. Обобщение температурных характеристик плазменной струи линейного плазмотрона / В.Л. Сергеев, Е.В. Гаркавый // Инженерно-физический журнал. – 1988. – Т.55, № 3. – С. 383-389.
8. Математическое моделирование электрической дуги / В.С.Энгельшт, Д.С. Асанов, В.Ц. Гурович и др. – Фрунзе: Илим, 1983. – 363 с.
9. Дресвин С.В. Основы математического моделирования плазмотронов: в 3-х частях / С.В. Дресвин, Д.В. Иванов. – СПб, Изд-во Политех. ун-та, 2004.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблоским Н.Н.*



*Стройников В.Г., д.т.н. Заблодский Н.Н.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ ТРАНСФОРМАТОРНОГО ТИПА С МАССИВНЫМИ СЕРДЕЧНИКАМИ**

*Наведені результати експериментальних досліджень електромагнітних параметрів перетворювачів енергії змінного струму на прикладі трансформаторів струму з масивним осердям, в залежності від температури його нагріву і величини первинного струму.*

**Ключові слова:** *перетворювач електричної енергії, трансформатор струму, масивне осердя, температура нагріву.*

*Приведены результаты экспериментальных исследований электромагнитных параметров преобразователей энергии переменного тока на примере трансформаторов тока с массивным сердечником, в зависимости от температуры его нагрева и величины первичного тока.*

**Ключевые слова:** *преобразователь электрической энергии, трансформатор тока, массивный сердечник, температура нагрева .*

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Создание современных аппаратных средств для тепловой защиты электрооборудования, в частности, для электродвигателей переменного тока, работа которых основана на контроле величины потребляемого тока, наталкивается на проблему преобразования и достоверной передачи тепловой энергии тока к исполнительному органу тепловой защиты. В широко известных электротепловых реле используются биметаллические пластины, которые, аккумулируя тепловые воздействия тока, преобразуют их, посредством кинематической схемы, в механические воздействия на исполнительный орган реле (электрические контакты). Не вдаваясь в детализацию, подобный способ передачи тепловой энергии тока через целый ряд промежуточных звеньев существенно усложняет конструкцию электротепловых реле, снижает их надежность, а в ряде случаев и эффективность работы.

Поэтому исследование принципиально новых подходов в создании преобразователей тепловой энергии переменного тока (ПТЭПТ) на основе трансформаторов тока с массивными сердечниками для разра-

ботки более надежных и эффективных средств тепловой защиты электрооборудования (электродвигателей), является вопросом актуальным.

**Анализ исследований и публикаций.** Анализ отечественных и зарубежных разработок и публикаций показывает, что данному направлению не уделяется достаточного внимания. В работах [1-3] приведены варианты устройств практического применения трансформаторов тока (датчиков тока) с массивными сердечниками. Они используются: в качестве термочувствительных элементов - преобразователей тепловой энергии переменного тока в выходной электрический сигнал, пропорциональный тепловому состоянию сердечника; в создании устройств учета расходования ресурса изоляции электродвигателей; термоэлектрических преобразователей или тепловых аналогов для тепловой защиты электродвигателей переменного тока. Однако в этих работах не приводятся электромагнитные параметры таких преобразователей, что в ряде случаев не позволяет дать объективную оценку их возможностей.

**Постановка задачи.** Произвести интегрированную оценку изменения электромагнитных параметров ПТЭПТ на основе экспериментальных данных на примере трансформаторов тока с массивными сердечниками нескольких типоразмеров в зависимости от температуры их нагрева и величины первичного тока.

**Изложение материала и его результаты.** Выбор трансформатора тока с массивным сердечником в качестве преобразователя тепловой энергии переменного тока (ПТЭПТ) не является случайным и это объясняется рядом его особенностей. Приведем некоторые из них.

Для традиционных трансформаторов тока с шихтованным сердечником, изготовленным, как правило, из тонколистовой высококачественной электротехнической стали, основным условием нормальной работы является минимум потерь в сердечнике. Это делается с целью передачи из первичной цепи во вторичную цепь электромагнитной энергии, прямо пропорциональной величине потребляемого тока электрооборудованием, т.е. должно выполняться условие:  $I_1 W_1 \approx I_2 W_2$ . Другими словами, вторичная обмотка трансформатора тока, имеющая незначительное число витков и включенная на вторичную номинальную нагрузку ( $Z_{2H} = 0,2 \div 2,0$  Ом), практически полностью размагничивает сердечник. Условия работы трансформатора тока близки к режиму короткого замыкания вторичной обмотки. Величина магнитной индукции в сердечнике в нормальном режиме работы очень мала (при токах нагрузки  $I_1 = (1,0 \div 1,2) I_H$  величина магнитной индукции  $B_m \approx (0,06 \div 0,08) Tл$ ) и поэтому величина напряжения  $U_2$  во вторичной обмотке также очень мала. Обрыв нагрузки во вторичной цепи (режим холостого хода) или подключение вторичной нагрузки с большим сопротивлением для

такого трансформатора считается аварийным режимом, так как весь первичный ток тогда идет на намагничивание сердечника, величина магнитной индукции при этом существенно возрастает, достигая индукций насыщения материала сердечника, и на зажимах вторичной обмотки появляется высокое импульсное напряжение.

Для трансформаторов тока с массивным сердечником, например, из конструкционной стали потери энергии в сердечнике заведомо значительные. Вторичная обмотка многовитковая и служит для питания измерительной цепи с большим сопротивлением, что определяет незначительное потребление тока ( $I_2$  может составлять, в зависимости от применяемой схемы, примерно  $(10 \div 130)$  мА). Поэтому намагничивающий ток  $I_0$  примерно равен первичному току  $I_1$ , т.е. выполняется условие:  $I_1 W_1 \approx I_0 W_1$ . Таким образом, указанный трансформатор тока практически работает в режиме холостого хода, величина вторичного напряжения  $U_2$  значительная и близка к значению э.д.с. во вторичной обмотке. При этом массивный сердечник может рассматриваться как дополнительная короткозамкнутая вторичная обмотка, оказывающая размагничивающее действие на сердечник, но с изменяющимися во времени электромагнитными параметрами при нагреве за счет потерь в стали. В свою очередь, потери в стали зависят как от свойств стали, так и от величины первичного тока или тока потребляемого электрооборудованием. Другими словами, массивный сердечник такого трансформатора тока, при неизменном по величине первичном токе, может рассматриваться как преобразователь тепловой энергии переменного тока (ПТЭПТ) в электрический сигнал, поступающий электромагнитным путем во вторичную (измерительную) обмотку и изменяющийся в зависимости от температуры нагрева сердечника во времени.

Важной особенностью традиционных трансформаторов тока в том числе и с массивным сердечником, которая играет существенную роль в рассматриваемом случае, является то, что величина первичного тока не зависит от имеющихся потерь в сердечнике и от режима работы его вторичной цепи: будет ли она замкнута накоротко, разомкнута или к зажимам вторичной обмотки будет подключено большое сопротивление, величина первичного тока трансформатора не меняется и будет определяться величиной тока нагрузки в первичной цепи.

Исследования электромагнитных параметров образцов трансформаторов тока с массивным сердечником производились с использованием источника переменного тока частотой 50 Гц с помощью комплексного прямоугольно - координатного потенциометра переменного тока типа Р 56. Потенциометрический метод позволяет производить измерения э.д.с. во вторичной обмотке исследуемого образца и намагничи-

вающего тока по величине и направлению в координатной плоскости  $X$  и  $Y$  по их составляющим [4]. Для сравнения опыты были проведены на двух образцах трансформаторов тока с массивными сердечниками из конструкционной стали типа Ст.3. Схематическое устройство экспериментальных образцов трансформаторов тока приведено на рисунке 1. Параметры образцов приведены в таблице 1.

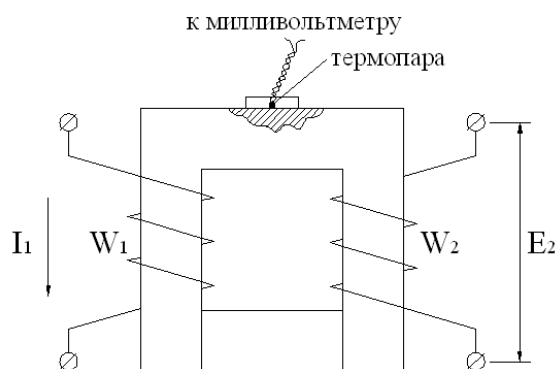


Рисунок 1 – Схематическое устройство экспериментальных образцов трансформаторов тока с массивным сердечником

Таблица 1 – Параметры образцов трансформаторов тока с массивным сердечником

Параметры	Образец №1	Образец №2
Число витков первичной обмотки	$W_1 = 50$	$W_1 = 40$
Число витков вторичной обмотки	$W_2 = 500$	$W_2 = 400$
Длина средней силовой магнитной линии, м	$l = 0.114$	$l = 0.094$
Сечение магнитопровода, $\text{м}^2$	$S = 1 \cdot 10^{-4}$	$S = 0,28 \cdot 10^{-4}$

Из-за ограниченного объема статьи рассмотрим лишь пример результатов измерений в координатной плоскости  $X$  и  $Y$  проекций векторов э.д.с.  $E_2$  во вторичной (измерительной) обмотке и намагничивающего тока  $I_0$  для образца №1 (приведены в таблице 2), и примеры расчета электромагнитных параметров для образцов №1 и №2 для некоторых значений первичного тока (приведены в таблице 3, таблице 4, таблице 5, таблице 6).

Таблица 2 – Результаты измерений проекций векторов э.д.с.  $\dot{E}_2$  во вторичной (измерительной) обмотке и намагничивающего тока  $\dot{I}_0$  при токе  $I_1 = 3\text{A} = \text{const}$  в первичной катушке ПТЭПТ (образец №1)

№ п/п	Параметр	Един. Измер.	Температура нагрева сердечника, °С			
			18	50	100	150
1	$E_{2x}$	В	-5.42	-5.98	-6.44	-7.24
2	$E_{2y}$	В	-0,26	-0,30	-0,36	-0,60
3	$I_{0x}$	А	+2,63	+2,61	+2,595	+2,585
4	$I_{0y}$	А	-1,44	-1,46	-1,48	-1,49

**Примечание:** 1) По программе испытаний исследования проводились для каждого образца при следующих значениях первичного тока:

$$I_1 = 3\text{A} = \text{const}; I_1 = 4\text{A} = \text{const}; I_1 = 5\text{A} = \text{const}; I_1 = 7\text{A} = \text{const}; I_1 = 10\text{A} = \text{const}.$$

2) Контроль температуры нагрева сердечника производился с помощью термопары типа «медь - константан».

Расчет электромагнитных параметров ПТЭПТ производился в системе измерений единиц СИ по формулам, которые приводятся ниже без комментариев:

$$E_2 = \sqrt{E_{2x}^2 + E_{2y}^2}; \quad I_0 = \sqrt{I_{0x}^2 + I_{0y}^2}; \quad B_m = \frac{E_2}{4,44 \cdot f \cdot W_2 \cdot S}; \quad H_1 = \frac{I_\mu \cdot W_1}{l} \cdot \sqrt{2};$$

$$H_2 = \frac{I_a \cdot W_1}{l} \cdot \sqrt{2}; \quad H_m = \sqrt{H_1^2 + H_2^2}; \quad \mu_y = \frac{B_m}{H_m^2} \cdot H_1; \quad \mu_B = \frac{B_m}{H_m^2} \cdot H_2;$$

$$I_\mu = I_0 \sin \varphi; \quad I_a = I_0 \cos \varphi;$$

$$\mu = \frac{B_m}{H_m}; \quad \rho_R = \frac{\mu_y}{\mu_y^2 + \mu_B^2}; \quad \rho_X = \frac{\mu_B}{\mu_y^2 + \mu_B^2}; \quad \rho_z = \sqrt{\rho_R^2 + \rho_X^2}.$$

Определялись также комплексные выражения для вектора э.д.с.  $\dot{E}_2$  и вектора полного тока намагничивания  $\dot{I}_0$  в алгебраической и показательной форме, что позволяло определять угол сдвига фаз  $\varphi$  между векторами -  $\dot{E}_2$  и  $\dot{I}_0$  на комплексной плоскости:

$$-\dot{E}_2 = E_{2x} - jE_{2y}; \quad -\dot{E}_2 = E_2 \cdot e^{j \arctg(-E_{2y}/-E_{2x})}; \quad \dot{I}_0 = I_{0x} + jI_{0y};$$

$$\dot{I}_0 = I_0 \cdot e^{j \arctg(I_{0y}/I_{0x})}; \quad \varphi = \arctg(-E_{2y}/-E_{2x}) - \arctg(-I_{0y}/I_{0x}).$$

Таблица 3 – Расчетные данные электромагнитных параметров ПТЭПТ при токе  $I_1 = 3\text{А} = \text{const}$  в первичной катушке (образец №1)

№ п/п	Параметр	Един. измер.	Температура нагрева сердечника, °С			
			18	50	100	150
1	$E_{2x}$	В	-5.42	-5.98	-6.44	-7.24
2	$E_{2y}$	В	-0,26	-0,30	-0,36	-0,60
3	$E_2$	В	5,4262	5,9875	6,4501	7,2648
4	$\Delta E_2$	В	0,0	0,5613	1,0239	1,8386
5	$I_{0x}$	А	+2,63	+2,61	+2,595	+2,585
6	$I_{0y}$	А	-1,44	-1,46	-1,48	-1,49
7	$I_0$	А	2,9984	2,9906	2,9874	2,9837
8	$I_\mu$	А	1,5636	1,5886	1,6228	1,6986
9	$I_a$	А	2,5585	2,5339	2,5082	2,4529
10	$B_m$	Тл	0,4889	0,5394	0,5811	0,6545
11	$H_1$	А/м	969,71	985,22	1006,39	1053,44
12	$H_2$	А/м	1586,74	1571,48	1555,54	1521,23
13	$H_m$	А/м	1859,6	1854,8	1852,7	1850,4
14	$\mu_y \times 10^{-4}$	Гн/м	1,3713	1,5436	1,7034	2,0122
15	$\mu_B \times 10^{-4}$	Гн/м	2,2438	2,4621	2,6330	2,9037
16	$\mu \times 10^{-4}$	Гн/м	2,6296	2,9061	3,1361	3,5344
17	$\rho_R \times 10^2$	м/ Ом·с	19,8314	18,2787	17,3207	16,2117
18	$\rho_X \times 10^2$	м/ Ом·с	32,4492	29,1552	26,7731	23,4104
19	$\rho_Z \times 10^2$	м/ Ом·с	38,0291	34,4120	31,8888	28,2933

Таблица 4 – Расчетные данные электромагнитных параметров ПТЭПТ при токе  $I_1 = 10\text{A} = \text{const}$  в первичной катушке (образец №1)

№ п/п	Параметр	Един. измер.	Температура нагрева сердечника, °С			
			18	50	100	150
1	$E_{2x}$	В	-12,0	-12,61	-13,9	-14,32
2	$E_{2y}$	В	-0,78	-0,84	-1,202	-1,282
3	$E_2$	В	12,035	12,633	13,952	14,377
4	$\Delta E_2$	В	0,0	0,608	1,927	2,352
5	$I_{0x}$	А	+8,336	+8,32	+8,29	+8,25
6	$I_{0y}$	А	-5,52	-5,54	-5,57	-5,61
7	$I_0$	А	9,9979	9,9957	9,9874	9,9767
8	$I_\mu$	А	6,0467	6,0804	6,2631	6,3232
9	$I_a$	А	7,9613	7,9346	7,7792	7,7160
10	$B_m$	Тл	1,0833	1,1381	1,2569	1,2952
11	$H_1$	А/м	3750,0	3770,9	3884,2	3921,5
12	$H_2$	А/м	4937,4	4920,8	4824,5	4785,3
13	$H_m$	А/м	6200,1	6199,5	6193,8	6186,8
14	$\mu_y \times 10^{-4}$	Гн/м	1,0568	1,1166	1,2726	1,3269
15	$\mu_B \times 10^{-4}$	Гн/м	1,3914	1,4571	1,5807	1,6192
16	$\mu \times 10^{-4}$	Гн/м	1,7472	1,8358	2,0293	2,0935
17	$\rho_R \times 10^2$	м/ Ом·с	34,6185	33,1316	30,9026	30,2759
18	$\rho_X \times 10^2$	м/ Ом·с	45,5793	43,2348	38,3842	36,9453
19	$\rho_Z \times 10^2$	м/ Ом·с	57,234	54,472	49,278	47,767

Таблица 5 – Расчетные данные электромагнитных параметров ПТЭПТ при токе  $I_1 = 3\text{A} = \text{const}$  в первичной катушке (образец №2)

№ п/п	Параметр	Един. измер.	Температура нагрева сердечника, °С			
			18	50	100	150
1	$E_{2x}$	В	-2,245	-2,4075	-2,5600	-2,6375
2	$E_{2y}$	В	-0,565	-0,7165	-0,870	-1,075
3	$E_2$	В	2,315	2,5119	2,7038	2,8482
4	$\Delta E_2$	В	0,0	0,1969	0,3888	0,5332
5	$I_{0x}$	А	+2,5925	+2,582	+2,574	+2,5565
6	$I_{0y}$	А	-1,5050	-1,5150	-1,5210	-1,5260
7	$I_0$	А	2,9977	2,9936	2,9898	2,9773

Продолжение табл. 5.

8	$I_\mu$	А	2,0918	2,1883	2,2684	2,3777
9	$I_a$	А	2,1473	2,0428	1,9476	1,7917
10	$B_m$	Тл	0,2086	0,2253	0,2436	0,2566
11	$H_1$	А/м	1297,3	1357,1	1406,8	1474,6
12	$H_2$	А/м	1331,7	1266,9	1207,9	1111,2
13	$H_m$	А/м	1859,1	1856,5	1854,2	1846,4
14	$\mu_y \times 10^{-4}$	Гн/м	0,7829	0,8910	0,9967	1,1099
15	$\mu_B \times 10^{-4}$	Гн/м	0,8037	0,8318	0,8558	0,8363
16	$\mu \times 10^{-4}$	Гн/м	1,1220	1,2190	1,3138	1,3897
17	$\rho_R \times 10^2$	м/ Ом·с	62,197	59,963	57,747	57,469
18	$\rho_X \times 10^2$	м/ Ом·с	63,841	55,978	49,581	43,307

Таблица 6 – Расчетные данные электромагнитных параметров ПТЭПТ при токе  $I_1 = 10\text{А} = \text{const}$  в первичной катушке (образец №2)

№ п/п	Параметр	Един. измер.	Температура нагрева сердечника, °С			
			18	50	100	150
1	$E_{2x}$	В	-4,4075	-4,603	-4,640	-4,675
2	$E_{2y}$	В	-1,288	-1,805	-2,065	-2,305
3	$E_2$	В	4,5918	4,9443	5,0788	5,2124
4	$\Delta E_2$	В	0,0	0,3525	0,4870	0,6206
5	$I_{0x}$	А	+8,33	+8,29	+8,23	+8,19
6	$I_{0y}$	А	-5,49	-5,50	-5,52	-5,54
7	$I_0$	А	9,9764	9,9486	9,9097	9,8878
8	$I_\mu$	А	7,605	8,1479	8,3896	8,5895
9	$I_a$	А	6,4567	5,7085	5,2730	4,2535
10	$B_m$	Тл	0,4137	0,4454	0,4576	0,4696
11	$H_1$	А/м	4716,4	5053,1	5203,0	5327,0
12	$H_2$	А/м	4004,3	3540,3	3270,2	2637,9
13	$H_m$	А/м	6187,0	6169,9	6145,3	5944,3
14	$\mu_y \times 10^{-4}$	Гн/м	0,5097	0,5912	0,6305	0,7080
15	$\mu_B \times 10^{-4}$	Гн/м	0,4328	0,4142	0,3963	0,3506
16	$\mu \times 10^{-4}$	Гн/м	0,6687	0,7219	0,7446	0,7900
17	$\rho_R \times 10^2$	м/ Ом·с	113,99	113,44	113,72	113,44
18	$\rho_X \times 10^2$	м/ Ом·с	96,789	79,480	71,479	56,177



19	$\rho_z \times 10^2$	м/ Ом·с	149,54	138,52	134,30	126,58
----	----------------------	---------	--------	--------	--------	--------

Для иллюстрации происходящих изменений электромагнитных параметров экспериментальных образцов трансформаторов тока с массивными сердечниками при их нагреве приведем векторные диаграммы, показанные на рисунке 2 и на рисунке 3, для максимального первичного тока  $I_1 = 10\text{A} = \text{const}$  при температурах нагрева  $18^\circ\text{C}$  и  $150^\circ\text{C}$ .

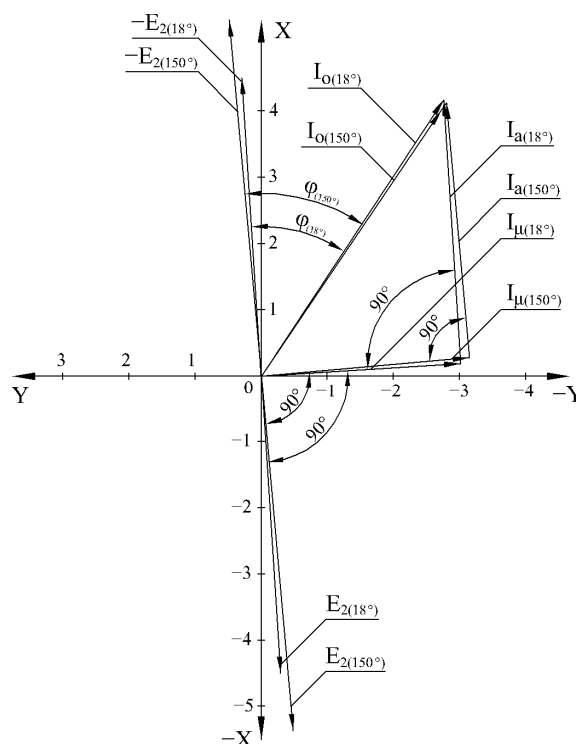


Рисунок 2 – Векторная диаграмма токов и э.д.с. для образца №1  
( $m_E = 2,66 \text{ В/см}$  ;  $m_I = 2 \text{ А/см}$ )

Из массива полученных данных установлено, что величина намагничивающего тока  $I_0$  трансформаторов тока с массивными сердечниками остается примерно равной величине первичного тока  $I_1$  и практически не зависит от температуры их нагрева. Однако при нагревании массивных сердечников происходит перераспределение составляющих намагничивающего тока  $I_0$  : активная составляющая  $I_a$  намагничивающего тока  $I_0$ , которая идет на компенсацию потерь в сердечнике, уменьшается, а реактивная составляющая  $I_\mu$ , которая идет на создание

магнитного потока увеличивается, что вызывает увеличение магнитной индукции  $B_m$  и, как следствие, э.д.с.  $E_2$ .

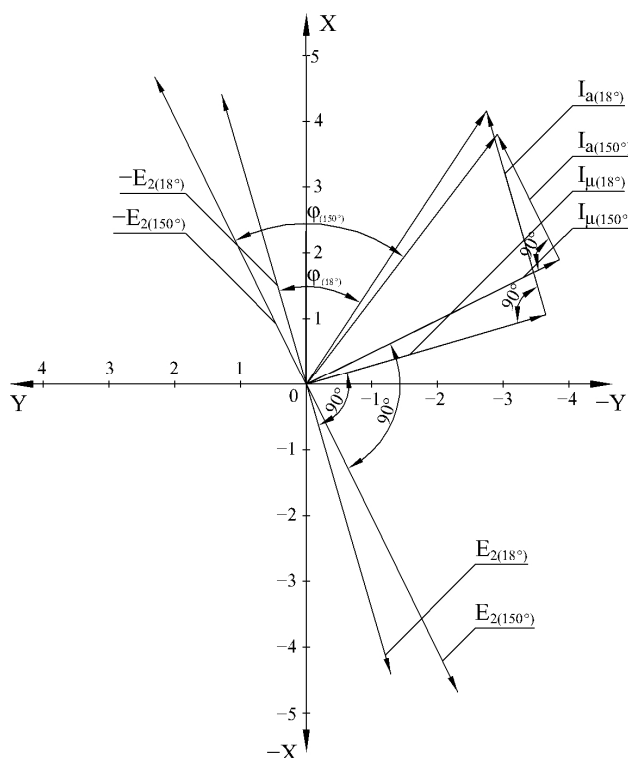


Рисунок 3 – Векторные диаграмма токов и э.д.с. для образца №2  
( $m_E = 1 \text{ В/см}$  ;  $m_I = 2 \text{ А/см}$ )

Уменьшение активной составляющей  $I_a$  намагничивающего тока  $I_0$  объясняется увеличением электрического сопротивления материала массивного сердечника при его нагреве, а увеличение реактивной составляющей  $I_\mu$  обусловлено уменьшением магнитного сопротивления массивного сердечника, поскольку эти два параметра взаимосвязаны между собой обратной зависимостью. При этом выполняется условие:  $I_1 W_1 \approx I_0 W_1$ , и это подтверждает, что указанные трансформаторы тока фактически работают в режиме холостого хода. Кроме того, установлено, что угол сдвига фаз  $\phi$  между векторами  $-\dot{E}_2$  и  $\dot{I}_0$  на комплексной плоскости при нагревании сердечников увеличивается.

Для практического использования происходящих изменений электромагнитных параметров трансформаторов тока с массивными сердечниками при их нагреве наибольший интерес представляют приращения э.д.с.  $\Delta E_2$  на вторичной (измерительной) обмотке и изменения угла сдвига фаз  $\phi$  между векторами  $-\dot{E}_2$  и  $\dot{I}_0$  на комплексной плоскости при неизменном по величине первичном токе  $I_1$ .

Приведем значения этих параметров для рассмотренных образцов в таблице 7 и таблице 8.

Таблица 7 – Температурные зависимости  $\Delta E_2$  и  $\varphi$

Испытуемый образец	Контролируемый параметр	Температура нагрева сердечника, $^{\circ}\text{C}$				Изменения от исходного значения, %
		18	50	100	150	
<b>Образец №1</b> $I_1 = 3\text{A} = \text{const}$	$\Delta E_2, \text{В}$	0,0	0,5613	1,0239	1,8386	33,88
	$\varphi, \text{град}$	$31^{\circ} 26^I$	$32^{\circ} 05^I$	$32^{\circ} 54^I$	$34^{\circ} 41^I$	10,07
<b>Образец №1</b> $I_1 = 10\text{A} = \text{const}$	$\Delta E_2, \text{В}$	0,0	0,608	1,927	2,352	19,54
	$\varphi, \text{град}$	$37^{\circ} 14^I$	$37^{\circ} 28^I$	$38^{\circ} 50^I$	$39^{\circ} 19^I$	5,51

Таблица 8 – Температурные зависимости  $\Delta E_2$  и  $\varphi$

Испытуемый образец	Контролируемый параметр	Температура нагрева сердечника, $^{\circ}\text{C}$				Изменения от исходного значения, %
		18	50	100	150	
<b>Образец №2</b> $I_1 = 3\text{A} = \text{const}$	$\Delta E_2, \text{В}$	0,0	0,1969	0,3888	0,5332	23,03
	$\varphi, \text{град}$	$44^{\circ} 15^I$	$46^{\circ} 58^I$	$49^{\circ} 21^I$	$53^{\circ} 01^I$	20,06
<b>Образец №2</b> $I_1 = 10\text{A} = \text{const}$	$\Delta E_2, \text{В}$	0,0	0,3525	0,4870	0,6206	13,51
	$\varphi, \text{град}$	$49^{\circ} 40^I$	$54^{\circ} 58^I$	$57^{\circ} 50^I$	$60^{\circ} 19^I$	21,84

**Выводы и направление дальнейших исследований.** Полученные экспериментальные данные наглядно показывают, что у трансформатора тока с большим сечением массивного сердечника (образец №1) преобладающим параметром, зависящим от температуры, является приращение э.д.с.  $\Delta E_2$  (см.табл.7), а у трансформатора тока с меньшим сече-

нием массивного сердечника (образец №2) преобладающим параметром, зависящим от температуры, является угол сдвига фаз  $\varphi$  между векторами  $\dot{E}_2$  и  $\dot{I}_0$  на комплексной плоскости (см.табл.8). Темп роста указанных параметров определяется исходным положением «рабочей точки» на кривой намагничивания материала сердечника. Выделение полезного сигнала, а значит и создание защитных устройств, возможно при наличии компенсаторов (например, электромагнитных, электронных) , у которых должен отсутствовать эффект зависимости выходного сигнала от температуры нагрева массивного сердечника или за счет применения оптоэлектронных устройств (ОЭУ). Создание таких компенсаторов или ОЭУ позволит идентифицировать тепловое действие переменного тока на массивный сердечник трансформатора тока в эквивалентный тепловому состоянию сердечника электрический сигнал.

Задачами дальнейших исследований электромагнитных преобразователей могут быть: определение влияния свойств материала массивных сердечников, их размеров и геометрических форм, условий теплообмена с окружающей средой на величину полезного электрического сигнала; разработка эффективных компенсаторов или ОЭУ; создание тепловых моделей защищаемых объектов с применением трансформаторов тока с массивными сердечниками.

### **Библиографический список**

1. А.С.649089 (СССР). Устройство для температурной защиты обмоток электродвигателя /Коммунарский горно - металлургический институт и Донецкий политехнический институт; Авт.изобрет. В.Г. Стройников, Н.М. Шакула, А.М. Ильин, В.Г. Диренко.- Заявл. 01.08.76, №2389951/24-07;опубл. в Б.И.,1979, №7, МКИ H02H 5/04. - 3с.
2. Патент СССР:1830165 АЗ, МКИ H02H 7/08, 5/04. Устройство для тепловой защиты трехфазного электродвигателя. / В.Г. Стройников. – Заявл. 07.05.90, №4823405/07; опубл.в Б.И., 1993, №27. - 6с.
3. Патент Российской Федерации: 2071160 С1,МКИ H02H 5/04,7/08. Устройство для температурной защиты обмоток электродвигателя ./ В.Г.Стройников – Заявл. 08.01.91, №4911524/07; опубл. в Б.И.1996, №36. – 6с.
4. Кифер И.И. Испытание ферромагнитных материалов. – М.: Госэнергоиздат, 1962. – 544 с., ил.

*Билинский А.И., Благодыр Я.Т.  
(Астрономическая обсерватория Льв.НУ, г. Львов, Украина),  
д.т.н. Денищик Ю.С., Горельников С.А.  
(ГМЦ«Орион» ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **МОДЕРНИЗАЦИЯ ЛАЗЕРНО-ЛОКАЦИОННОЙ СТАНЦИИ ГМЦ «ОРИОН» ДОНГТУ И РЕЗУЛЬТАТЫ НАБЛЮДЕНИЙ СПУТНИКОВ**

*Перелічені найбільш важливі роботи, що були виконані на лазерній локаційній станції ДМЦ „Оріон” ДонДТУ. Наведені результати виконання цих робіт і результати вимірів далькості штучних супутників Землі.*

**Ключові слова:** локація, передавач, лазер, датчик, випромінювання, потужність, точність, калібрування, мішень, вимірювач, далекість, телескоп.

*Перечислены наиболее важные работы, которые были выполнены на лазерной локационной станции ГМЦ «Орион» ДонГТУ. Приведены результаты выполнения этих работ и результаты измерений дальности искусственных спутников Земли.*

**Ключевые слова:** локация, передатчик, лазер, датчик, излучение, мощность, точность, калибровка, мишень, измеритель, дальность, телескоп.

Современные лазерно-локационные станции (ЛЛС) космического назначения имеют предельные дальности действия порядка десятков тысяч километров при импульсных мощностях передающих устройств в сотни мегаватт. Точности измерения дальности объектов, в основном – искусственных спутников Земли, составляют единицы сантиметров. Погрешности привязки системного времени ЛЛС к шкале всемирного времени UTC не превышают одной микросекунды [1].

ЛЛС Астрономической обсерватории ГМЦ «Орион» ДонГТУ до недавнего времени имела импульсную мощность передатчика не более 100 МВт и среднеквадратическую погрешность измерения дальности более 1 м. Служба времени находилась на современном уровне, но не имела автономного питания, что требовало ее синхронизации со шкалой UTC при каждом сеансе работы ЛЛС из-за плохого качества питающей сети в месте размещения обсерватории. Это приводило к большим потерям времени работы всей системы. Указанные недостатки, по сравне-

нию с современными ЛЛС, снижали эффективность работы станции при астрономических наблюдениях.

Поэтому ЛЛС ГМЦ «Орион» ДонГТУ была существенно модернизирована с улучшением энергетических и точностных характеристик. Была увеличена мощность передатчика приблизительно в 6 раз для повышения предельной дальности действия станции и точности определения координат космических объектов [2]. Увеличено быстродействие датчика излучения передатчика с 2 нс до 700 пс и формирователей импульсов «старт» и «стоп» измерителя дальности объекта от 2,5 нс до 1,5 нс, что положительно сказалось на точностных характеристиках ЛЛС.

Для контроля основных параметров станции была смонтирована система калибровки, которая показана на рисунке 1. При выполнении калибровки оптический импульс от передатчика – лазера 1 через ослабляющее устройство 2 телескопа 3, расположенного в астрономическом павильоне 4, подается на зеркало 5 и дальше – на юстируемую мишень – зеркало 6, закрепленное на здании 7 обсерватории. Отраженное излучение 8 попадает на зеркало 9, откуда через оптическое устройство 10 поступает на приемник – фотоэлектронный умножитель приемного тракта ЛЛС. Юстируемые зеркала 5 и 9 с установлены на опоре 11 с бетонным фундаментом.

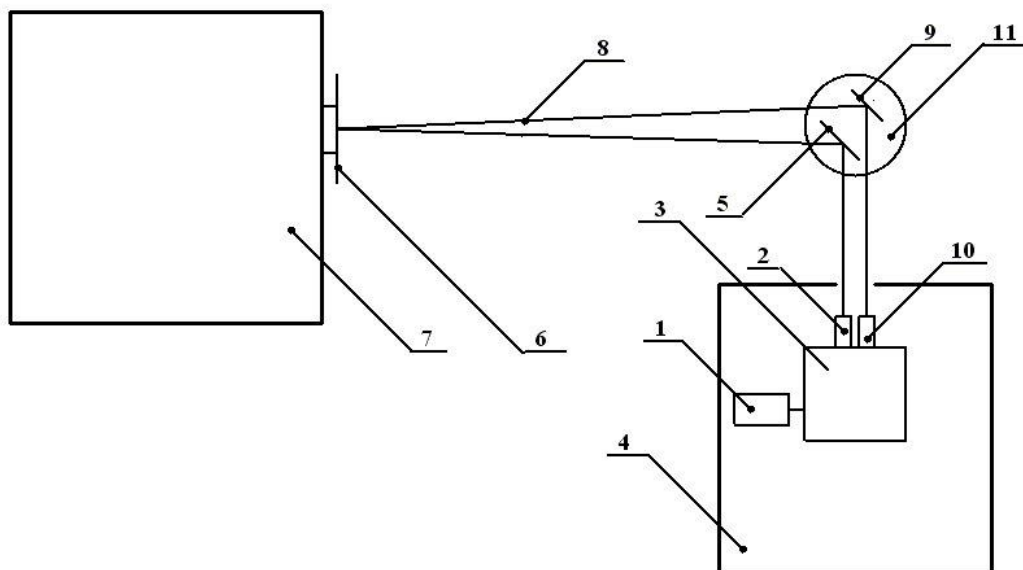


Рисунок 1 – Система калибровки ЛЛС

На рисунке 2 показана мишень, закрепленная на здании обсерватории, и на рисунке 3 - поворотные зеркала, закрепленные на опоре вблизи окна астрономического павильона.

На рисунке 4 показаны оптические устройства телескопа, которые используются для калибровки ЛЛС, а на рисунке 5 – импульсный YAG:

Nd лазер с перископом, размещенные в отдельной комнате павильона. Излучение лазера с длиной волны 0,53 мкм подается через перископ и отверстие в окне комнаты в канал лазера телескопа (рисунок 4).

В августе 2009 года авторы настоящей статьи выполнили профилактические работы на ЛЛС с юстировкой главной оптической системы и приемо-передающих каналов при помощи автоколлиматора и гелий-неонового лазера с непрерывным излучением. Телескоп и закрепленный в главной оптической системе гелий-неоновый лазер показаны на рисунке 6.



Рисунок 2 – Мишень



Рисунок 3 – Поворотные зеркала на опоре

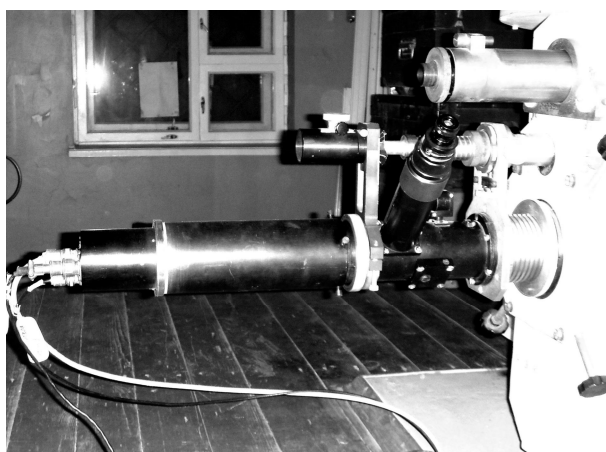


Рисунок 4 – Оптические устройства телескопа для калибровки ЛЛС



Рисунок 5 – Лазер и перископ

Была также оснащена непрерывным автономным питанием служба времени, показанная на рисунке 7 и состоящая из атомного стандарта частоты, привязанного к шкале времени UTC с помощью станции GPS обсерватории, и синхронометра, который понижает частоту 5 МГц стандарта до более низких частот. Показанная на рисунке 7 служба времени позволяет привязать системное время ЛЛС к всемирному времени UTC с точностью лучше 1,0 мкс.

He:Ne лазер -----

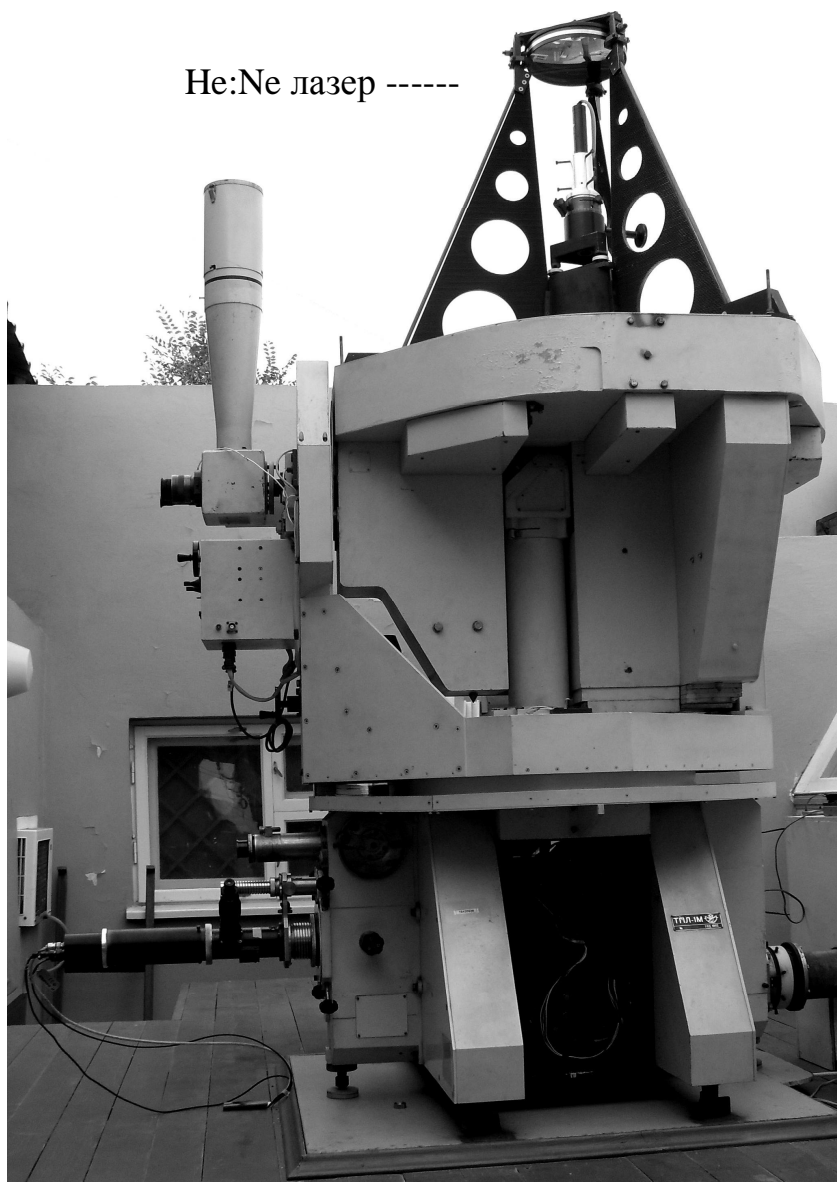


Рисунок 6 - Телескоп и закрепленный в главной оптической системе He:Ne лазер





### Рисунок 7 – Служба времени ЛЛС

После проведенных профилактических работ авторами статьи была проведена локация мишени, расстояние до которой составляет 28 м от опоры с поворотными зеркалами. Среднеквадратическая погрешность измерения дальности составила величину, около 1 см. При этом не были использованы специальные методы и средства обработки отраженных оптических импульсов, позволяющие уменьшить эту погрешность в несколько раз.

При тех же условиях были проведены лазерно-локационные наблюдения искусственных спутников Земли «AJISAI», «STELLA», «BEACON». Среднеквадратическая погрешность измерения дальности составила величину не больше 20 см, что можно считать неплохим результатом при отсутствии специальной обработки отраженных оптический импульсов. В настоящее время два различных устройства для такой обработки, одно из которых разработано в ГМЦ «Орион», готовятся к испытаниям в составе ЛЛС. На рисунке 8 показано изображение отраженных сигналов от спутника «AJISAI» на экране монитора в виде прерывистой линии, отдельные точки – это шумы.

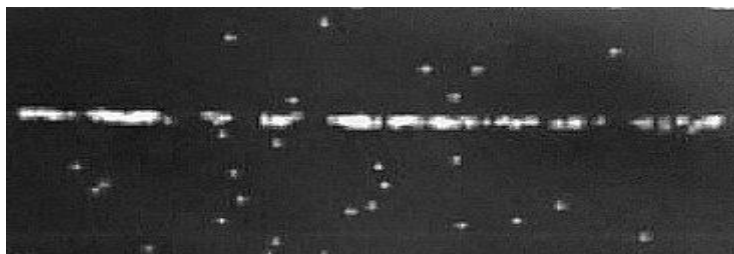


Рисунок 8 - отображение сигналов, отраженных от спутника «АJISAI», на экране монитора

### **Библиографический список**

1. Денищик Ю.С. Анализ современного состояния лазерной локации космических объектов и оптимального построения ЛЛС // Сборник научных трудов ДонГТУ. – вып. 24. – С.329-339.

2. Денищик Ю. С., Дрюченко А. М., Нагай (Любич) И. В. Лазерная локация спутников // Вісник астрономічної школи. – К.: Видавництво національного авіаційного університету. – 2002. – Т. 3, № 2. – С. 58-69.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблудским Н.Н.*

*к.т.н. Пупков В.С.  
(ДонДТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **РАСПРЕДЕЛЕННАЯ МИКРОПРОЦЕССОРНАЯ СИСТЕМА ДЛЯ КОНТРОЛЯ ЗА ТЕХНИЧЕСКИМ СОСТОЯНИЕМ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК**

*Запропоновано концепцію сенсорної мережі задля моніторингу технічного стану гірничої виробки великої довжини. За наявності лінійності об'єкту вибрано топологію мережі та шляхи забезпечення безперервної роботи.*

**Ключові слова:** сенсорна мережа, гірнича виробка, мікропроцесорний вузол, стандарт IEEE802.15.4.

*Предложена концепция сенсорной сети для мониторинга технического состояния протяженной горной выработки. С учетом линейности объекта выбрано топология сети и пути обеспечения отказоустойчивости.*

**Ключевые слова:** сенсорная сеть, горная выработка, микропроцессорный узел, стандарт IEEE802.15.4.

**Проблема и ее связь с научными и практическими задачами.** Угольная промышленность является одной из самых аварийноопасных отраслей народного хозяйства Украины. И если в США и Великобритании профессия горняка сегодня не входит в десятку самых опасных профессий [1] то в Украине имеет место постоянный рост количества аварий на угольных предприятиях. Одной из причин такого состояния является недостаточный контроль за техническим состоянием горных выработок (газовый состав шахтной атмосферы и запыленность, нагрузка на крепь и т.д.) а также позднее регистрирование начала аварии.

**Анализ исследований и публикаций.** Существующие системы контроля технического состояния горных выработок [2 –4] имеют значительную стоимость и требуют развитого кабельного хозяйства для коммуникаций и питания, повреждение которого влечет за собой частичный или полный отказ системы. Поэтому количество узлов контроля обычно не превышает норм регламентированных правилами техники безопасности, что не позволяет иметь полную статистическую картину и затрудняет изучение и прогнозирование процессов сопутствующих горным работам (особенно для глубин 1 км и более).

Возможным решением проблемы достижения качественного мониторинга за техническим состоянием горных выработок может быть использование сенсорных сетей представляющих собой совокупность небольших автономных устройств с питанием от батарей и микрочипами с радиосвязью на частоте - например 2,4 ГГц [5]. Современная элементная база позволяет существенно снизить цену одного микропроцессорного узла контроля а применение радиоинтерфейса решает проблему повреждения кабельного хозяйства, что далеко не редкость в горных предприятиях [6]. Имеется положительный опыт применения таких систем для контроля лесных пожаров [7] и для поддержки виноградарства [8]. Однако специфика горных предприятий не позволяет напрямую использовать эти разработки.

**Постановка задачи.** Целью данной работы является формирование концепции распределенной микропроцессорной системы для мониторинга технического состояния горных выработок.

**Изложение материала и его результаты.** В качестве базового объекта для использования сенсорной сети (СС) выберем протяженную горную выработку. К отличительным признакам такого объекта следует отнести:

- область контроля линейна и имеет размеры порядка 1–5 км;
- срок эксплуатации может быть сопоставим со сроком функционирования шахты (20–30 лет);
- горизонтальная и вертикальная кривизна выработки незначительна;
- контур выработки поддерживается крепью (металлической, анкерной или железобетонной).

По длине выработки необходимо контролировать газовый состав и запыленность атмосферы, давление на крепь и смещение породного контура, а также возникновение очагов возгорания. Для систем автоматизированного учета персонала желательно также фиксировать положение рабочих. Основные требования предъявляемые к контролю газового состояния рудничной атмосферы следующие: содержание кислорода не должно быть менее 20%, содержание углекислого газа не должно превышать – 0,5% а содержание метана определяется требованиями ТБ в зависимости от назначения выработки[9]. При этом содержание метана может меняться очень быстро и на локальном участке. Согласно [10] при внезапных выбросах угля и газа, возникших при технологических процессах выемки угля концентрация метана в забоях (2,5 %) будет появляться через 4,3 с после начала внезапного выброса. При этом скорость нарастания концентрации метана составляет 0,5 % в секунду. Поэтому датчики метана должны обладать минимальной инертностью.

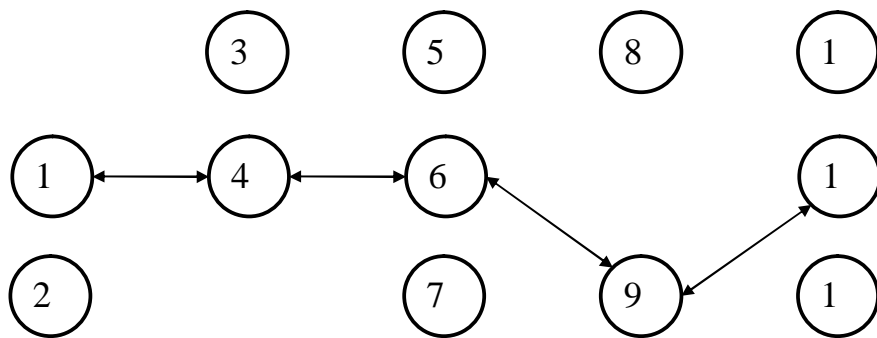
Для обеспечения сбора статистической информации с одной стороны и предупреждения аварий с другой микропроцессорная система мониторинга должна работать в двух режимах. Первый режим – режим нормальной работы, это опрос узлов базовой станцией. Второй режим – оповещение об исключительной ситуации. В этом режиме инициатором обмена является узел, датчики которого зафиксировали недопустимые параметры. Приоритет на занятие канала связи должен иметь второй режим, что возможно потребует оснащения датчиков дополнительной линией связи находящейся в активном режиме постоянно. При работе в нормальном режиме можно существенно снизить объем передаваемых данных, если передавать только те параметры которые были изменены.

Топология сети ввиду линейности объекта представляет цепь из узлов. В начале выработки располагается базовая станция имеющая стационарное питание и интерфейс для связи с поверхностью (возможно основанный на Ethernet). Остальные узлы сети представляют малогабаритные микропроцессорные устройства с автономным питанием. Узлы оснащены датчиками – газоанализаторами, тензометрами и др. набор датчиков может быть отличаться для некоторых из узлов. Например датчики кислорода и углекислого газа могут иметь незначительное число узлов.

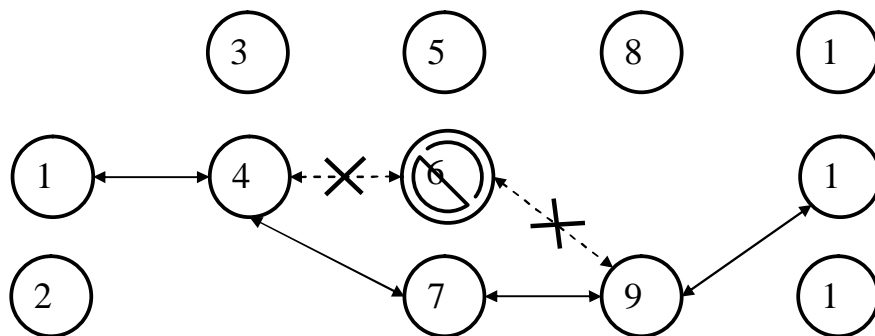
Если использовать для связи между узлами трансиверы стандарта IEEE802.15.4 то типичное расстояние между узлами должно быть порядка 10 м (можно увеличить до 100 м за счет повышенных затрат энергии) [11]. При длине выработки 5 км число узлов составит порядка 500 шт. Поскольку для локальных сетей согласно стандарту IEEE802.15.4 определена 16 битная адресация [12] можно в качестве номера использовать расстояние от узла до начала выработки. Такой подход позволяет однозначно определять позицию узла и решает проблему ввода новых узлов в случае необходимости [13].

Прекращение работы одного из узлов не должно приводить к потере работоспособности всей системы. В классических сенсорных сетях это достигается за счет избыточной маршрутизации (рис.1).

Поэтому для линейной сенсорной сети необходим подход при котором, при повреждении одного из узлов, соседние с ним узлы увеличивают мощность трансивера для устранения разрыва (рис. 2).

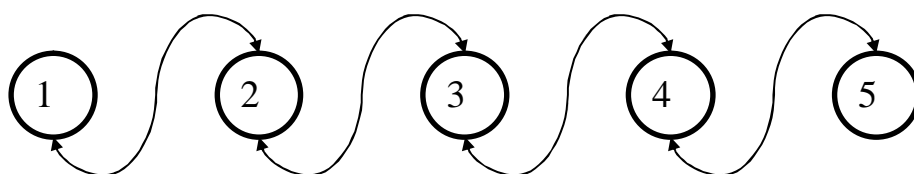


а) нормальная работа сети (обмен данными 1 и 11 узлов)

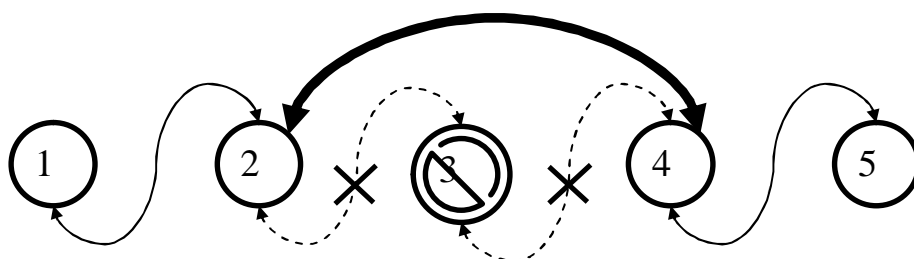


б) работа сети при выходе из строя одного узла (узел №6)

Рисунок 1 – Изменение маршрутов следования пакетов в случае отказа одного из узлов



а) нормальная работа сети



б) работа сети при выходе из строя одного узла (узел №3)

Рисунок 2 – Устранение разрыва цепи в случае отказа одного из узлов для линейной СС

Необходимый срок службы сенсоров должен быть очень продолжительным, поэтому необходимо либо предусмотреть замену элементов питания или использовать аккумуляторы с возможностью быстрой зарядки. Сигнал о необходимости ревизии батареи подается датчиком в режиме оповещения об исключительной ситуации. Возможно также оснащение узлов резервным источником питания (конденсатором большой емкости или ионистором) заряд которого достаточен для оповещения об аварии на максимальную дальность связи.

Поскольку вычислительная мощность одного узла незначительна, а объем передаваемых данных мал можно выбрать простой протокол кодирования сигнала, например FM кодирование [14]. Но из-за значительной длины цепи передачи сигнала необходимо предусмотреть буферизацию данных до подтверждения их приема следующим узлом.

**Выводы и направления дальнейших исследований.** Таким образом, можно сделать вывод о перспективности использования сенсорных сетей для контроля технического состояния протяженной горной выработки. В дальнейшем следует проработать схемотехнику отдельных узлов и базовой станции. При этом следует учесть назначение узла, поскольку одни узлы будут фиксировать смещение контура выработки и напряжения в крепи, а другие использоваться для пыле-газового контроля. Разработать протокол связи узлов в нормальном и аварийном режимах работы. Проверить работоспособность системы в условиях горного предприятия.

### **Библиографический список**

1. Украинский забой: метан – взрыв – трупы... Где выводы?! – Украина криминальная 20.11.2007 08:58.: <http://www.cripo.com.ua>.
2. АКМР-М - автоматизированный комплекс контроля рудничной атмосферы, ФГУП СПО "Аналитприбор" Смоленск.: <http://www.analitpribor-smolensk.ru>
3. Анализатор метана АТ-3-1.: [http://megatex.narod.ru/AT1\\_3\\_1M/AT1\\_3.htm](http://megatex.narod.ru/AT1_3_1M/AT1_3.htm).
4. Ямщиков В.С. Контроль процессов горного : Учебник для вузов. – М.: Недра, 1989. – 446с.
5. Беспроводные распределённые сенсорные сети.: <http://wiki.laser.ru>
6. В.И.Мартынов. Беспроводная связь под землей: микросотовые системы или излучающий кабель?.: <http://www.mining-news.ru>.
7. Датчики от Voltree Power сэкономят леса в целости и сохранности.: <http://www.ladoshki.com>.

8. Карабута А. Сенсорные сети: как скоро?: <http://www.computerra.ru>
9. ДНАОП 1.130-1.01-2001 "Правила безопасности в угольных шахтах". – Киев, 2000. -495 с.
10. Волошин Н.Е. Внезапные выбросы и способы борьбы с ними в угольных шахтах. - К.: Техніка, 1985.-127с.
11. Применение радиомоделей стандарта IEEE802.15.4 (ZigBee) в системах промышленной автоматики.: <http://www.compeljournal.ru/enews/2007/9>
12. 802.15.4 IEEE Standard
13. Астраков С. Н. Сенсорные сети и покрытие плоскости кругами /С. Н. Астраков, А. И. Ерзин, В. В. Залюбовский // Дискретный анализ и исследование операций, 2009, № 16:3. – С 3–19
14. Беспроводные датчики с автономным питанием.: <http://www.elcp.ru>.

**Рекомендована к печати д.т.н., проф. Гайко Г.И.**



*к.т.н. Глебин А.Г.,  
к.т.н. Саратовский Р.Н., к.т.н. Ушаков В.И.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ И ЗАЩИТЫ ВЫСОКОЧАСТОТНОГО ТРАНЗИСТОРНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ**

*Обґрунтовані вимоги до системи керування високочастотним транзисторним перетворювачем для установок індукційного нагрівання, розроблена та наведена структура побудови системи.*

**Ключові слова:** *резонансний інвертор, система керування, захист, обмеження.*

*Обоснованы требования к системе управления высокочастотным транзисторным преобразователем для установок индукционного нагрева, разработана и приведена структура построения системы.*

**Ключевые слова:** *резонансный инвертор, система управления, защита, ограничение.*

Создание и массовый выпуск нового поколения силовых полупроводниковых приборов, в частности силовых транзисторов различного типа, улучшение эксплуатационных характеристик приборов, приемлемая их стоимость, привели к разработкам и внедрению в производство нового типа преобразователей высокой частоты, предназначенных для питания электротехнологических установок [1 – 3].

Высокочастотные преобразователи нового типа, построенные на современной базе электронных силовых приборов, явились конкурентно-способными и вытесняют в производстве преобразователи частоты, созданные ранее с использованием электронных ламп (ламповые генераторы). Они отличаются высоким к.п.д, низкими массогабаритными показателями и содержанием в них активных материалов, значительным сроком безотказной работы, практически мгновенной готовностью к питанию нагрузки.

Большинство разрабатываемых полупроводниковых преобразователей высокой частоты (ППВЧ) строятся по ключевым схемам резонансных инверторов напряжения. К ключам предъявляются требования безынерционного срабатывания, минимума потерь, возможность управления слабым сигналом. Современные транзисторные ключи во многих случаях их применения удовлетворяют этим требованиям, но при их применении необходим тщательный анализ электромагнитных процес-

сов в схемах преобразователей для установления соответствия вольтамперных и частотных характеристик транзисторов условиям их работы в цепях преобразователей, т.к. и современные силовые транзисторы остаются уязвимыми к превышению допустимых (предельных) величин при эксплуатации.

ППВЧ, предназначенные для питания установок индукционного нагрева металлов и металлических изделий (плавка, пайка, пластическая деформация) отличаются высоким уровнем реактивной мощности индукционной нагрузки ( $\text{tg}\varphi_H > 3$ ). Это приводит к необходимости компенсации реактивной мощности путём введения в цепь питания нагрузки высокочастотных конденсаторов, которые также характеризуются допустимыми (предельными) эксплуатационными величинами и существенной стоимостью. Кроме того, параметры индукционной нагрузки в процессе нагрева металла могут изменяться в широких пределах, что связано с температурными изменениями электрических свойств металлов и (или) геометрией нагреваемых в магнитном поле индуктора тел, приводя к изменениям режима работы ППВЧ и элементов его схемы.

Таким образом, при разработке ППВЧ должна быть обеспечена допустимая загрузка его элементов, как в период длительной работы преобразователя, так и при пуске, остановке и изменениях параметров индукционной нагрузки.

Рассмотрим особенности построения системы ППВЧ. Одним из простых в реализации способов управления мощностью, передаваемой ППВЧ в нагрузку, является регулирование частоты управляющих импульсов транзисторов инвертора (частотное регулирование) [4]. Особенностью частотного регулирования мощности резонансного инвертора является неоднозначная зависимость её от частоты, проявляемая в силу резонансных свойств нагрузочной цепи инвертора: одна и та же мощность может соответствовать двум разным частотам - ниже и выше резонансной частоты нагрузочной цепи. Это, соответственно, приводит к неоднозначной зависимости мощности от сигнала управления  $f_{\text{упр}}$  задающим генератором (ЗГ), что является нежелательным, особенно при автоматическом частотном регулировании.

Особенностью управления коммутациями транзисторных ключей резонансного инвертора является необходимость определённой паузы между переключениями их в диагоналях моста. Хотя ряд современных полупроводниковых ключей характеризуются малым временем переключения (десятки наносекунд), система формирования управляющих импульсов транзисторов (драйверы) должна обеспечивать необходимую коммутационную паузу при формировании импульсов управления транзисторами, длительностью, превышающую установленное для них время переключения.

Применение в цепях питания инвертора накопительных конденсаторов, часто большой ёмкости, требует ограничения их зарядного тока. Превышение выпрямленного зарядного тока может привести при заряде ёмкости к перегрузке выпрямителя, срабатывании максимальной токовой защиты ППВЧ.

В настоящей статье рассматриваются особенности управления и защиты ППВЧ, содержащего резонансный инвертор напряжения с открытым входом и обратными диодами [5] и предлагаются системные решения, направленные на безаварийную работу его элементов.

Сформулируем основные требования к системе управления и защиты ППВЧ. Система должна обеспечивать:

- формирование необходимой межкоммутационной паузы для транзисторов инвертора;
- плавный запуск и остановку ППВЧ;
- ограничение зарядного тока накопительной ёмкости;
- непрерывный контроль режимов работы транзисторов и конденсаторов инвертора с автоматическим ограничением от недопустимых режимов;
- регулирование мощности, передаваемой ППВЧ в нагрузку;
- остановку при возникновении предаварийных режимов;
- однозначность зависимости частоты инвертора от величины сигнала управления ЗГ при изменении параметров нагрузки;
- сигнализацию появления ограничений и аварийной остановки.

Для реализации сформированных требований в ППВЧ, схема силовой части которого приведена на рисунке 1, предлагаются ввести необходимые датчики контроля режимов работы элементов схемы. Структурная схема системы управления и защиты ППВЧ представлена на рисунке 2.

Формирование необходимой межкоммутационной паузы для транзисторов инвертора VT1 ÷ VT4 реализуется современными драйверами или схемными решениями при построении цепей формирования импульсов управления.

Плавный запуск преобразователя осуществляется первоначальной подачей импульсов управления транзисторами с частотой, заведомо превышающей резонансную частоту нагрузочной цепи инвертора. При этом частота ЗГ плавно снижается, увеличивается ток инвертора (его мощность) до заданного значения. При остановке процесс изменения частоты производится в обратном порядке, что сопровождается плавным снижением тока и мощности.

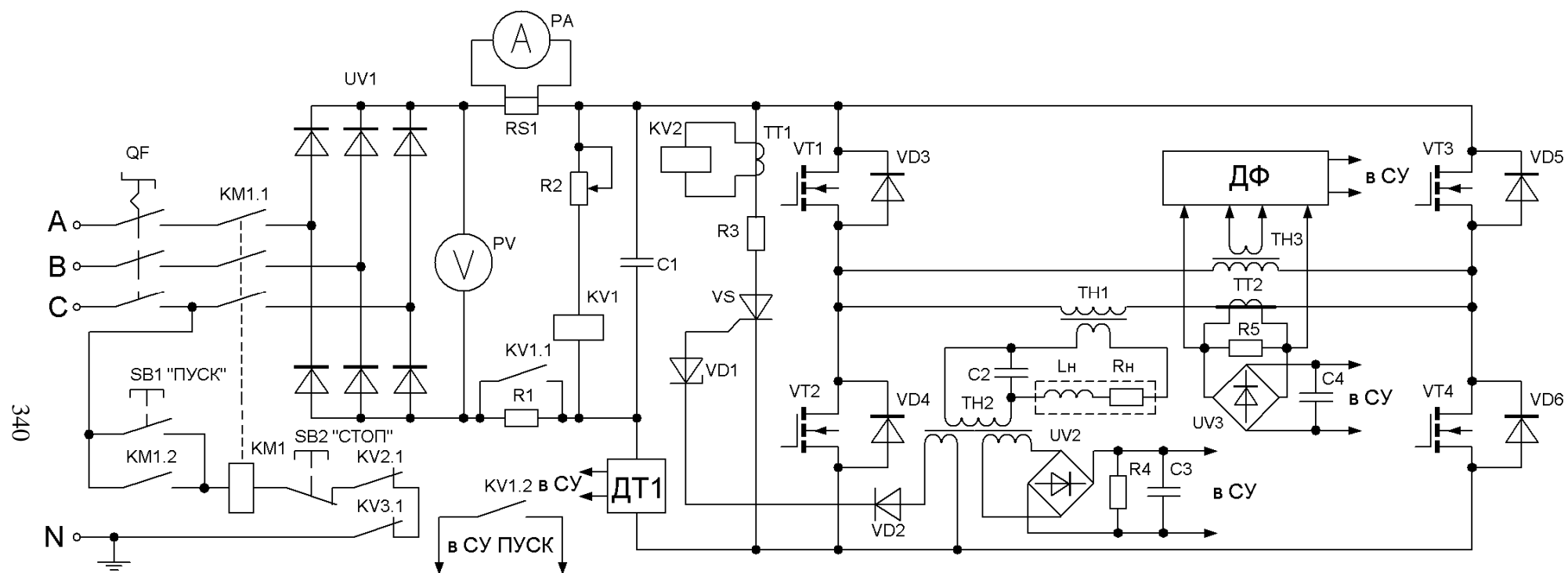


Рисунок 1 - Схема силовой части полупроводникового преобразователя высокой частоты

Рисунок 2 – Структурная схема системы управления полупроводникового преобразователя высокой частоты

Наиболее простым в реализации ограничения зарядного тока накопительной ёмкости  $C1$ , рисунок 1, является введение в цепь зарядного (выпрямленного) тока резистора  $R1$  и в цепь питания инвертора датчика напряжения (ДН1, рис.2), состоящего из переменного резистора  $R2$  и реле напряжения  $KV1$ , первые контакты которого  $KV1.1$  подключены к резистору  $R1$ , а вторые  $KV1.2$  - в пусковую цепь системы управления. При достижении уровня напряжения на ёмкости  $C1$ , устанавливаемым резистором  $R2$ , реле  $KV1$ , катушка которого контролирует напряжение на ёмкости  $C1$ , срабатывает и резистор  $R1$  шунтируется контактом  $KV1.1$ . Одновременно замыкается контакт  $KV1.2$  и подаётся разрешающий сигнал в систему формирования импульсов инвертора (СФИ), рисунок 2, для запуска инвертора (И).

Для нормальной работы ППВЧ необходимо непрерывно контролировать и ограничивать значение тока нагрузки и одновременно ток через ключевые элементы (транзисторы и диоды). С этой целью в систему управления вводится канал контроля и ограничения тока с датчиком тока ДТ2, рисунок 2, включающий трансформатор тока ТТ2, рисунок 1, обеспечивающий гальваническую развязку между силовой частью и цепями контроля и управления. К вторичной обмотке ТТ2 подключены параллельно нагрузочный резистор  $R5$  и выпрямитель  $UV3$ , на выходе которого устанавливается сглаживающий фильтр  $C4$ , формирующий аналоговый сигнал  $i_n$ , пропорциональный току нагрузки. Во время работы ППВЧ сигнал  $i_n$  с ДТ2 поступает на устройство сравнения  $\Sigma 1$ , где сравнивается с сигналом задания ограничения тока  $i_{нзад}$ , на выходе которого формируется аналоговый сигнал  $\Delta i_n$  и усиленный затем усилителем  $K1$  с коэффициентом усиления  $k_i$ . Сигнал  $k_i \Delta i_n$ , отличный от нуля, формируется только тогда, когда  $i_n > i_{нзад}$  и поступает на входное устройство сравнения  $\Sigma$  вместе с сигналом задания частоты  $f_{зад}$ , формируя результирующий сигнал управления  $f_{упр}$  ЗГ. Обычно, в типовых ЗГ уменьшение  $f_{упр}$  приводит к увеличению его выходной частоты и наоборот. Следовательно, при этом происходит снижение сигнала задания частоты  $f_{зад}$  на величину разностного сигнала  $\Delta i_n$ , вследствие чего частота управления увеличивается и снижается ток нагрузки. Таким образом, осуществляется автоматическое ограничение тока нагрузки и одновременно тока через транзисторы и диоды на заданном уровне, и, соответственно, мощности ППВЧ.

Однако, при возможном пробое транзистора (транзисторов) возникает аварийная ситуация, сопровождающаяся шунтированием накопительной ёмкости  $C1$  и резким значительным нарастанием тока тока через выпрямитель (В), что требует мгновенного срабатывания защиты.

Для ограничения развития тока короткого замыкания в систему управления вводится устройство защиты от резкого нарастания входного тока инвертора с гальванической развязкой между силовой цепью и цепью управления. В цепь входного тока инвертора устанавливается датчик тока ДТ1, рисунок 1, с возможностью контроля тока, имеющего постоянную составляющую, например датчик Холла, сигнал на выходе которого пропорциональный контролируемому току. Сигнал с ДТ1  $i_u$  поступает на устройство сравнения (компаратор)  $\Sigma 2$ , где происходит сравнение этого сигнала с сигналом задания  $i_{u\text{зад}}$ . Как только сигнал, пропорциональный контролируемому току  $i_u$ , превышает уровень задания  $i_u > i_{u\text{зад}}$ , происходит мгновенное появление сигнала  $\Delta i_u$  на выходе компаратора и усиление его усилителем К2. К усилителю К2 подключено реле КV3, через размыкающий контакт КV3.1 которого, подаётся сигнал в систему управления пусковым устройством (СУПУ). При срабатывании реле КV3 в пусковом устройстве (ПУ) происходит размыкание контактов КМ1.1 магнитного пускателя КМ1, рисунок 1, и прекращение подачи переменного напряжения на выпрямитель UV1.

Для нормальной работы конденсаторов ППВЧ необходимо непрерывно производить контроль и ограничение напряжения на компенсирующей ёмкости С2. С этой целью в систему управления вводится канал контроля и ограничения напряжения с датчиком напряжения ДН3, рисунок 2, включающий разделительный трансформатор ТН2, рисунок 1, первичная обмотка которого подключается к ёмкости С2. К вторичной обмотке ТН2 подключен выпрямитель UV2, на выходе которого установлены параллельно нагрузочный резистор R4 и сглаживающий фильтр С3, формирующие аналоговый сигнал  $u_c$ , пропорциональный напряжению на компенсирующей ёмкости С2. Непрерывный контроль напряжения на компенсирующей ёмкости С2 с выделением сигнала, пропорционального напряжению, позволяет воздействовать последним на частоту 3Г и снижать напряжение на ёмкости в случае возникновения перенапряжения. В канал ограничения напряжения на компенсирующей ёмкости входит также устройство сравнения  $\Sigma 3$ , усилитель К3 с коэффициентом усиления  $k_u$ . Принцип работы этого канала аналогичен принципу работы канала контроля и ограничения тока нагрузки. При превышении сигнала напряжения на компенсирующей ёмкости  $u_c > u_{c\text{зад}}$  происходит автоматическое увеличение заданной частоты преобразователя  $f_{\text{зад}}$  и снижение напряжения на ёмкости до заданного уровня.

Однако такое воздействие на снижение напряжения обладает инерционностью, и может не устранить возможные резкие перенапря-

жения. Для полной ликвидации возможных перенапряжений предлагается ввести дополнительное устройство защиты. С этой целью в систему управления вводится канал защиты от перенапряжений. Для этого используется тот же датчик напряжения ДНЗ, рисунок 2, включающий разделительный трансформатор ТН2, рисунок 1, с ещё одной вторичной обмоткой и устройство защиты резонансного инвертора от перенапряжения [6]. Устройство содержит пороговый элемент (ПЭ) в виде стабилитрона VD1 с диодом VD2, ключевой элемент (КЛ) в виде тиристора VS с ограничительным резистором R3 и трансформатор тока ТТ1 с реле KV2. Как только уровень напряжения на выходе вторичной обмотке ТН2 превысит уровень ограничения, заданный стабилитроном VD1, он открывается и под действием напряжения на ёмкости C1 мгновенно открывается тиристор VS, появляется разрядный ток и в результате ёмкость C1 разряжается на резистор R3. Одновременно с этим появляется импульс тока во вторичной обмотке ТТ1, который приводит к срабатыванию реле KV2 и размыканию её контактов KV2.1, находящихся в цепи питания катушки магнитного пускателя КМ1 в ПУ. В результате происходит размыкание контактов КМ1.1 и отключение выпрямителя UV1 от питающей сети. Таким образом устройство позволяет мгновенно снизить напряжение на ёмкости C1 и соответственно на компенсирующей ёмкости инвертора C2.

При неизменном напряжении питания ППВЧ, по входному току инвертора можно косвенно контролировать мощность преобразователя, что часто необходимо в установках индукционного нагрева. С этой целью в систему управления введен канал ограничения мощности (входного тока инвертора), построенный на устройстве сравнения  $\Sigma 4$  и усилителе  $K4$  с коэффициентом усиления  $k_p$ . Принцип работы этого канала аналогичен принципу работы канала контроля и ограничения тока нагрузки. При превышении сигнала входного тока инвертора  $i_u > i_{p\text{зад}}$  происходит автоматическое увеличение заданной частоты преобразователя  $f_{\text{зад}}$  и снижение входного тока инвертора до заданного уровня.

Как известно, регулировочная характеристика ППВЧ, построенного на базе последовательного резонансного инвертора напряжения, имеет форму резонансной кривой с экстремумом мощности. Поэтому, уменьшая частоту управления ППВЧ, начиная с величины выше резонансной, можно пройти экстремум и попасть в емкостную область резонансной кривой. Во избежание этого, чтобы не пройти максимум мощности, и, одновременно, для устранения неоднозначности зависимости между частотой инвертора и его мощностью, в систему управления ППВЧ введён канал контроля и ограничения фазы. Этот канал со-



держит датчик выходного напряжения инвертора ДН2, выполненный на трансформаторе напряжения ТН3, рисунок1, и датчик тока инвертора ДТ2, выполненный на трансформаторе тока ТТ2. Для контроля угла сдвига фаз между выходным напряжением и током инвертора служит датчик разности фаз (ДФ). Датчик реализуется по принципу формирования сигнала, пропорционального разности фаз [7]. ДФ формирует прямоугольные импульсы стабилизированной амплитуды, скважность которых пропорциональна разности фаз. Для получения аналогового сигнала  $u_\phi$ , пропорционального разности фаз, на выходе датчика установлен фильтр среднего значения импульсов. При разности фаз, равной нулю, что соответствует равенству резонансной частоты нагрузочного контура рабочей частоте инвертора, сигнал с выхода датчика  $u_\phi$  также равен нулю. При этом в нагрузку (Н) передается максимальная мощность. Канал ограничения фазы состоит из устройства сравнения  $\Sigma 5$  и усилителя  $K5$  с коэффициентом усиления  $k_\phi$ . Принцип работы этого канала аналогичен принципу работы канала контроля и ограничения тока нагрузки. Этим каналом осуществляется автоматический контроль угла сдвига фаз  $\phi$  между выходным напряжением и током инвертора. В этом случае при уменьшении сигнала  $u_\phi$  ниже сигнала задания фазы  $u_{\phi\text{зад}}$ , соответствующему углу  $\phi > 0$ , происходит автоматическое увеличение частоты управления  $f_{\text{упр}}$ , т.е. уход от резонанса ( $\phi = 0$ ) и, соответственно, ограничение фазового сдвига на заданном уровне  $u_{\phi\text{зад}}$ . В результате этот канал не позволяет работать инвертору в емкостной области резонансной кривой ( $\phi < 0$ ), а значит, удаётся ликвидировать неоднозначность зависимости между частотой и мощностью.

Регулирование мощности, передаваемой ППВЧ в нагрузку, проводится изменением входного сигнала ЗГ с ограничениями, зависящими от разности фаз, величины входного тока инвертора, тока через транзисторы или напряжения на компенсирующей ёмкости.

Для контроля температуры охлаждающей жидкости индуктора устанавливается датчик температуры  $Dt^\circ$ , выходной сигнал с которого поступает в СУПУ на реле, размыкающие контакты которого введены в цепь питания катушки пускателя КМ1. В случае достижения предельного значения температуры индуктора, вызванного работой ППВЧ при недостаточном охлаждении индуктора проточной водой  $Dt^\circ$  срабатывает и происходит аварийное отключение выпрямителя UV1 от питающей сети.

Таким образом, остановка при появлении предаварийных режимов производится по сигналу с СУПУ и размыканием контактов магнитного пускателя КМ1 в ПУ, осуществляющего подачу переменного напряжения на выпрямитель.

Вывод.

Учитывая особенности индукционной нагрузки, сформулированы основные требования, предъявляемые к системе управления и защиты высокочастотного преобразователя, построенного на базе транзисторного резонансного инвертора напряжения, и предложены системные решения, направленные на ограничение недопустимых режимов работы его ключевых элементов и конденсаторов компенсирующей ёмкости, позволяющие путём автоматического воздействия на частоту задающего генератора ограничить развитие предаварийных режимов.

### Библиографический список

1. Юрченко М.М., Гуцалюк В.Я., Шевченко П.М., Герасименко П.Ю. / Транзисторні інвертори напруги установок індукційного нагріву з НЧ імпульсною модуляцією в режимі стабілізації струму навантаження // *Технічна електродинаміка. Темат. вип. «Проблеми сучасної електротехніки»*. – 2008. – Ч.2. – С. 109 – 112.

2. Юрченко М.М., Шевченко П.М., Гуцалюк В.Я., Слесаревский И.О. Источник высокочастотного тока для установок индукционных технологий // *Технічна електродинаміка. Тем. вип. "Силовая електроніка та енергоефективність"* – 2000. – Ч.2. – С. 22 – 23.

3. Юрченко М.М., Шевченко П.М., Гуцалюк В.Я., Федюченко Ю.А. Генератор индукционного нагрева с регулируемой частотой 5-100 кГц мощностью 50кВт // *Технічна електродинаміка. Тем. вип. "Системи електроживлення електротехнічних установок і комплексів"* – 1999. – №2. – С. 115 – 116.

4. Гуцалюк В.Я., Шевченко П.Н., Слесаревский И.О., Герасименко П.Ю. Частотный и широтно-частотный способы регулирования транзисторным инвертором напряжения с последовательным резонансным контуром на выходе / *Техн. електродинаміка*. – 2006 - №6 – С. 25-29.

5. Преобразовательная техника. Руденко В.С., Сенько В.И., Чиженко И.М. 2-е изд., перераб. и доп. – Киев: Вища школа. Головное изд-во, 1983. – 431 с.

6. Декл. пат. на корисну модель №42897 України, МПК<sup>8</sup> H02M7/12. Пристрій захисту послідовного резонансного інвертора з відкритим входом від перенапруг // Глебін А.Г., Саратовський Р.М. – № и 2009 01809; Заявл. 02.03.2009; Опубл. 27.07.2009.; Бюл.№14. – 4 с.

7. Глебін А.Г., Саратовський Р.Н., Ушаков В.И., Кобец Д.В. Регулируемый резонансный инвертор тока с самовозбуждением / *Сб. науч. тр. Донбасского госуд. техн. ун-та*. – 2008. – Вып. 27. – С. 419 – 426.

**Рекомендована к печати к.т.н., проф. Паэрандом Ю.Э.**

*к.т.н. Кобец Д.В., к.т.н. Ушаков В.И.,  
Середа С.Н., Удодов А.Л.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина).*

## **МИКРОПРОЦЕССОРНАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ИСТОЧНИКАМИ ПИТАНИЯ ИНДУКЦИОННЫХ УСТАНОВОК**

*У роботі наведені результати практичних досліджень по створенню мікропроцесорної системи управління джерелами живлення індукційних установок. Запропоновано програмне забезпечення, яке дозволяє скоротити час на налагодження нечіткого регулятора.*

**Ключові слова:** мікропроцесорна система, нечіткий регулятор.

*В работе приведены результаты практических исследований по созданию микропроцессорной системы управления источниками питания индукционных установок. Предложено программное обеспечение, которое позволяет сократить время настройки нечеткого регулятора.*

**Ключевые слова:** микропроцессорная система, нечеткий регулятор.

Внедрение новых технологий управления источниками питания открывает перспективы реализации новых возможностей по повышению энергосбережения в электротермических установках. Актуальность этой проблемы определяется необходимостью разработки более экономичных источников питания, т.к. в Украине широко используется электротермическое оборудование с большой энергоёмкостью. В этих условиях недоиспользование применяемого оборудования, приводящее к увеличению удельного расхода электроэнергии на единицу продукции, повышению её себестоимости и снижению рентабельности производства, оборачивается большими потерями.

Проведенные ранее исследования [1,2] показали высокую эффективность и широкие возможности технологии «нечеткого» управления. Однако очевидным является необходимость дальнейшего совершенствования способов настройки регуляторов, т.к. на практике работа эксперта должна корректироваться в зависимости от конкретного оборудования и условий работы установки.

Целью работы является разработка и практическая реализация системы нечеткого управления источником питания индукционной установки, а также создание программного продукта, позволяющего настраивать систему в реальном масштабе времени.

Разработанная принципиальная схема системы управления показана на рисунке 1. Основным устройством системы является микропроцессорный контроллер Amega16 фирмы Atmel обозначенный как DD1. На схеме приведены: ZQ1 – кварцевый резонатор; SB1, SB2 – кнопки «ПУСК» и «СТОП»; DD1 – стабилизатор напряжения формирователя импульсов управления тиристорами (ФИУ); V1, V2 – оптроны гальванической развязки; T1 - T4 – трансформаторы ФИУ; VT1, VT2 – ключевые транзисторы ФИУ; VD1, VD2 – отсекающие диоды ФИУ; HL1, HL2 – сигнальные светодиоды; R1 - R10, R14 - R16 – резисторы; R11 – резистор формирования задания; R12 - R13 – подстроечные резисторы обратных связей; C1 - C11 – фильтрующие конденсаторы; XS – разъем соединения системы управления с источником питания.

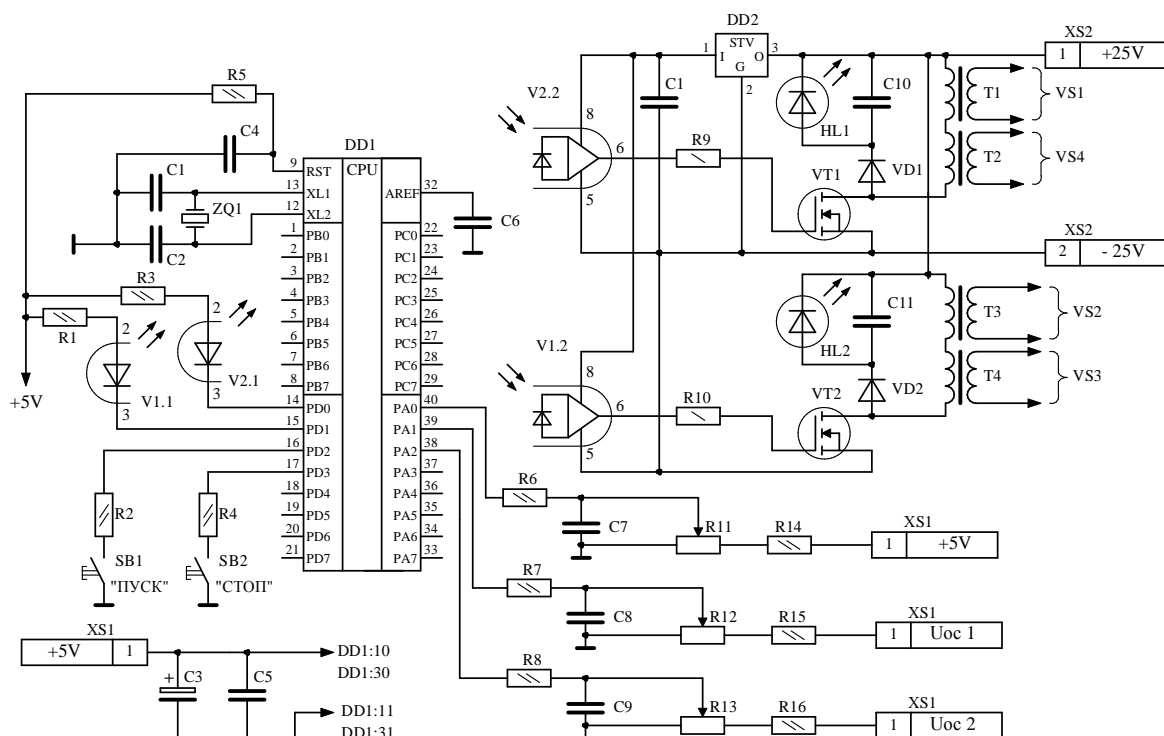


Рисунок 1 – Принципиальная схема системы нечеткого управления

Источник питания выполнен по схеме резонансного инвертора удвоения частоты с диодами встречного тока, схема которого изображена на рисунке 2. На рисунке изображены: QF1 – трёхфазный силовой автомат; HL1 – сигнальная лампа сигнализирует о наличии напряжения на входе физической модели; TV1 – сетевой понижающий 3х-фазный трансформатор; VD1...VD6 – диоды выпрямителя; СФ – фильтровый конденсатор; LФ – фильтровый дроссель; RS1 – шунт в цепи входного тока; RS2 – шунт в цепи диагонали переменного тока инвертора; LP – разделительная индуктивность; CP – разделительный конденсатор; ZH –

нагрузка (индуктор); СН – блок конденсаторов компенсирующие нагрузку; VS1...VS4 – тиристоры инвертора; VD1...VD4 – обратные диоды инвертора; СК – конденсатор коммутирующий; LK – индуктивность коммутирующая; ТА1, ТА2 – трансформаторы тока.

Питания физической модели осуществляется от промышленной 3х фазной сети 380В, которая преобразуется понижающим 3х-фазным трансформатором TV1 в напряжение 38В. Выпрямитель собран по схеме Ларионова. Выходное напряжение выпрямителя фильтруется конденсатором СФ типа К50-18 1000мк 50В и контролируется вольтметром PV1 типа М381 на 250В к.т. 1,5 и составляет 50 В.

В качестве фильтрового LФ дросселя применяется дроссель, намотанный медной шиной на магнитопровод из электротехнической стали, индуктивность которого составляет 2,76 мГн. В качестве измерителя входного тока инвертора используется 10А шунт RS1 на 75мВ. Ток тиристоров одной диагонали инвертора контролируется ТА1, сигнал с которого подаётся в систему управления относительно которого формируются импульсы управления тиристоры инвертора. Ток инвертора в диагонали моста контролируется с помощью шунта RS2. Шунт RS2 состоит из трёх параллельно включенных резисторов типа С5-16М-5Вт 0.2 Ом±1%. Ключевыми элементами инвертора являются тиристоры VS1 – VS4 типа ТЧ25С-8-374 и диоды VD1 – VD4 типа ДЧ251-160Х-11-3. В качестве реактивных элементов инвертора используются конденсаторы СК и СР типа К72-11 на 250В-10кГц-3.3мкФ и индуктивности LK и LP. В качестве нагрузки ZH используется индуктор с отпайками, внутри которого находится труба, состоящая из двух материалов: стальной и медной. Конденсаторы, компенсирующие нагрузку СН, применены типа К72-11 на 250В-10кГц-3.3мкФ.

Для перепрограммирования контроллера и изменения настроек регулятора на Delphi была разработана программа «Fuzzy regulator manager», внешний вид которой представлен на рисунке 3. Эта программа позволяет менять параметры функции принадлежности трапециидального вида [2] для двух входов и выхода регулятора. Эти параметры могут задаваться как численно, так и при помощи ползунков.

Для переноса выбранных настроек в контроллер используется интерфейс RS232. Вся процедура программирования осуществляется нажатием кнопки «Применить». После программирования контроллера текущие параметры отображаются в окне примененных настроек. Так как контроллеры AVR допускают внутрисхемное программирование, то регулятор с новыми настройками начинает свою работу сразу после программирования. Используемые настройки могут быть сохранены (кнопка «Сохранить»).

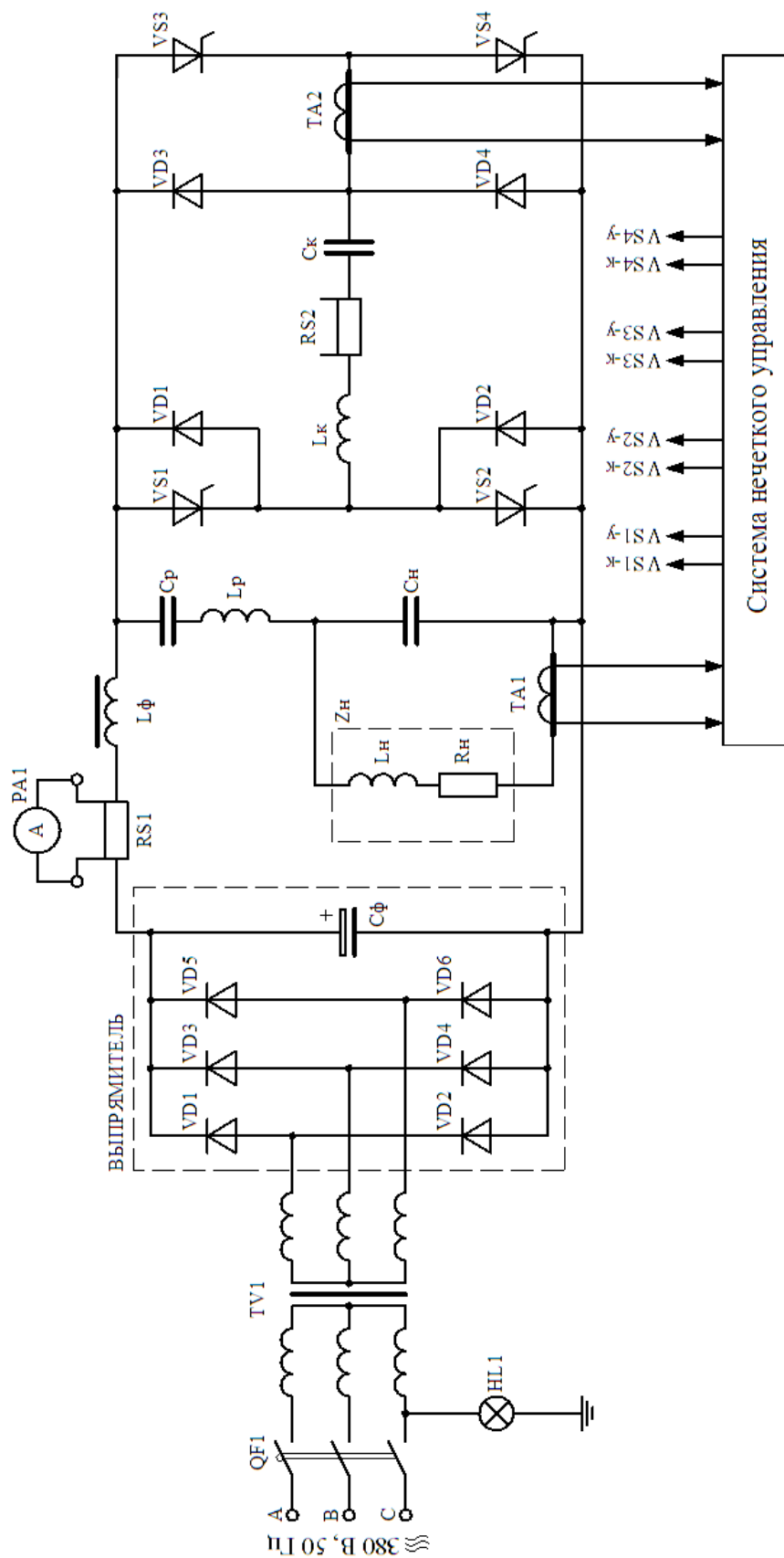
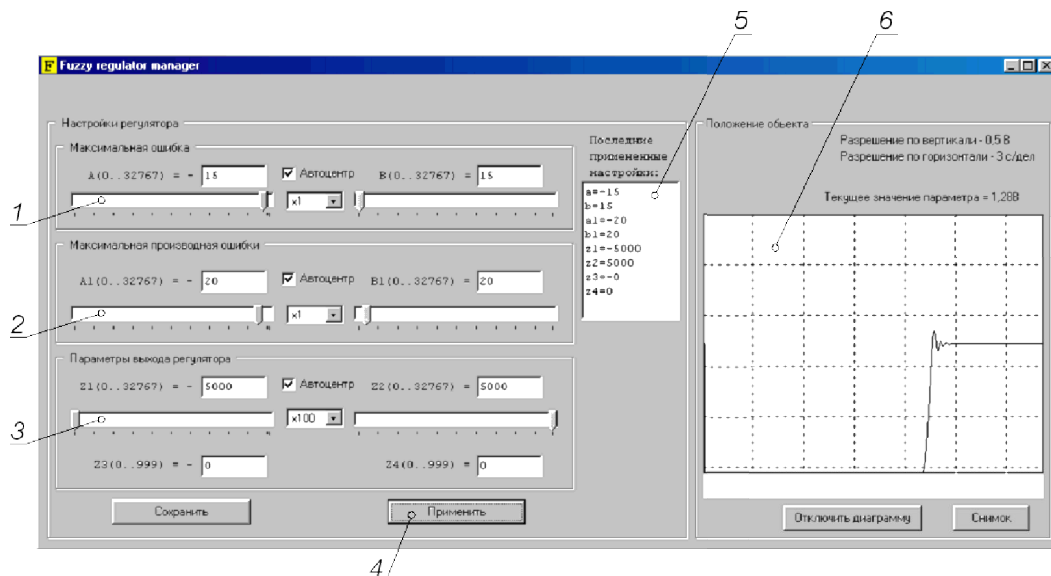


Рисунок 2 – Принципиальная схема физической модели источника питания



1, 2 – окна настройки параметров функции принадлежности по первому и второму входу регулятора соответственно; 3 – окно настройки параметров выхода регулятора; 4 – кнопка программирования контроллера; 5 – текущие значения настроек регулятора; 6 – диаграмма контролируемой величины.

Рисунок 3 – Общий вид программы настройки нечеткого регулятора

Для оценки качества переходных процессов при заданных настройках, в программе предусмотрена обратная связь контроллера с компьютером, которая оформлена в виде диаграммы по регулируемой координате в реальном масштабе времени. Значения, отображаемые на диаграмме, сформированы контроллером по данным, которые он получает с датчика обратной связи в процессе управления. В связи с тем, что управление требует больших ресурсов, для экономного использования памяти на диаграмме отображаются не все обрабатываемые значения, а только каждое пятое. Как показало практическое использование, этих значений вполне достаточно для построения диаграмм медленно протекающих процессов в источнике питания. Диаграмма может быть сохранена нажатием кнопки «Снимок».

В ходе экспериментов на разработанной физической модели были подтверждены все теоретические результаты, полученные в [1,2].

Например, на рисунке 4 приведена осциллограмма регулируемой координаты – входного тока преобразователя (кривая 1) и выхода нечеткого регулятора (кривая 2) при минимальном наборе правил (рис. 6 [1]).

На рисунке 5 приведены осциллограммы регулируемой координаты – входного тока преобразователя (кривая 1) и производной регулируемой координаты (кривая 2) при ограничении амплитуды производной (рис. 9 [2]).

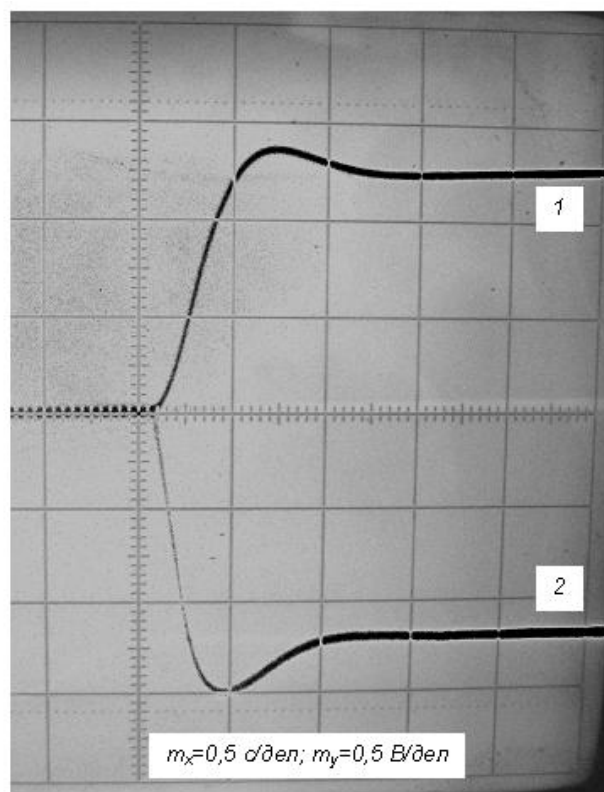


Рисунок 4 – Осциллограмма процессов в объекте и регуляторе при минимальном наборе правил

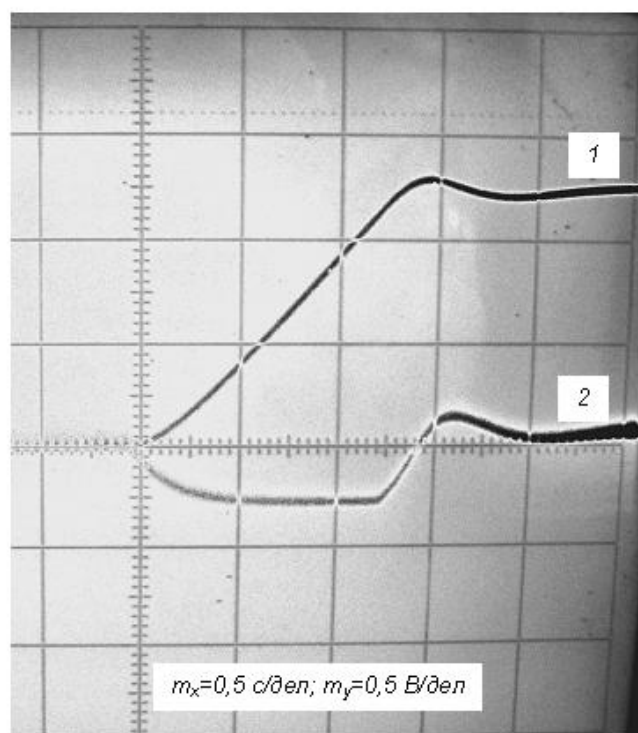


Рисунок 5 – Осциллограмма процессов в объекте при ограничении производной



**Выводы.** Разработана и исследована физическая модель источника питания индукционной установки с микропроцессорной системой управления. Рекомендуемые в предыдущих работах настройки нечеткого регулятора проверены в масштабе реального времени при помощи программного обеспечения «Fuzzy regulator manager». Как схема системы управления, так и программное обеспечение для настройки регуляторов могут быть использованы в промышленных условиях.

### **Библиографический список**

1. Кобец Д. В. Система нечеткого управления источниками питания индукционных установок / Д.В. Кобец, Р.Н. Саратовский, С.Н. Середа, В.И. Ушаков // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Випуск 8(140). – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2008. – С. 224 - 227.

2. Мотченко А.И. Система нечеткого управления динамическими объектами с функцией ограничения координат / А.И. Мотченко, Д.В. Кобец // Сб. научн. тр. ДонГТУ. Вып. 28. – Алчевск: ДонГТУ, 2009. – С. 405 - 411.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Зеленовым А.Б.*

*к.т.н. Плюгин В.Е.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина),  
Гребенюков Д.А.  
(ЗАО «Менса Индастриал Динамик», г. Запорожье, Украина)*

## **РАСЧЕТ ЧАСТОТНО-РЕГУЛИРУЕМЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ МЕХАНИЗМОВ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ КРАНОВ**

*Розглянута методика розрахунку механізмів підйому і пересування мостових металургійних кранів, орієнтованих на управління від частотних перетворювачів. Приведені розрахунки статичних потужностей механізмів підйому і пересування крану, розрахунок номінальної потужності, а також розрахунок і вибір перетворювачів частоти.*

**Ключові слова:** *електропривод крану, статична потужність, перетворювач частоти, механізми підйому і пересування.*

*Рассмотрена методика расчета механизмов подъема и передвижения мостовых металлургических кранов, ориентированных на управление от частотных преобразователей. Приведены расчеты статических мощностей механизмов подъема и передвижения крана, расчет номинальной мощности, а также расчет и выбор преобразователей частоты.*

**Ключевые слова:** *крановый электропривод, статическая мощность, преобразователь частоты, механизмы подъема и передвижения.*

**Введение.** Крановое электрооборудование является одним из основных средств комплексной механизации всех отраслей народного хозяйства. Электропривод большинства грузоподъемных машин характеризуется повторно - кратковременном режимом работы при большей частоте включения, широком диапазоне регулирования скорости и постоянно возникающих значительных перегрузках при разгоне и торможении механизмов. Особые условия использования электропривода в грузоподъемных машинах явились основой для создания специальных серий электрических двигателей и аппаратов кранового исполнения. Проектирование и расчеты кранового электропривода, несмотря на многолетнее развитие как теоретической части, так и аппаратного обеспечения, не имеют практической ценности без учета специфики эксплуатации в условиях конкретного производства и опыта промышленного внедрения.

**Постановка задач исследования.** Целью настоящей работы является представление методики расчета механизмов подъема и перемещения мостовых металлургических кранов, ориентированных на управление от частотных преобразователей. Научно-исследовательская база сформирована при поддержке российского гиганта краностроения, предприятия мирового масштаба - ЗАО «Сибирский завод тяжелого машиностроения», г. Красноярск [1 – 4]. Рассматриваемая в данной работе методика является единственной, по которой на Украине производится реконструкция кранов производства ЗАО «Сибятжмаш» и согласованной с конструкторским отделом этого предприятия.

**Материалы исследования.** Наиболее важными параметрами, характеризующими крановый электропривод, являются статические и номинальные мощности механизмов. Именно эти величины являются основополагающими в выборе электродвигателей, преобразователей частоты, формировании стоимости всего электрооборудования крана и, в конечном итоге, жизнеспособности крана как промышленной единицы предприятия.

Статическая мощность механизма подъема (1), главным образом определяется расчетом к.п.д. механизма подъема, массой подвески и канатов:

$$P_{ст} = \frac{(m_{гр} + m_{подв} + m_{к}) \cdot g \cdot v}{60\eta}, \quad (1)$$

где  $m_{гр}$  – масса груза, т;

$m_{подв}$  – масса подвески (ковш, крюк, траверса, клещи), т;

$m_{к}$  – масса каната средняя, т;

$g = 9,8 \text{ м/с}^2$ ;

$v$  – скорость подъема, м/с;

$\eta$  – к.п.д. механизма подъема.

К.п.д. механизма подъема находится как

$$\eta = \eta_{б} \cdot \eta_{п} \cdot \eta_{от} \cdot \eta_{р}, \quad (2)$$

где  $\eta_{б}$  – к.п.д., учитывающий потери в опорах барабана, а также потери, вызванные жесткостью каната;

$\eta_{п}$  – к.п.д. полиспаста;

$\eta_{от}$  – к.п.д. открытой зубчатой пары (если открытой пары нет, то  $\eta_{от} = 1$ );

$\eta_{р}$  – к.п.д. редуктора.

Масса подвески и масса канатов выбирается по таблице эмпирических данных (табл. 1) и зависит от грузоподъемности, высоты подъема, колеи тележки, числа ветвей полиспаста.

Таблица 1 - К выбору массы подвески и полиспаста

Грузоподъемность, т	Высота подъема, м	Колея тележки, мм	Число ветвей полисп.	$\eta_{\text{п}}$	Масса траверсы, кг	Масса канатов, кг	Общая масса груза, кг
100	18	6300	12	0,980	6000	1380	108000
	35	7500			6600	2330	109000
140	18	7500	16	0,970	11000	1880	153000
	35					2980	154000
180	18		20	0,960	17300	2450	200000
	35					3770	201500
225	18		28	0,945	24000	3050	252000
	35					5400	255000
280	18		16	0,970	25000	4100	310000
	35				27000	6540	314000
320	18		20	0,960	28000	4650	353000
	35				31000	7200	359000
360	18		24	0,950	34000	5700	400000
	35				37500	8900	407000
400	18		24	0,950	37000	5700	443000
	35				40000	8900	449000
450	18		28	0,945	45000	6400	502000
	35				48000	10700	509000
500	18		32	0,935	48000	7000	555000
	35				50000	11600	562000
560*	18	9750	36	0,925	58000	9000	627000
	35					13000	631000
630*	18		40	0,915	66000	10000	706000
	35					14000	710000

Статическая мощность механизмов передвижения (механизмы передвижения тележки, моста крана) наиболее сложна в расчете, т.к. определяется влиянием многих факторов, не подчиняющимся строгим зависимостям. Рассмотрим получение статической мощности механизмов передвижения подробно.

Статическая мощность электродвигателя механизма передвижения, кВт:

$$P_{\text{ст}} = \frac{W_{\text{ст}} \cdot v}{60 \cdot \eta}, \quad (3)$$

где  $W_{\text{ст}}$  - статическое сопротивление движению крана.

$v$  – скорость передвижения, м/мин;

$\eta$  - к.п.д. механизма передвижения.

К.п.д. механизма передвижения  $\eta$  находим как произведение к.п.д. редуктора и квадрата к.п.д. зубчатой муфты  $\eta = \eta_p \cdot \eta_{\text{зм}}^2$ . Обычно,  $\eta = 0,8 \dots 0,9$  для механизмов передвижения тележек и кранов с цилиндрическими зубчатыми передачами при номинальной нагрузке.

Статическое сопротивление движению крана, кН:

$$W_{\text{ст}} = W_{\text{тр}} + W_{\text{ук}}, \quad (4)$$

где  $W_{\text{тр}}$  – усилие на преодоление сил трения;

$W_{\text{ук}}$  – усилие на преодоление уклона рельсового пути.

Усилие на преодоление сил трения, кН:

$$W_{\text{тр}} = \omega_{\text{тр}} \cdot (Q + G), \quad (5)$$

где  $\omega_{\text{тр}}$  - удельное сопротивление передвижению ребордных ходовых колес;

$Q$  – вес груза, кН;

$G$  – вес крана при расчете механизма передвижения крана, кН;

$G$  – вес тележки с траверсой при расчете механизма передвижения тележки, кН.

Усилие на преодоление уклона рельсового пути, кН

$$W_{\text{ук}} = K_y \cdot (Q + G), \quad (6)$$

где  $K_y$  – коэффициент, учитывающий уклон рельсового пути:

$K_y = 1,0$  для мостовых кранов;

$K_y = 3,0$  для козловых кранов;

$K_y = 2,0$  для тележек.

Удельное сопротивление передвижению ребордных ходовых колес

$$\omega_{\text{тр}} = K_p \cdot \frac{2000}{D_k} \cdot \left( \mu + \frac{D_{\text{ц}}}{2} \cdot f \right), \quad (7)$$

где  $K_p$  - коэффициент, учитывающий трение реборд о рельс;

$\mu$  – плечо трения качения ходового колеса, м;

$f$  – коэффициент трения подшипников опор вала ходового колеса;

$D_k$  – диаметр ходового колеса, м;

$D_{\text{ц}}$  – диаметр цапфы вала ходового колеса, м.

Диаметр цапфы вала ходового колеса можно приблизительно определить как  $D_{\text{ц}} = D_k / (4 \dots 6)$ .

Расчет номинальной мощности электродвигателей механизмов подъема или передвижения находим исходя из статической мощности, полученной ранее:

$$P_n = \frac{P_{\text{ст}}}{K_T \cdot K_p \cdot K_{\Pi}}, \quad (8)$$

где  $K_T$  – температурный коэффициент (табл. 2);

$K_p$  – коэффициент, учитывающий режим работы;

$K_{\Pi} = 0,6$  – коэффициент запаса для механизма передвижения (для механизма подъема не учитывается).

Для релейно-контакторных систем управления вводится также коэффициент запаса  $K_{\text{р.к.}} = 1.18$ , на который необходимо увеличить статическую мощность.

Таблица 2 - Температурный коэффициент в формуле расчета номинальной мощности

Температура, °C	40	50	60	70	80
$K_T$	1	0,9	0,82	0,7	0,6

При определении коэффициента режима работы следует пользоваться правилом: для металлургии стандартным является относительная продолжительность включения ПВ 40%. Коэффициент  $K_p$ , учитывающий эксплуатацию оборудования при другом режиме ПВ, определяется по формуле

$$ПВ\%_{xx} = \sqrt{\frac{ПВ40\%}{ПВ\%_{xx}}}, \quad (9)$$

где индекс  $xx$  соответствует требуемому ПВ.

Группы режима работы кранов и группа режима работы механизма определяются по соответствующим таблицам.

По рассчитанным статическим и номинальным мощностям механизмов крана выбираются преобразователи частоты. Отметим, что выбор преобразователей частоты осуществляется не по мощности, а по току.

Ток, по величине которого производится выбор преобразователей частоты (инверторов) приводного механизма, определяется по следующему выражению:

$$I_{\text{пр}} = \frac{k_{\text{max}}}{1.36} I_{\text{п}} N_{\text{дв}} N_{\text{пр}}, \quad (10)$$

где  $k_{\text{max}}$  – отношение максимального тока к полному току  $I_{\text{п}}$  двигателя, принимается равным 2,0;

$N_{\text{дв}}$  – количество двигателей в приводном механизме;

$N_{\text{пр}}$  – количество преобразователей (инверторов), управляющих приводным механизмом.

Полный ток электродвигателя с учетом коэффициента загрузки:

$$I_{\text{п}} = \sqrt{I_{\text{а}}^2 \left( \frac{P_{\text{ст}}}{P_{\text{н}}} \right)^2 + I_{\text{р}}^2}, \quad (11)$$

где  $I_{\text{а}}$ ,  $I_{\text{р}}$  – соответственно активная и реактивная составляющие номинального тока двигателя;

$P_{\text{ст}}$  – статическая мощность механизма;

$P_{\text{н}}$  – номинальная мощность электродвигателя.

Проверка правильности выбора преобразователя частоты производится нахождением отношения максимального тока преобразователя к полному току двигателя:

$$\frac{I_{\text{п max}}}{I_{\text{п}}} = \frac{1,36 I_{\text{пн}} N_{\text{дв}}}{I_{\text{п}} N_{\text{пр}}}, \quad (12)$$

где  $I_{\text{пн}}$  – номинальный ток преобразователя, выбранного по расчетному току  $I_{\text{пр}}$ .

Найденное по (12) отношение токов не должно быть ниже, чем 1,80 для обеспечения допустимой перегрузочной способности привода.

**Выводы.** По изложенной в данной работе методике были рассчитаны и выбраны электродвигатели и преобразователи частоты для комплектации системы электропривода мостовых металлургических кранов грузоподъемностью от 46т до 600т таких предприятий Украины, как ОАО «Азовсталь», г. Мариуполь, ОАО «АМК», г. Алчевск, ОАО «Энегомашспецсталь», г. Краматорск. Методология расчета, совместно с базой данных технических параметров и коэффициентов, частично заявленных в рассмотренной работе, являются составной частью САПР, используемой в настоящий момент для проектирования и расчета частотно-регулируемых электроприводов механизмов подъема и передвижения металлургических кранов на ЗАО «Сибирский завод тяжелого машиностроения», г. Красноярск.

### **Библиографический список**

1. *Расчеты крановых механизмов и их деталей. Под ред. Р.А. Лалаянца.* - М.: ВНИИПТМАШ, 1993. – 187 с.
2. *Технические условия на транспортно-технологические краны для обслуживания предприятий металлургической промышленности. Руководящий документ.* – М.: ВНИИПТМАШ, 2004. – 72 с.
3. *А.Г. Яуре, З.Е. Шафиров и др. Краны грузоподъемные: методика расчета и выбора электрооборудования РТМ 24.090.81-85. Министерство тяжелого и транспортного машиностроения, 1985. – 89с.*
4. *Motor power and brake selection calculation. Closed corporation “Siberian plant of heavy machine-building”. – Krasnoyarsk, 2008. – p.42.*

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблодским Н.Н.*



*к.т.н Комісаренко О.І.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **МЕТОДИКА ПЕРЕВІРОЧНОГО РОЗРАХУНКУ КЕРОВАНИХ ДУГОГАСИЛЬНИХ КОНТАКТІВ**

*Описується методика перевірного розрахунку електромагніту і процесу дугогасіння у схемі гібридного вимикача постійного струму, дугогасильні контакти якого управляються електромагнітним приводом із струмовою котушкою. Застосування розробленої схеми і методики забезпечить менші комутаційні перенапруги й знизить енерговиділення на елементах контура.*

**Ключові слова:** методика, схема, електромагніт, дугогасильні контакти, комутація.

*Описывается методика поверочного расчета электромагнита и процесса дугогашения в схеме гибридного выключателя постоянного тока, дугогасительные контакты которого управляются электромагнитным приводом с токовой катушкой. Применение разработанной схемы и методики обеспечит меньшие коммутационные перенапряжения и снизит энерговыделение на элементах контура.*

**Ключевые слова:** методика, схема электромагнит, дугогасительные контакты, коммутация.

**Проблема та її зв'язок із науковими та практичними задачами.** Надійність роботи електроустаткування, особливо якщо в схемах присутні напівпровідникові прилади й індуктивні елементи, неабиякою мірою залежить від якості процесу відключення, яке забезпечують комутаційні апарати, застосовані в схемі. Для безпечної комутації апарат і його схема за період відключення повинні забезпечити мінімальне енерговиділення на елементах навантаження при допустимому рівні перенапруг.

Розроблена схема комутації, наведена на рисунку 1, дозволяє зберегти в гібридному апараті всі основні переваги контактних комутаційних апаратів. При відключенні ланцюга таким апаратом істотно знижується енергія, що виділяється в дузі й навантаженні при низькому (контрольованому) рівні комутаційних перенапруг. Але, для забезпечення закладеного принципу дії, необхідно відповідним чином погоджувати тягову характеристику електромагніту й параметри контактно - дугогасильної системи. Оскільки йдеться про динамічні процеси в електрома-

гнітному механізмі й у дузі відключення, завдання представляється доволі складним. У даній роботі наведено рішення цієї задачі в першому наближенні, зрозумілому для інженерних працівників і проектувальників. Методика показує взаємозв'язок параметрів, і буде корисною для вирішення практичних завдань при проектуванні аналогічних пристроїв.

**Аналіз досліджень і публікацій.** Схема розробленого вимикаючого пристрою рисунок 1 [1] містить: головні контакти 1, паралельно активно-індуктивному навантаженню 2 включений ланцюг, що містить діод 3, керовані дугогасильні контакти 4 і 5, з'єднану гнучким струмопідводом 6 з рухомим контактом 5 струмову котушку 7 стежачого електромагнітного приводу, сердечник 8 якого механічно пов'язаний з рухомим контактом 5 і зворотною пружиною 9.

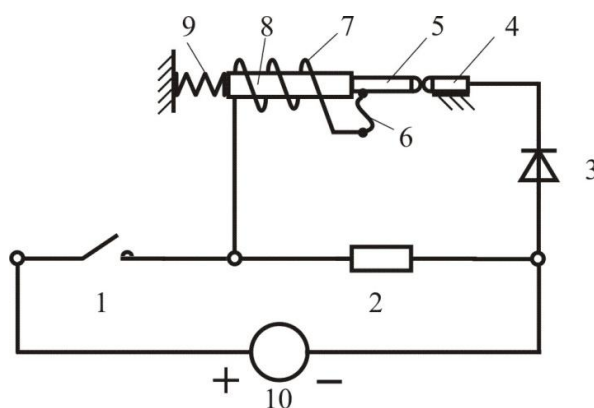


Рисунок 1 - Схема вимикаючого пристрою

Схема працює таким чином. Після розмикання контактів 1 електрична дуга, що утворилася на них, швидко гасне, оскільки під дією ЕРС самоіндукції, що виникла в навантаженні 2 включається діод 3. Електромагнітна енергія, запасена в навантаженні 2, розсіюється в контурі 2, 3, 4, 5, 6, 7, 2. Струм, що з'явився в контурі, обтікає котушку 7, яка втягує сердечник 8 і контакти 4 і 5 розмикаються. На дузі, що утворилася між ними, відбувається розсіювання енергії, запасеної в навантаженні. При цьому енергія відводиться від інших елементів контура на дугу.

Із зменшенням струму опір дуги на контактах 4 і 5 збільшується відповідно до співвідношення [2]:

$$r_{\partial} = \frac{e_{\partial}(i) \cdot l_{\partial}}{i}, \quad (I_0 \geq i \geq 0), \quad (1)$$

де  $e_{\partial}(i)$  й  $i$  - градієнт напруги та струм дуги;  
 $l_{\partial}$  - довжина дуги.

При неконтрольованому процесі гасіння дуги це може привести до надмірного зростання швидкості спаду струму в контурі і виникненню небезпечних перенапруг:

$$U_{\partial.max} = E_{\partial.ж} + L \frac{di}{dt}, \quad (2)$$

де  $U_{\partial.max}$  - максимальна за період відключення напруга на дузі;

$E_{\partial.ж}$  - ЕРС джерела живлення;

$L$  - індуктивність контура,

що, в свою чергу, може викликати повторні запалювання дуги на контактах або вивести з ладу напівпровідникові прилади.

**Постановка задачі.** Завданням розрахунку є визначення параметрів стежачого електромагніту, контактів, дуги відключення й їх узгодження з метою забезпечення заданого процесу відключення. В ідеалі процес відключення повинен відповідати оптимальному процесу [3]:

$$u_d(t) = R_d \cdot i = U_e + e_d(i) \cdot I_d(i) = U_{\partial}^{max}, \quad (3)$$

де  $U_e$  - приелектродне падіння напруги;

$U_{\partial}^{max}$  - максимально допустима напруга на дугогасильних контактах.

У першому наближенні нехтується інерцією рухомих частин та електромагнітних процесів, вважається також, що дуга розташовується співвісно контактам і має квазіпружні властивості.

**Виклад матеріалу та його результати.** На першому етапі проектування вибирається тип магнітопровода та загальна компоновка конструкції. Наприклад, вибирається електромагніт соленоїдного типу і прямоходова конструкція контактів (рис.2). Початковими даними розрахунку є:

максимальний струм, що відключається.  $I_{0max}$  (вважається, що в момент включення діоду 3 (рис.1) струм в дугогасильних контактах приблизно рівняється струмові навантаження  $I_n$ );

допустимий рівень комутаційних перенапруг:

$$K_{II} = \frac{U_{\partial}^{max}}{E_{\partial.ж}} \quad (4)$$

(визначається можливостями ізоляції навантаження і апарата та запасом по напрузі напівпровідникових приладів);

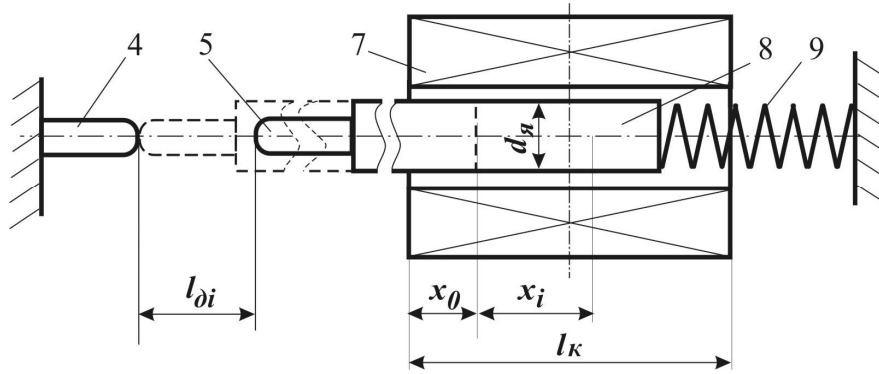


Рисунок 2 - Загальна компоновка конструкції дугогасильних контактів та стежачого електромагніта

діаметр якоря  $d_y$  електромагніту (істотно впливає на величину сили електромагніту і зсув її максимуму [4]);

початкове положення  $x_0$  якоря 8 (початкове занурення - визначається, зокрема, початковим контактним натисненням),

жорсткість зворотної пружини  $c_{з.н}$  та її довжина  $l_{пр}$  (визначаються вимогами динаміки механізму та ін.).

Розрахунок починається з визначення максимального ходу якоря  $x_{max}$ . Для цього знаходиться максимальна довжина дуги  $l_{д.мах}$ . Враховуючи прийняті допущення, з рівняння (3) маємо:

$$l_{д.мах} = kx_{max} = k \frac{U_{д}^{max} - U_e}{e_{д}(I_{0мах})}, \quad (5)$$

де  $k$  - коефіцієнт, що враховує співвідношення плечей важелів при поворотній конструкції механізму (для прямоходової системи  $k=1$ );

$x_{max}$  - максимальний хід якоря;

$e_{д}(I_{0мах})$  - градієнт напруги дуги при струмі  $I_{0мах}$ , (визначається аналітично або знаходиться за експериментальними даними відповідно до конструкції дугогасильного пристрою [2]).

Початкове натиснення дугогасильних контактів  $F_{д.к.н}$  визначається з умов відсутності їх зварювання. Для цього можна використати одну з відомих залежностей, наприклад, просту [5]:

$$I_{н.зв} = k_{зв} \sqrt{F_{д.к.н}}, \quad (6)$$

де  $k_{зв}$  - коефіцієнт зварювання;

$I_{н.зв}$  - початковий струм зварювання (приблизно приймається  $I_{н.зв} = I_{0мах}$ );

Звідки

$$F_{\partial.k.n} = \left( \frac{I_{n.36}}{k_{36}} \right)^2 = \left( \frac{I_{\partial.max}}{k_{36}} \right)^2. \quad (7)$$

Таким чином знаходиться мінімальна сила в протидіючій характеристиці  $F_{np}(x)$ . Далі визначається протидіюча характеристика  $F_{np}(x)$  (рис.3):

$$F_{np}(x) = F_{д.к.п.} + c_{з.п} (x - x_0). \quad (8)$$

Чим більше початкове занурення  $x_0$ , тим меншого струму потрібно для утримання якоря в кінці процесу відключення (точка 3, рис.3). З іншого боку, чим більше  $x_0$ , тим менше максимальний хід якоря, а, тому і максимальна довжина дуги і напруга на ній (при прямоходової системі механізму рис.2).

Наступним етапом ставиться задача визначити намагнічувальну силу електромагніту, що забезпечує переміщення якоря 8 і пов'язаного з ним дугогасильного контакту 5 (рис.1 і 2) в точку  $x_{max} = l_{\partial.max}$ , (рис.3). Сила, що діє на якір втяжного електромагніту без магнітопровода, в загальному вигляді визначається рівнянням:

$$F_e = 1,02 \cdot 10^{-7} \theta \cdot S_y (B_y - \mu_0 \theta), \quad (9)$$

де  $B_y$  – індукція в перетині, відповідному початку обмотки;

$S_y$  – площа поперечного перетину якоря;

$\theta = wi$  – намагнічувальна сила котушки;

$w$  – число витків котушки;

$\mu_0$  – магнітна постійна.

Проте, для спрощення в першому наближенні, враховуючи насичений стан якоря, що звичайно має місце, залежність електромагнітної сили, що діє на якір, у функції його положення може бути представлена у вигляді [4]:

$$F_e = F_{e.max} \cdot f(x)$$

або

$$\left. \begin{aligned} F_e &= 2,5F_{e.\max} \cdot \frac{x}{l_k}, & (0 \leq x \leq 0,4l_k); \\ F_e &= F_{e.\max}, & (0,4l_k < x \leq 0,84l_k); \\ F_e &= 2,27F_{e.\max} \cdot (1 - 0,67 \frac{x}{l_k}); & (0,84l_k < x \leq 1,5l_k). \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Тут

$$F_{e.\max} = c \cdot S_{\text{я}} \frac{\theta}{l_k}, \quad (11)$$

де  $c = 1,57 \div 1,76 \text{ Н/м} \cdot \text{А}$ ;

$l_k$  – довжина котушки, м (приймається, наприклад,  $l_k = l_{\text{д.мак}}$ );

Сімейство тягових характеристик, побудованих по (10-11) для різних  $\theta$  представлено на рисунку 3. Підстановкою у (8) значення максимального ходу якоря:

$$x = x_{\max} = l_{\text{д.мак}}, \quad (12)$$

знаходиться максимальна протидіюча сила  $F_{\text{пр.мак}}$ , яку розвиває пружина 9 при переміщенні якоря 7 на максимальну відстань (точка 1, рис.3). Підстановкою у (10)  $F_e = F_{\text{пр.мак}} = F_{e1}$ , з урахуванням (12), отримується значення потрібної намагнічувальної сили котушки :

$$\Theta_{\max} = w I_{0\max} = \frac{F_{\text{пр.мак}} \cdot l_k}{c \cdot S_{\text{я}} \cdot f(x_{\max})}, \quad (13)$$

звідки знаходиться потрібна кількість витків котушки:

$$w = \frac{F_{\text{пр.мак}} \cdot l_k}{c \cdot S_{\text{я}} \cdot f(x_{\max}) \cdot I_{0\max}}. \quad (14)$$

Тепер можна знайти силу тяги електромагніту  $F_{ei}$  для кожного поточного значення  $i_i$  струму, що відключається (точка 2, рис. 3). Поточний струм визначається з рівняння:

$$L \frac{di}{dt} + iR + u_{\delta} = E_{\delta ж}, \quad (15)$$

де  $R$  - активний опір навантаження.

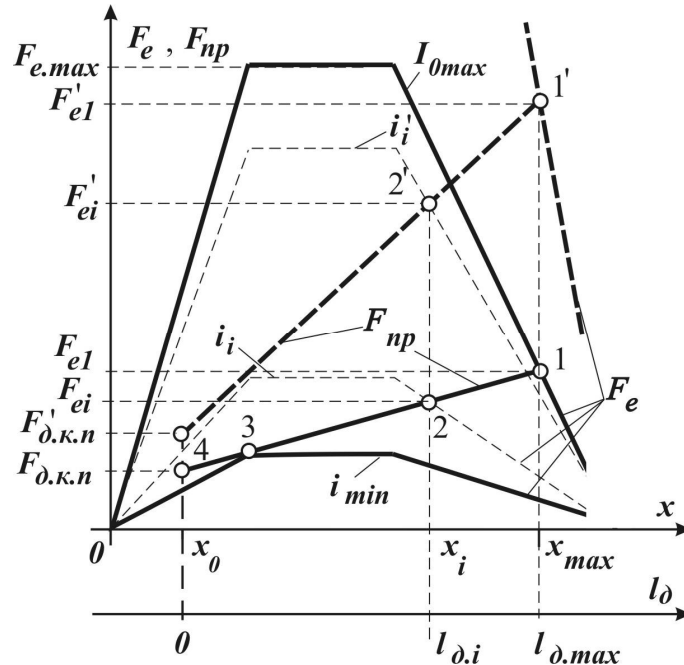


Рисунок 3 – Електромеханічні та протидіючі характеристики стежачого електромагніту

Спільне рішення рівнянь (8-15) дозволяє визначити форму кривої напруги на дугогасильних контактах і, якщо вона не відповідає бажаній, вносяться корективи в початкові дані. Враховуючи нелінійний характер рівнянь, рішення даної задачі може бути одержано чисельними методами. На рисунку 3 представлена графічна інтерпретація такого рішення. Починаючи з точки 1, яка відповідає струму  $I_{0max}$ , зменшується поточний струм на величину  $\Delta i$  та обчислюються нові значення сили тяги  $F_{ei}$ , положення якоря  $x_i$  та нова довжина дуги  $l_{\delta i}$  (рис.3). З (3) знаходиться значення  $u_{\delta i}$ , а рівняння (15) дає значення часу. Отримана крива  $u_{\delta}(t)$  порівнюється з оптимальною, і приймається рішення про необхідність корегування параметрів конструкції, наприклад, жорсткості пружини 9  $c_{з.н.}$  (слід зауважити, що при незмінній силі  $F_{\delta.к.н.}$  (точка 4 на рис. 3) необхідно змінити і довжину пружини). На рисунку 3 наведено варіант зміни в сторону збільшення  $c_{з.н.}$  (пряма  $F'_{np}$ ). Відповідно аналогічні точки для нового розрахунку на рисунку 3 позначені штрихом.

При зниженні струму в контурі до величини  $i_{min}$  (точка 3) досягається точка нестійкої рівноваги і, при подальшому зниженні струму, під

дією пружини, контакти 4, 5 змикаються. Після чого процес відключення описується рівнянням:

$$L \frac{di}{dt} + iR_n = 0, \quad (0 \leq i < i_{min}), \quad (16)$$

з якого можна знайти вираз для струму:

$$i = i_{min} \exp(-t/T), \quad (17)$$

де  $T = L/R$  - постійна часу вимикаємого контура.

Напруга на контактах при цьому дорівнює нулю. Слід зазначити, що чим більше значення струму  $i_{min}$ , тим довше протікає процес відключення і тим більше енергії виділяється на активному опорі навантаження. На величину  $i_{min}$  впливають початкове контактне натиснення, параметри пружини 9 та конфігурація електромагнітного поля в зоні початкового занурення якоря  $x_0$ .

**Висновки й напрямок подальших досліджень.** Викладена методика дає уявлення про алгоритм проектування комутуючих пристроїв з взаємозв'язаними електромеханічними і дугогасильними процесами. З урахуванням теорії оптимального процесу відключення [3] її можна буде покласти в основу системи автоматизованого проектування аналогічних пристроїв. Надалі потрібна її апробація та уточнення з урахуванням нелінійних характеристик елементів схеми і інерційності процесів.

#### **Бібліографічний список**

1. Комісаренко О.І. Вимикаючий пристрій постійного струму Патент на корисну модель 41252 Бюл. № 9 от 12.05 2009 р.
2. Таев И. С. Электрические контакты и дугогасительные устройства аппаратов низкого напряжения / И. С. Таев. – М.: Энергия, 1973. – 424 с.
3. Исследование оптимальных условий функционирования гибридных аппаратов с отделением источника питания / С. Л. Ламанов, А. И. Комисаренко, В. И. Мельничук, В. К. Богданов // Сборник научных трудов/ ДонГТУ. – Алчевск, 2006. – Вып. 21. – С. 166 – 175.
4. Гордон А.В., Сливинская А.Г. Электромагниты постоянного тока. - М.-Л.: Госэнергоиздат, 1960. - 447 с.
5. Сахаров П.В. Проектирование электрических аппаратов. М.: Энергия, 1971. - 560 с.

*Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Зеленовим А.Б.*



*к.т.н. Комаревцева Л.Н.,  
Панькова М.Ю., Худобин К.В.  
(ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

**ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЗУБЦОВЫХ ГАРМОНИЧЕСКИХ  
НА ЭНЕРГИЮ ТЕПЛОВЫХ ПОТЕРЬ АСИНХРОННОГО  
ДВИГАТЕЛЯ, РАБОТАЮЩЕГО В ПОВТОРНО-  
КРАТКОВРЕМЕННОМ РЕЖИМЕ**

*Приведені результати теоретичних досліджень, отримані залежності, що визначають енергію теплових втрат, яка виділяється в двигуні за цикл повторно-короткочасного режиму роботи з урахуванням впливу зубцевих гармонійних.*

**Ключові слова:** *зубцеві гармоніки, механічна характеристика, математична модель, енергія теплових втрат.*

*Приведены результаты теоретических исследований, получены зависимости, определяющие энергию тепловых потерь, которая выделяется в двигателе за цикл повторно-кратковременного режима работы с учетом влияния зубцовых гармонических.*

**Ключевые слова:** *зубцовые гармоники, механическая характеристика, математическая модель, энергия тепловых потерь.*

Повышение эффективности эксплуатации угольных комбайнов может быть достигнуто за счет повышения надежности работы привода. Приводом угольного комбайна является асинхронный короткозамкнутый двигатель, который работает в повторно-кратковременном режиме, поэтому надежность двигателя зависит от величины энергии тепловых потерь, которая выделяется в его обмотках за один цикл включения. Выделяемая за один цикл включения двигателя энергия тепловых потерь определяет допустимое число пусков в час без снижения мощности двигателя и тем самым определяет производительность угольного комбайна.

Энергия тепловых потерь зависит от механической характеристики двигателя, которая определяется, в первую очередь, величиной пускового и максимального моментов. Величина пускового и максимального моментов двигателя зависит от многих факторов, некоторые из которых учитываются при проектировании двигателя (соотношение зубцов на статоре и роторе, влияние эффекта вытеснения тока, насыщения коронок зубцов и т.д.). Однако помимо основного момента в асинхрон-

ном двигателе возникают добавочные моменты от высших гармонических, которые оказывают существенное влияние на механическую характеристику [1]. Поэтому, определение механической характеристики двигателя и энергии тепловых потерь с учетом влияния высших гармонических, является вопросом актуальным.

Анализ отечественных и зарубежных исследований показывает, что наибольшее влияние на механическую характеристику двигателя оказывают зубцовые гармоники, порядок которых  $\nu$  зависит от числа пазов статора ( $z_1$ ) и числа пар полюсов машины ( $p$ ), которые создают прямое и обратное магнитные поля в воздушном зазоре двигателя:

$$\begin{aligned} \nu_{np} &= z_1 + p, \\ \nu_{об} &= z_1 - p. \end{aligned} \quad (1)$$

В работе [1] приведена методика расчета максимального момента от зубцовых гармонических и скольжения, при котором механическая характеристика добавочного момента проходит через нуль. При этом указано, что механическая характеристика от высших гармонических подобна механической характеристике от первой гармоники, методика расчета которой приведена во всех методических пособиях по расчету асинхронных двигателей, например, [2-3].

Для расчета величины тепловых потерь в обмотках машины требуется аналитически заданная механическая характеристика с учетом влияния зубцовых гармонических. Это позволит разработать математическую модель и исследовать влияние высших гармонических на величину энергии тепловых потерь.

Объектом исследования является комбайновый асинхронный двигатель ЭКВЭ4-200, который работает в повторно – кратковременном режиме с частыми пусками (S4). Режим работы двигателя характеризуется следующими показателями: число пусков в час  $N_n = 30$ ; продолжительность включения  $ПВ = 60\%$ ,

Таким образом, длительность одного цикла составляет, с

$$t_{\text{ц}} = \frac{3600}{30} = 120. \quad (2)$$

Время, в течение которого двигатель подключен к сети, с

$$t_{вкл} = t_{ц} \cdot \frac{ПВ}{100} = 120 \cdot 0,6 = 72. \quad (3)$$

Для анализа влияния зубцовых гармонических на энергию тепловых потерь, был выполнен электромагнитный расчет двигателя ЭКВЭ4 – 200, рассчитана механическая характеристики двигателя от первой гармоники по методике, изложенной в [2].

В таблице 1 приведена механическая характеристика двигателя от первой гармоники в относительных единицах, данные расчета активного сопротивления обмотки ротора и токов обмоток. Расчет указанных величин дан с учетом влияния эффекта вытеснения тока, насыщения коронок зубцов.

Таблица 1 – Данные расчета пусковых характеристик и активного сопротивления обмотки ротора двигателя

Скольжение $s$ , о.е.	Электромагнитный момент, $M_{эм}$ , о.е.	Ток статора, $I_1$ , А	Приведенный ток ротора, $I'_2$ , А	Приведенное активное со- противление обмотки ро- тора, $r'_2$ , Ом
0	0	43,9	0	0,155
$s_H = 0,0276$	1,00	118,0	114,0	0,155
0,1	2,90	365,0	361,8	0,156
0,15	3,46	488,0	482,4	0,157
0,176	3,60	536,3	531,0	0,157
0,2	3,70	578,3	569,0	0,157
$s_m = 0,22$	$M'_m = 3,71$	607,0	594,7	0,158
0,5	3,14	805,0	775,4	0,170
0,8	2,70	878,9	839,5	0,201
1	2,40	880,3	851,4	0,220

Возникновение высших гармонических магнитной индукции в воздушном зазоре вызывается многими факторами, основными из которых являются:

- наличие пазов на статоре и роторе, что приводит к изменению величины воздушного зазора при вращении ротора;
- соотношение числа пазов на статоре и роторе  $z_1/z_2$ ;
- несимметрия воздушного зазора, вызванная прогибом вала, и т.д.

Основное влияние на механическую характеристику оказывают прямая и обратная зубцовые гармоники, порядка, соответственно:

$$\begin{aligned} \nu_{np} &= z_1 + p = 48 + 2 = 50, \\ \nu_{об} &= z_1 - p = 48 - 2 = 46. \end{aligned} \quad (4)$$

В технической литературе, например, [1] приведена методика расчета максимальных моментов механических характеристик прямой и обратной гармоник, а также величин скольжений, при которых механические характеристики проходят через нуль. По этой методике был выполнен расчет указанных величин:

$$\begin{aligned} M'_{m.np} &= 0,192, \\ M'_{m.об} &= 0,192, \\ s_{np} &= 0,96, \\ s_{об} &= 1,043. \end{aligned} \quad (5)$$

Для аналитического задания механических характеристик прямой и обратной гармоник применим положение [1], что механическая характеристика от зубцовых гармоник подобна механической характеристике от первой гармоники. Это дает возможность рассчитать механическую характеристику от зубцовых гармоник путем масштабирования механической характеристики от первой гармоники. Это положение и лежит в основе программы аналитического расчета механических характеристик двигателя от зубцовых гармоник, которая построена на масштабировании механической характеристики от первой гармоники.

Масштабы добавочных моментов прямого и обратного магнитных полей соответственно равны

$$\begin{aligned} m_{np} &= \frac{M'_{m.np}}{M'_m} = \frac{0,192}{3,71} = 0,0517, \\ m_{об} &= \frac{M'_{m.об}}{M'_m} = \frac{0,218}{3,71} = 0,0588. \end{aligned} \quad (6)$$

Величина моментов механических характеристик от прямой и обратной гармоник будут равны

$$\begin{aligned} M_{np} &= m_{np} \cdot M_{эм}, \\ M_{об} &= m_{об} \cdot M_{эм}. \end{aligned} \quad (7)$$

где  $M_{эм}$  – электромагнитный момент от первой гармоники (таблица 1).

Механические характеристики прямой и обратной гармоник смещены от нуля на величину  $s_{np} = 0,96$  и  $s_{об} = 1,043$ , соответственно. Это дает возможность задать массив скольжений для добавочных моментов через скольжение первой гармоники  $s$  следующим образом.

$$\begin{aligned} mS_{np} &= s_{np} + m_{np} \cdot s, \\ mS_{об} &= s_{об} + m_{об} \cdot s, \end{aligned} \quad (8)$$

где  $s$  – массив скольжений для первой гармоники, приведенный в таблице 1.

Механическая характеристика двигателя с учетом высших гармоник представляет собой кривую, которая получается в результате сложения механических характеристик от первой и зубцовых гармонических. Для сложения кривых, заданных массивом точек, необходимо их задать аналитически.

Аналитическое задание кривых, представленных массивом точек в среде MathCAD возможно с помощью нескольких встроенных функций. К кривым представленным в таблице 1 и добавочным моментам от зубцовых гармонических применим встроенную функцию *linterp*:

$$\begin{aligned} M_{эм}(S) &= linterp(s, M_{эм}, S), \\ M_{np}(S) &= linterp(mS_{np}, M_{np}, S), \\ M_{об}(S) &= linterp(mS_{об}, M_{об}, S), \\ I_1(S) &= linterp(s, I_1, S), \\ I'_2(S) &= linterp(s, I'_2, S), \\ r'_2(S) &= linterp(s, r'_2, S). \end{aligned} \quad (9)$$

На рисунке 1 приведены кривые добавочных моментов от прямой гармоники ( $M_{np}$ ), обратной ( $M_{об}$ ) и суммарный добавочный момент ( $M_{\Sigma}$ ) зубцовых гармоник.

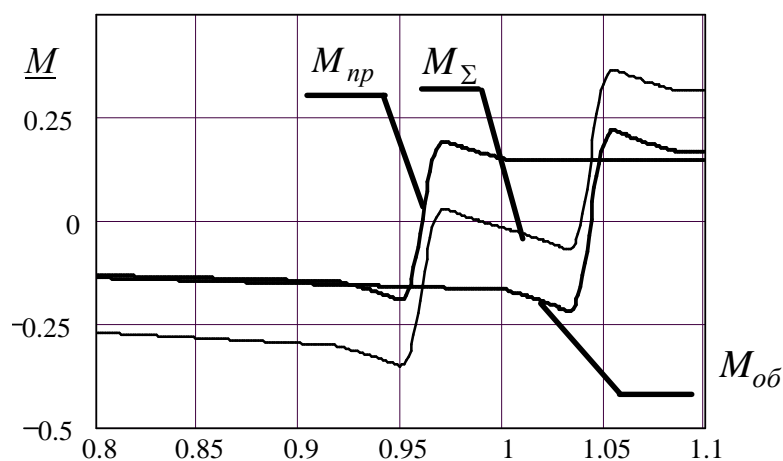


Рисунок 1 – Добавочные моменты зубцовых гармоник

На рисунке 2 приведены механические характеристики от первой гармоники ( $M_{эм}$ ) и механическая характеристика с учетом влияния зубцовых гармоник ( $M_{рез}$ ).

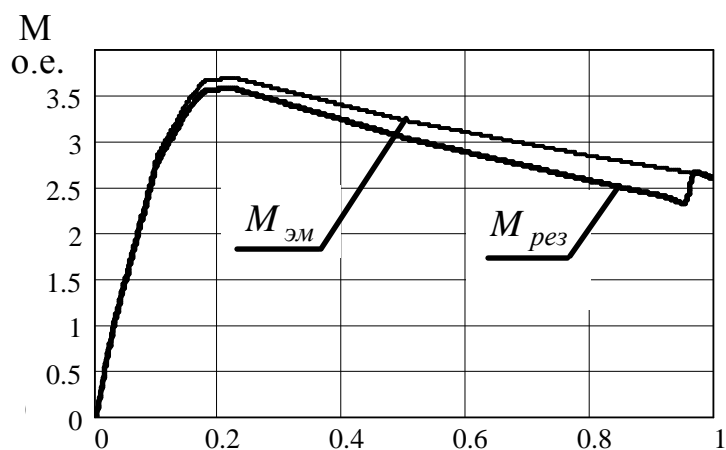


Рисунок 2 – Механические характеристики двигателя

Цель исследований состоит в определении влияния добавочных моментов от зубцовых гармоник на энергию тепловых потерь, которые выделяются в обмотках двигателя за один цикл работы привода.

Энергия тепловых потерь в обмотках может быть определена по математической модели, которая базируется на уравнениях Парка-Горева. Известные математические модели не учитывают влияние эффекта вытеснения тока и насыщения коронок зубцов на параметры машины. Учет указанных явлений приводит к тому, что математическая модель становится сложной и громоздкой. В случае, когда нет необходимости определять закон изменения тока в обмотках, возможно ис-

пользование математической модели, которая не учитывает электромагнитные переходные процессы.

Математическая модель, которая позволяет определить энергию тепловых потерь в обмотках с учетом механических переходных процессов содержит уравнение движения привода, уравнения, описывающие энергию тепловых потерь в обмотке статора и ротора. При записи уравнения движения привода учтем, что  $\frac{d\omega}{dt} = -\omega_o \frac{ds}{dt}$ . Тогда математическая модель будет иметь следующий вид

$$\begin{aligned}\frac{ds}{dt} &= -\frac{M_{эм} - M_c}{J \cdot \omega_o}, \\ \frac{dW_{эл.1}}{dt} &= m_1 \cdot I_1^2(S) \cdot r_1, \\ \frac{dW_{эл.2}}{dt} &= m_1 \cdot I_2'^2(S) \cdot r_2'.\end{aligned}\tag{10}$$

где  $M_{эм}$  – механическая характеристика двигателя;

$M_c$  – момент сопротивления на валу двигателя;

$J$  – приведенный к валу момент инерции привода;

$\omega_o = \frac{2\pi f}{p}$  – угловая частота первой гармоники;

$W_{эл1}, W_{эл2}$  – энергия тепловых потерь в обмотке статора и ротора, соответственно;

$m_1 = 3$  – число фаз обмотки статора;

$r_1 = 0,109$  – активное сопротивление фазы обмотки статора в нагретом состоянии.

Для решения системы уравнений (10) применим численный метод Рунге-Кутты с фиксированным шагом, который представлен в MathCAD функцией **rkfixed**, которая имеет следующий вид:

$$V = rkfixed(Y_0, t_0, T_c, N, D)\tag{11}$$

где  $Y_0^T = (1 \ 0 \ 0)$  – транспонированная матрица начальных условий  $s, W_{эл1}, W_{эл2}$ ;

$t_0 = 0$  – начальная точка интегрирования;

$T_c = 72$  – конечная точка интегрирования (время включенного состояния двигателя в течение цикла);

$N = 1000$  – количество шагов интегрирования;

$D$  – матрица правых частей системы уравнений (10).

Запишем матрицу  $D$  при условии, что к валу двигателя приложен номинальный момент сил сопротивления

$$D = \begin{bmatrix} \frac{M_n - M_{pez}(y_0)}{J \cdot \omega_o}, \\ m_1 \cdot I_1^2(y_0) \cdot r_1, \\ m_1 \cdot I_2'^2(y_0) \cdot r_2'(y_0). \end{bmatrix} \quad (12)$$

Графики изменения энергий тепловых потерь с учетом ( $W_2$ ) и без учета ( $W_1$ ) влияния зубцовых гармоник представлены на рисунке 3.

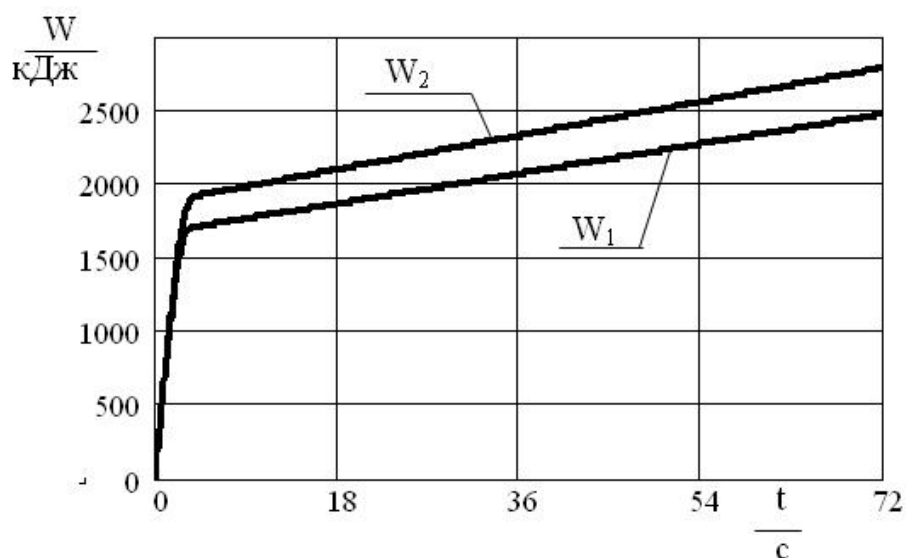


Рисунок 3 – Энергия тепловых потерь за цикл работы двигателя

Результаты расчетов показали, что за цикл будет выделяться:

- без учета зубцовых гармоник  $W_1 = 2471$  кДж;

- с учетом зубцовых гармоник  $W_2 = 2786$  кДж.

Таким образом, зубцовые гармонические увеличивают энергию тепловых потерь за один цикл включения двигателя на 13 %.



Энергия тепловых потерь, которая выделяется в обмотках за один цикл, определяет допустимое число пусков двигателя в час. Полученные результаты показывают, что зубцовые гармоники оказывают существенное влияние на величину энергии тепловых потерь, и их необходимо учитывать при определении допустимого числа пусков двигателя.

**Выводы.** Разработанная программа аналитического задания механической характеристики двигателя, позволяет составлять математические модели системы с учетом добавочных моментов от зубцовых гармонических, которые возникают в воздушном зазоре двигателя из-за наличия пазов на статоре и роторе. Исследования показали, что добавочные моменты от зубцовых гармоник оказывают достаточно большое влияние на величину электрических потерь в обмотках двигателя, работающего в повторно-кратковременном режиме работы, что говорит о необходимости их учета при проектировании двигателей работающих в повторно-кратковременном режиме с частыми пусками.

#### **Библиографический список**

1. Геллер Б., Гамата В. *Высшие гармоники в асинхронных машинах/ Пер. с англ. Под. Ред. З.Г. Каганова.* – М.: «Энергия», 1981. – 352 с., ил.
2. *Проектирование электрических машин: Учеб. Пособие для вузов/И.П. Копылов, Ф.А. Горяинов, Б.К. Клоков и др.; Под ред. И.П. Копылова.* – М.: Энергия, 1980. – 496 с., ил.
3. Загрядцкий В.И., Ландкоф Л.Б., Савин Б.В., Яковенко В.А. Бурковский А.Н. *«Комбайновые двигатели»,* издательство «Штиинца», 1986. – 133 с., ил.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Заблодским Н.Н.*

*Ламанов С.Л.,  
к.т.н. Комісаренко О.І., к.т.н. Михайлова Л.Ф.  
(ДонДТУ, м. Алчевськ, Україна)*

## **ОСОБЛИВОСТІ РОБОТИ ОДНОКОМІРКОВОГО РЕЗОНАНСНОГО ІНВЕРТОРА НА ГАЛЬВАНІЧНО РОЗВ'ЯЗАНИЙ ІНДУКЦІЙНИЙ НАГРІВАЧ**

*Розглядаються особливості роботи однокоміркового резонансного інвертора на гальванічно розв'язаний індукційний нагрівач.*

**Ключові слова:** *однокомірковий інвертор, зворотний діод, індуктор, резонанс, індукційний нагрівач.*

*Рассматриваются особенности работы одноячейкового резонансного инвертора на гальванически развязанный индукционный нагреватель.*

**Ключевые слова:** *одноячейковый инвертор, обратный диод, индуктор, резонанс, индукционный нагреватель.*

**Проблема та її зв'язок із науковими та практичними задачами.** Більшість схем сучасних споживачів електричної енергії містять найрізноманітніші перетворювачі енергії змінного струму промислової частоти в постійну або змінну енергію іншої частоти, що її потребує навантаження. При цьому навантаження перетворювачів частоти для індукційного нагріву зазвичай має гальванічний зв'язок з мережею живлення. Причина цього полягає в тім, що розробники перетворювальної техніки не застосовують пристрої гальванічної розв'язки (трансформатори низької частоти або традиційні гартівні трансформатори середньої частоти з III-подібним замкнутим броньовим магнітопроводом [1]) через їх значну вартість, зовнішню масу та габарити. Наявність гальванічного зв'язку приводить до необхідності вживати ряд заходів для електробезпеки персоналу, що не виключає можливості випадкового дотику до елементів навантаження, які перебувають під потенціалом мережі живлення.

**Аналіз досліджень і публікацій.** Тривалий час ця проблема взагалі не розглядалась, в деяких літературних джерелах при описі схем інверторів навіть підкреслюється, в якості переваги, така їх властивість: "Дозволяється безтрансформаторне включення навантаження" [2].

Лише останнім часом починають з'являтися публікації, автори яких визнають і розуміють першорядну актуальність наявності гальва-

нічної розв'язки індуктора індукційного нагрівача від мережі живлення [3, 4]. При цьому описується використання таких самих традиційних гартівних трансформаторів з Ш-подібним замкнутим броньовим магнітопроводом, боротьбі з суттєвими вадами яких і присвячено наведені публікації. До того ж у згаданих літературних джерелах розглядається робота пристроїв досить невеликої потужності (10...20 кВт), а стосовно індукційних нагрівачів більшої потужності проблема наразі залишається невирішеною.

**Постановка задачі.** Таким чином сучасний стан розвитку перетворювальної техніки для індукційного нагріву потребує появи дешевого та простого у виготовленні пристрою гальванічної розв'язки навантаження від мережі живлення. Пристрій також повинен мати можливість бути використаним в індукційних нагрівачах будь якої потужності. Отже, задача розробки принципового рішення, схеми і конструкції пристрою гальванічної розв'язки навантаження від мережі живлення, яке б найпростішими засобами реалізувало необхідні властивості (гальванічна розв'язка навантаження) і при цьому могло би бути практично використаним в найбільш розповсюджених схемах перетворювачів частоти для індукційного нагріву без їх суттєвої переробки, є актуальною і потребує реалізації.

**Виклад матеріалу та його результати.** Пристрій підключення індукційного навантаження, в якому контур навантаження має гальванічну розв'язку від джерела живлення, наведено в [5]. Запропонований принцип гальванічної розв'язки навантаження перетворювача частоти від джерела живлення може бути реалізовано, зокрема в класичній схемі однокоміркового резонансного інвертора із зворотним діодом, яку наведено на рисунку 1.

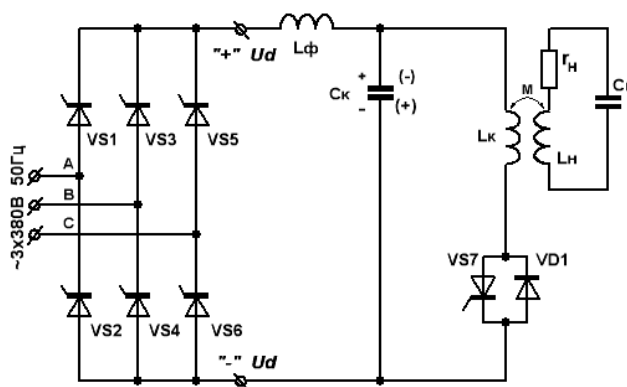


Рисунок 1 – Перетворювач частоти на базі однокоміркового інвертора з гальванічно розв'язаним індукційним нагрівачем

Схема живиться від мережі  $\sim 3 \times 380 \text{ В}$ ,  $50 \text{ Гц}$  із фазами *A*, *B*, *C*, і мі-

стить трьохфазний випрямляч по схемі Ларіонова на тиристорах  $VS1...VS6$  з вихідними клемми «+»  $U_d$ , «-»  $U_d$  та комірку інвертора, що об'єднує дросель фільтра  $L_\Phi$ , комутуючий конденсатор  $C_K$ , комутуючий дросель  $L_K$ , тиристор інвертора  $VS7$  та зворотний діод  $VD1$ . Схема містить також гальванічно розв'язаний від мережі живлення контур навантаження в який включені індуктивність індуктора  $L_H$ , активне навантаження  $R_H$  та компенсаційний конденсатор  $C_H$ .

Часові діаграми струму та напруги на деяких елементах схеми наведено на рисунку 2. Позначення на діаграмах відповідають позначенням на схемі.

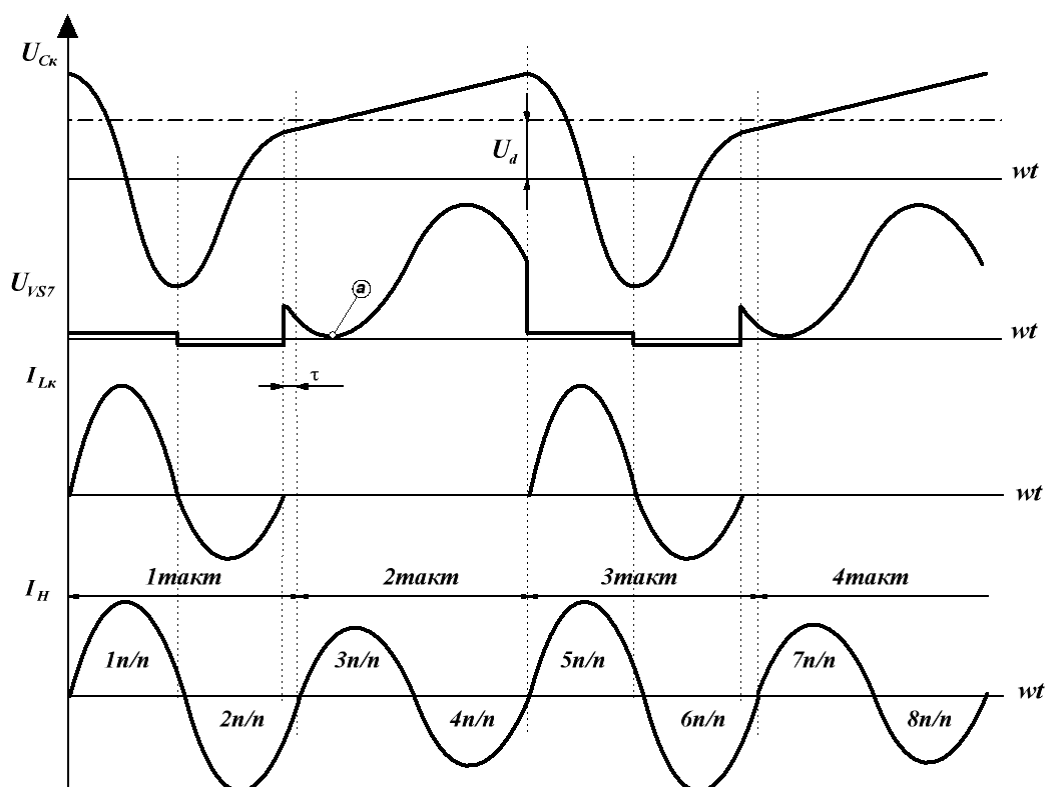


Рисунок 2 – Часові діаграми струму та напруги на елементах схеми перетворювача частоти за рисунком 1

Пристрій по схемі рисунок 1 працює таким чином. Після подачі живлення  $\sim 3 \times 380B, 50Гц$  та вмикання тиристорів випрямляча  $VS1...VS6$  на вихідних клемми «+»  $U_d$ , «-»  $U_d$  з'являється напруга  $500B$ , під дією якої комутуючий конденсатор  $C_K$  заряджається до її рівня через дросель фільтра  $L_\Phi$  з полярністю, вказану на рисунку 1 без дужок. Після вмикання тиристора інвертора  $VS7$  (крива  $U_{VS7}$ ) комутуючий конденсатор  $C_K$  (крива  $U_{CK}$ ) почне коливально перезаряджатися через нього та комутуючий дросель  $L_K$  по контуру  $C_K - L_K - VS7 - C_K$ , формуючи першу пі-

вхвилю коливання струму інвертора (крива  $I_{Lk}$ ). При цьому завдяки взаємоіндукції  $M$  між комутуючим дроселем  $L_K$  та індуктивністю індуктора  $L_H$  в контурі навантаження  $L_H - R_H - C_H - L_H$  буде наведено першу півхвилю коливання струму навантаження (крива  $I_H$ ). За час протікання першої півхвилі коливання струму інвертора комутуючий конденсатор  $C_K$  (крива  $U_{Ck}$ ) перезаряджається до полярності, яку вказано на рисунку 1 в дужках.

Далі комутуючий конденсатор  $C_K$  почне коливально перезаряджатися до полярності, вказаної на рисунку 1 без дужок (крива  $U_{Ck}$ ) на комутуючий дросель  $L_K$  через зворотний діод  $VD1$  по контуру  $C_K - VD1 - L_K - C_K$ , формуючи тим самим другу півхвилю коливання струму інвертора (крива  $I_{Lk}$ ). При цьому завдяки взаємоіндукції  $M$  між комутуючим дроселем  $L_K$  та індуктивністю індуктора  $L_H$  в контурі навантаження  $L_H - C_H - R_H - L_H$  буде наведено другу півхвилю коливання струму навантаження (крива  $I_H$ ).

В другому такті комутуючий конденсатор  $C_K$  (крива  $U_{Ck}$ ) дозаряджається від мережі живлення через дросель фільтра  $L_\Phi$  по контуру  $+"U_d - L_\Phi - C_K - "-U_d$ . Третя та четверта півхвилі коливання струму навантаження (крива  $I_H$ ) при цьому формується за рахунок властивостей коливання контуру навантаження, добротність  $Q$  якого для розповсюджених індукційних навантажень досить велика і досягає значень 5...7. Завдяки взаємоіндукції  $M$  між індуктивністю індуктора  $L_H$  та комутуючим дроселем  $L_K$  частина напруги навантаження, як видно з діаграми рисунок 2, прикладається до тиристора  $VS7$  (крива  $U_{VS7}$ ) послідовно з напругою на комутуючому конденсаторі  $C_K$ .

Починаючи з третього такту процеси в схемі повторюються.

Таким чином, за рахунок такого конструктивного розташування комутуючого дроселя  $L_K$  та індуктора  $L_H$  контуру навантаження, яке забезпечує наявність між ними взаємоіндукції  $M$  потрібної величини, в контурі навантаження  $L_H - C_H - R_H - L_H$  наводяться коливання струму навантаження при повній гальванічній розв'язці контуру навантаження від мережі живлення.

Слід зазначити, що усі елементи такого включення тим, або іншим чином вже застосовуються в техніці.

Ефект взаємоіндукції магнітозв'язаних контурів розглянуто в [6]. Традиційні вихідні трансформатори використовують цей ефект, при цьому в [4] зазначено, що маса такого трансформатора на частоті 2,4 кГц становить 18 кг при потужності 10 кВт. На більших потужностях маса таких трансформаторів сягає ще більших значень. До того ж К.К.Д. таких пристроїв за рахунок втрат на гістерезис не перевищує 0,8.

Необхідність компенсації індуктивності навантаження спеціальним компенсуючим конденсатором описана в [1, с.69].

В запропонованій пристрої в якості первинної обмотки трансформатора гальванічної розв'язки використано комутуючу індуктивність інвертора, яка вже є складовою частиною інвертора. В якості вторинної обмотки трансформатора гальванічної розв'язки використано індуктивність навантаження, яка також є частиною індукційного обладнання. Через невелике потрібне значення коефіцієнту магнітного зв'язку, зв'язок між цими індуктивностями є повітряним, що не потребує застосування спеціального магнітопроводу, який до того ж знижує К.К.Д. обладнання за рахунок втрат на гістерезис.

Суть новизни такого пристрою полягає саме в тому, що усі необхідні для гальванічної розв'язки елементи вже є природними складовими частинами обладнання, треба лише конструктивно створити між ними магнітний зв'язок, і саме тому ніяких додаткових приладів для створення гальванічної розв'язки навантаження не потрібно.

Слід також зауважити, що ніяких додаткових магнітних полів при застосуванні такої розв'язки не створюється. Магнітне поле комутуючої індуктивності та магнітне поле індуктивності навантаження (індуктора) вже існують в усіх індукційних нагрівачах, які містять такі елементи.

Для з'ясування впливу величини магнітного зв'язку  $M$  на енергетичні характеристики навантаження інвертора було застосовано моделюючий комплекс ПАКЛС [7].

Для аналізу використано систему відносних одиниць:

$$U_d^* = 1; L_K^* = 1; C_K^* = 1; \quad (1)$$

хвильовий опір комутуючого контуру

$$Z_B^* = \sqrt{L_K^* / C_K^*} = 1; \quad (2)$$

коливальний струм комутуючого контуру

$$I_0^* = U_d^* / Z_B^* = 1; \quad (3)$$

період власних коливань комутуючого контуру

$$T_o^* = 2\pi * \sqrt{L_K^* / C_K^*} = 2\pi; \quad (4)$$

коефіцієнт навантаження (відносно хвильового опору)

$$K_H^* = R_H / Z_B^* = R_H^* ; \quad (5)$$

коефіцієнт зв'язку

$$K_{3B} = M / \sqrt{L_K * L_H} . \quad (6)$$

При розрахунках було використано значення індуктивності  $L_\Phi$

$$L_\Phi^* = L_\Phi / L_K = 100 . \quad (7)$$

В результаті цифрового моделювання було отримано, зокрема, графік  $I_d^* = f(K_H, K_{3B})$ , що характеризує залежність току споживання (і потужності) інвертора від величини коефіцієнтів навантаження та магнітного зв'язку, наведений на рисунку 3.

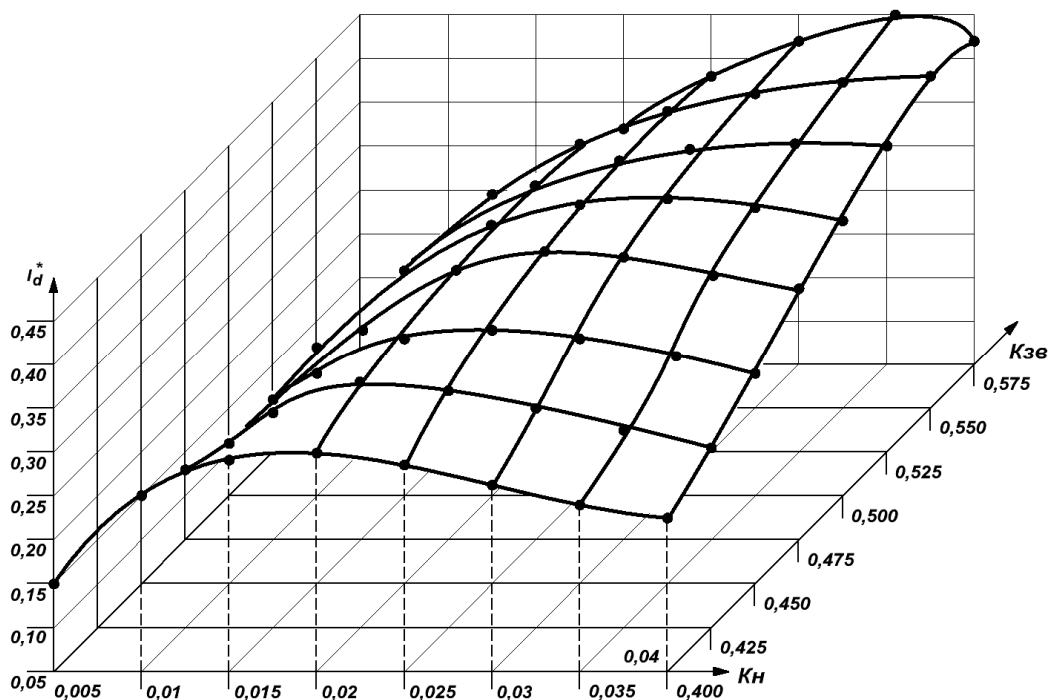


Рисунок 3 – Графік залежності  $I_d^* = f(K_H, K_{3B})$

З отриманих графіків слідує, що регулювати струм споживання  $I_d^*$  в інверторі можна не лише за рахунок регулювання  $K_H$ , як це зазвичай робиться, а і за рахунок зміни  $K_{3B}$ . Можливість такого регулювання (простим переміщенням взаємного розташування елементів) надає більше можливостей для реалізації технологічних потреб обладнання і

спрошує узгодження навантаження з інвертором.

Як видно із графіка  $I_d^* = f(K_H, K_{3B})$ , струм випрямляча  $I_d^*$  (значення якого пропорційне потужності інвертора), має обмеження як при зменшенні  $K_H$  (або  $K_{3B}$ ), так і при збільшенні цих параметрів. Таке обмеження пояснюється тим, що зменшення  $K_{3B}$  або збільшення  $K_H$  (в послідовній схемі заміщення навантаження) знижує коливальні властивості контуру навантаження, зменшуючи тим самим потужність споживання.

При збільшенні  $K_{3B}$  (або при зменшенні  $K_H$  в послідовній схемі заміщення навантаження) коливальні властивості контуру навантаження зростають, що призводить до режиму, при якому обмежується ступінь заряду конденсатора  $C_K$  за рахунок повторного включення **VD1**.

Сутність такого режиму показано на часових діаграмах рисунку 4.

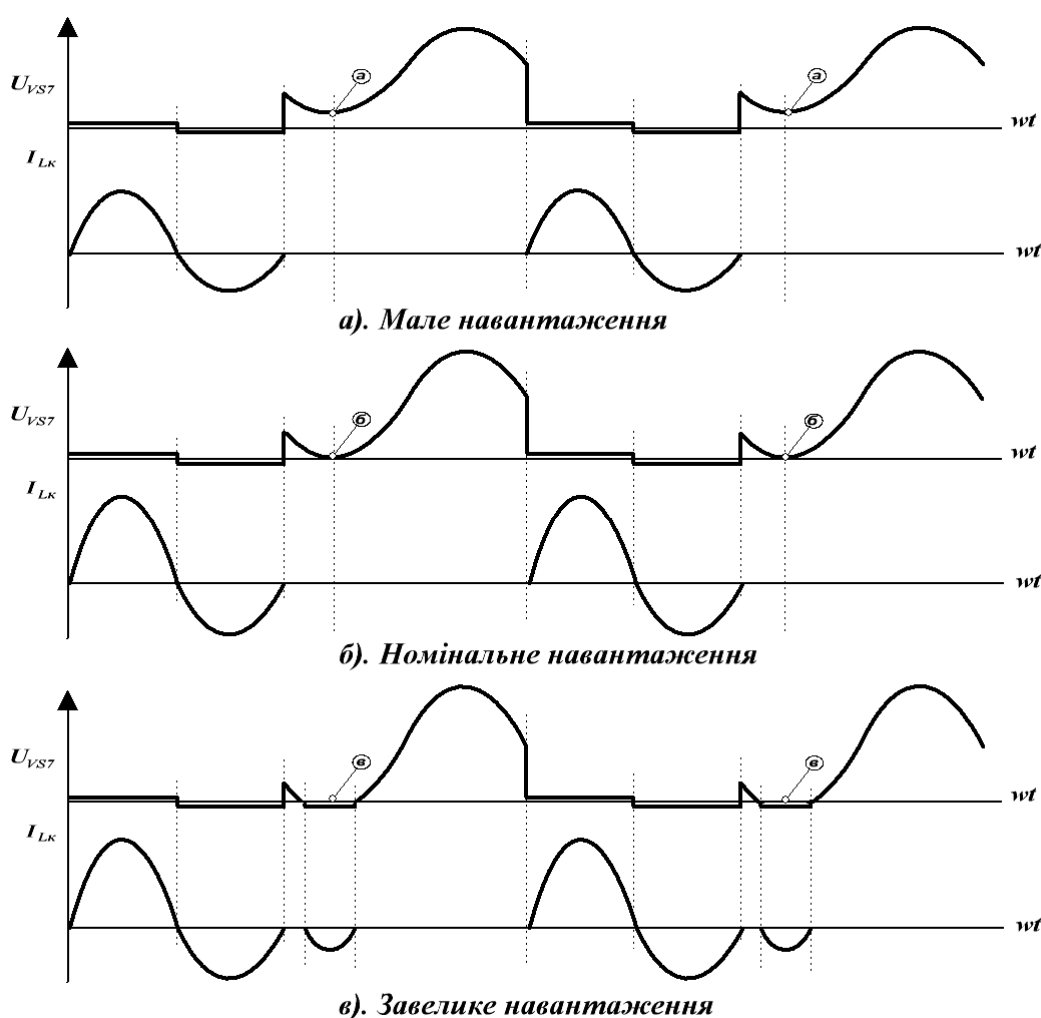


Рисунок 4 – Часові діаграми струму та напруги на деяких елементах схеми при трьох можливих варіантах навантаження.



Наявність режиму повторного включення зворотного діода **VDI** дозволяє експлуатувати інвертори даного типу при зміні навантаження в самих широких межах – від режиму холостого ходу (повна відсутність заготовки в індукторі індукційного нагрівача) до режиму короткого замикання навантаження (холодна заготовка), а за рахунок використання запропонованого способу узгодження навіть при повному обриві навантаження (наприклад, обрив з'єднання з компенсуючим конденсатором), при якому інвертор також переходить в режим, еквівалентний короткому замиканню навантаження для розповсюджених типів схем послідовних резонансних інверторів із зворотними діодами. До того ж, за рахунок зменшення магнітного зв'язку між комутуючим дроселем  $L_K$  та індуктивністю індуктора  $L_H$  можна запобігти появі режиму повторного включення зворотного діода **VDI**, зменшуючи тим самим навантаження інвертора до номінальних значень. Якщо ввести автоматичне регулювання відстані між магнітозв'язаними індуктивностями в залежності від ступені завантаження інвертора, можна розширити технологічні можливості обладнання.

**Висновки й напрямок подальших досліджень.** Наведені вище дані про дослідження перетворювача частоти на базі однокоміркового резонансного інвертора із зворотним діодом доводять можливість створення гальванічної розв'язки індуктора індукційного нагрівача від промислової мережі живлення навіть без застосування спеціальних додаткових трансформаторів узгодження за рахунок використання в якості такого трансформатора вже існуючих елементів схеми. Це надає широкі можливості застосування наведеного принципу розв'язки та узгодження навантаження в самих різноманітних індукційних нагрівачах, забезпечуючи при цьому потрібну електричну безпеку обслуговуючому персоналу. Розглянутий принцип розв'язки та узгодження індукційного навантаження може бути використано незалежно від потужності обладнання там, де схемою нагрівача вже передбачено використання комутуючої індуктивності та індуктивності навантаження, і де існує можливість створення магнітного зв'язку між ними. Застосування таких пристроїв створює нові можливості для розробників перетворювальної техніки, зокрема для індукційного нагріву, і при використанні інших, від розглянутих, схем інверторів потребує дослідження їх енергетичних характеристик навантаження .

Попередні випробування перетворювачів з використанням розглянутого принципу розв'язки та узгодження індукційного навантаження на частотах 22,0...2,4 кГц показали можливість його успішного використання.

### **Бібліографічний список**

1. Установки индукционного нагрева: Учебное пособие для вузов/ А.Е. Слухоцкий и др.; Под ред. А.Е. Слухоцкого.– Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1981.– С.170.
2. Справочник по преобразовательной технике./ Под ред. И.М. Чиженко. К., «Техніка», 1978г., с.95.
3. С. Земан, А. Осипов, О. Сандырев. Особенности работы высокочастотного трансформатора в схеме последовательного резонансного инвертора. / Силовая электроника, №1, 2007г., с.67...71.
4. В. Яров, И. Кудров. Преобразователь частоты для индукционной пайки. / Силовая электроника, №2, 2004г., с.86...87.
5. С. Ламанов. Пристрій підключення індукційного навантаження. Заявка на винахід № а200904460 від 05.05.2009р.
6. Бессонов Л.А, Теоретические основы электротехники. 1964г., ./М., «В. школа», 1964г., с.24, 96, с.116.
7. Васильев А.С., Дзлиев С.В., Федосин С.А., Блинов Ю.И. /Система автоматизированного исследования схем силовой электроники. // Технічна електродинаміка, 1985 - №1. С.3-6.

**Рекомендовано до друку д.т.н., проф. Зеленовим А.Б.**

*Горельников С.А., Мельков С.М.,  
(ГМЦ «Орион» ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ИЗМЕРЕНИЯ ДАЛЬНОСТИ КОСМИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ С ПОМОЩЬЮ ЛАЗЕРНОЙ ЛОКАЦИОННОЙ СИСТЕМЫ**

*Наведені результати досліджень і технічні рішення, за допомогою яких була значно підвищена точність вимірювання відстані об'єктів спостережень лазерної локаційної системи космічного призначення.*

**Ключові слова:** *лазерна локаційна система, передавач, лазер, приймач, оптоелектронний датчик, формувач прямокутних імпульсів.*

*Приведены результаты исследований и технические решения, с помощью которых была значительно повышена точность измерения дальности объектов наблюдений лазерной локационной системы космического назначения.*

**Ключевые слова:** *лазерная локационная система, передатчик, лазер, приемник, оптоэлектронный датчик, формирователь прямоугольных импульсов.*

В лазерных локационных системах (ЛЛС) при измерениях дальности передающее устройство – лазер излучает на объект наблюдений зондирующий импульс, а приемное устройство регистрирует отраженный сигнал. При этом фиксируется время распространения зондирующего импульса к объекту и обратно при помощи оптоэлектронных устройств и измерителей временных интервалов (ИВИ), а дальность объекта наблюдений вычисляют как произведение половины этого времени на скорость света. При лазерно-локационных наблюдениях искусственных спутников Земли точность измерения дальности составляет единицы сантиметров при расстояниях в единицы - десятки тысяч километров. Длительности зондирующих импульсов находятся в диапазоне десятков – сотен пикосекунд. В таких условиях предъявляются довольно жесткие требования к ИВИ. Например, дискрет отсчета временного интервала ИВИ «Comtis» производства Латвийской академии наук составляет 30 пс. Для таких ИВИ фронты импульсов «старт» и «стоп», которые подаются для запуска и остановки счета, должны быть как можно короче. Поэтому к оптоэлектронным датчикам стартовых и стоповых импульсов подключают специальные формирователи прямоугольных

импульсов с обострением фронтов входных сигналов. Сами датчики должны иметь максимально возможное быстродействие.

В ЛЛС Астрономической обсерватории ГМЦ «Орион» как датчик импульсов «стоп» используется ФЭУ-79 со специальным усилителем, разработанным в ГМЦ «Орион» [1]. Усилитель имеет входной каскад, выполненный по схеме с общей базой, поэтому длительность выходного одноэлектронного импульса не превышает 4 нс по половине амплитуды при полосе пропускания усилителя 450 МГц. Длительность фронта составляет 2 нс по уровням 0,1 - 0,9. К усилителю был подключен формирователь прямоугольных импульсов первого образца для ИВИ с ограничителем снизу для отсечки диодных шумов ФЭУ [2]. Выходные импульсы формирователя имели длительности 100 нс при длительностях фронтов 2,6 нс. Как датчик импульсов «старт» использовался такой же формирователь ко входу которого был подключен лавинный фотодиод ЛФД-2 с промежуточным усилителем [2]. Недостатком датчика импульсов «старт» было то, что лавинный фотодиод требует напряжения питания с нестабильностью порядка десятых долей процента и температурной стабилизации для удержания его режима на пороге лавинного пробоя. В условиях лазерной локации удовлетворение таким требованиям затруднено. К тому же длительности фронтов выходных импульсов формирователей импульсов «старт» и «стоп» потребовали дальнейшего сокращения, т.к. среднеквадратическая ошибка измерения с помощью ЛЛС дальности мишени, находящейся на расстоянии 28 м, составляла 3,5 см. Это довольно много для ЛЛС космического назначения, т.к. ошибка измерения дальности объекта наблюдений оказывается в 2...3 раза большей по сравнению с работой по мишени и она не должна превышать 3...5 см на расстояниях в единицы – десятки тысяч километров.

В 2009 году передающий и приемный тракты ЛЛС были модернизированы. Датчик импульсов «старт» теперь представляет собой вакуумный коаксиальный фотоэлектрический преобразователь ФК-19, показанный на рисунке 1. На этом же рисунке показана принципиальная схема этого преобразователя.

Формирователи прямоугольных импульсов тоже были модернизированы. Их принципиальные схемы и конструкции были доработаны. Схема формирователя импульсов «стоп» показана на рисунке 2, схема формирователя импульсов «старт» показана на рисунке 3.

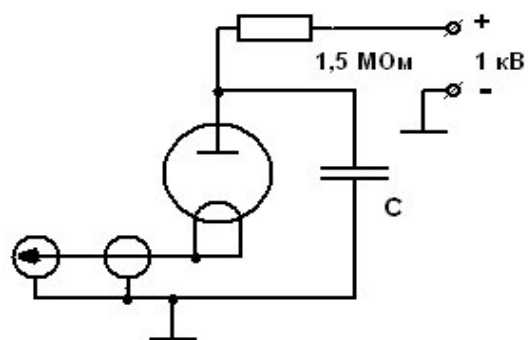


Рисунок 1 – Внешний вид фотоэлектрического преобразователя  
ФК-19 и его принципиальная схема

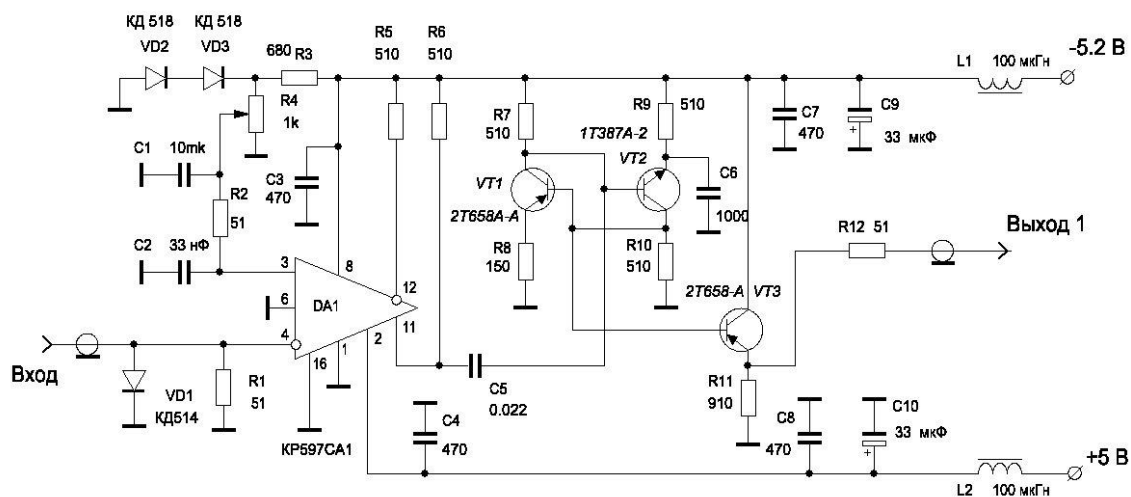


Рисунок 2 – Принципиальная схема формирователя импульсов «стоп»

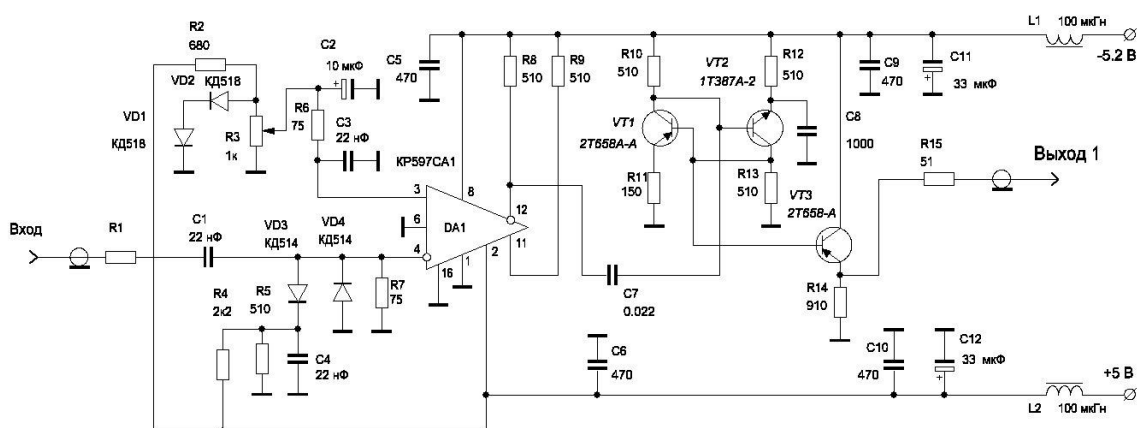


Рисунок 3 – Принципиальная схема формирователя импульсов «старт»

Напряжение питания ФК-19 составляет 1 кВ, поэтому амплитуда выходного импульса может составлять десятки вольт в зависимости от освещенности фотокатода. Фотоэлектрический преобразователь ФК-19 был размещен вблизи лазера таким образом, что рассеянное излучение вызывало на нагрузке с сопротивлением 75 Ом амплитуду сигнала около 10 В. Перед фотоэлектрическим преобразователем был помещен поляризационный фильтр для плавного регулирования амплитуды выходных импульсов ФК-19. Промежуточный усилитель был исключен, и сигнал от фотодатчика подавался прямо на формирователь прямоугольных импульсов «старт», что позволило улучшить временные характеристики всего тракта. Длительность фронта выходного импульса ФК-19 не превышает 700 пс, что, приблизительно, в три раза меньше того же параметра лавинного фотодиода. Такие высокие временные характеристики достигнуты не только за счет быстродействия вакуумного фотоэлемента, но и за счет конструкции фотоэлектрического преобразователя, где фотоэлемент находится внутри трубчатого коаксиального конденсатора С, и все индуктивности монтажа сведены к минимуму. Заряд конденсатора С осуществляется через токоограничивающий резистор с сопротивлением 1,5 МОм. Разрядный резистор с сопротивлением 75 Ом находится на конце кабеля с таким же волновым сопротивлением. В нашем случае – на входе устройства, подключаемого к преобразователю через кабель.

Формирователи импульсов «стоп» и «старт», показанные на рисунках 2 и 3, содержат на входе согласующие цепи, соответственно R1 и R7, а также защитные цепи VD1 и R2, R4, R5, C4, VD3, VD4. Ограничитель снизу собран на интегральном быстродействующем компараторе KP597CA1. Порог компарации задается регулируемым смещением, подаваемым для формирователя «стоп» с термостабильных диодов в прямом включении VD2, VD3 и для формирователя «старт» – с таких же диодов VD1, VD2. Подключение входных, защитных цепей и полярность смещения заданы для отрицательной полярности входных импульсов от ФЭУ в формирователе импульсов «стоп» и для положительной полярности входных импульсов от ФК-19 в формирователе «старт». Резистор R7 = 75 Ом для ФК-19 – разрядный конденсатора С (рисунок 1) и согласующий для кабеля. В формирователе «стоп» согласующим является резистор R1.

После компараторов KP597CA1 в обоих формирователях подключены быстродействующие мультивибраторы на транзисторах VT1 и VT2, а к ним – эмиттерные повторители с согласующими резисторами 51 Ом, подключенными к выходным разъемам. К этим разъемам подключены кабели, соединяющие формирователи с ИВИ «Comtis».

Длительности выходных импульсов формирователей составляют 100 нс при уменьшенных длительностях фронтов от 2,5 нс до 1,5 нс.

После того, как описанные устройства были смонтированы в составе ЛЛС, среднеквадратическая ошибка измерения дальности мишени уменьшилась с 3,5 см до 1 см, что соответствует точности лучших мировых систем.

### **Библиографический список**

1. Денищик Ю.С., Эссельбах В.С. Улучшение временных и эксплуатационных характеристик оптических приемников с ФЭУ. - Ж. "Приборы и техника эксперимента". - 1989. - №2. - С.174-178.

2. Денищик Ю.С., Мельков С.М. Разработка и исследование устройств согласования отдельных трактов спутниковых лазерно-локационных станций. - Abstracts of Conference Dedicated to 100-th Anniversary of Professor V.P. Tsessevich "Modern Problem of Astronomy". - Одесский национальный университет, 2007.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Денищиком Ю.С.*

*Любич И.В., Мельков С.М.,  
(ГМЦ «Орион» ДонГТУ, г. Алчевск, Украина)*

## **ФОТОПРИЕМНОЕ УСТРОЙСТВО ДЛЯ ВЫБОРА ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ НАКАЧКИ АКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПЕРЕДАТЧИКОВ ЛАЗЕРНЫХ ЛОКАЦИОННЫХ СИСТЕМ**

*Наведені результати досліджень і розробки приймального оптичного пристрою для реєстрації люмінесценції в активних елементах лазерів на рубіні і гранаті у видимому та інфрачервоному діапазонах. Пристрій дозволяє підвищити оперативність визначення вихідної енергії лазерів при виборі оптимальних режимів накачування і поширює можливості стандартних спектральних приладів.*

**Ключові слова:** лазер, вихідна енергія, люмінесценція, приймальний пристрій, фотодіод, підсилювач.

*Приведены результаты исследований и разработки приемного оптического устройства для регистрации люминесценции в активных элементах лазеров на рубине и гранате в видимом и инфракрасном диапазонах. Устройство позволяет повысить оперативность определения выходной энергии лазеров при выборе оптимальных режимов накачки и расширяет возможности стандартных спектральных приборов.*

**Ключевые слова:** лазер, выходная энергия, люминесценция, приемное устройство, фотодиод, усилитель.

Лазерно-локационные системы (ЛЛС) широко используются в спутниковой геодезии и космической навигации для определения координат космических объектов (КО) с точностью в единицы сантиметров при дальностях в единицы - десятки тысяч километров.

Параметры передающего устройства ЛЛС сильно влияют на предельную дальность действия станции и точность определения координат КО [1]. В передающих устройствах импульсных некогерентных ЛЛС в основном используются твердотельные лазеры на трех и четырехуровневых активных средах.

КПД генераторов и усилителей с ламповой накачкой на упомянутых активных средах не превышает, в лучшем случае, (1...3) %, если рассчитывать его как отношение выходной энергии к энергии, поступающей в лампы накачки [2]. Этот КПД сильно зависит от режима накачки, и вычисление его требует определения выходной энергии лазера.



Энергия, поступающая в лампы накачки, определяется элементарно по формуле:

$$E_{\text{лн}} = U^2 C / 2, \quad (1)$$

где  $U$  – напряжение заряда накопителя энергии, подключенного к лампе;

$C$  – емкость накопителя.

Обычно применяемые калориметрические методы измерения выходной энергии лазера весьма инерционны и требуют восстановления исходного состояния калориметра в течение десятков секунд, что затрудняет выполнение экспериментальных работ.

При экспериментальном выборе оптимальных режимов накачки можно регистрировать максимально достигаемое значение люминесценции активной среды на длине волны выходного излучения лазера для каждого режима накачки вместо измерений его выходной энергии. Эти две величины взаимосвязаны [3]. Предложенная процедура гораздо оперативнее, чем измерение выходной энергии с использованием калориметров. Для спектральной селекции излучения люминесценции целесообразно использовать монохроматоры, которые просты и надежны по сравнению с другими спектральными приборами. Однако фотоприемники монохроматоров – фотоэлементы и фотоумножители – на длине волны люминесценции (1,06 мкм) лазеров на гранате имеют практически нулевую чувствительность из-за малой энергии  $h\nu$  кванта света на данной длине волны. Поэтому для регистрации излучения люминесценции лазеров на гранате целесообразно применение полупроводниковых фотоприемников, например, фотодиодов ФД11К, которые имеют приемлемую площадь чувствительной поверхности ( $2,5 \times 2,5 \text{ мм}^2$ ) и широкий спектральный диапазон (0,5 ... 1,15 мкм) регистрируемого излучения. Однако чувствительность полупроводниковых фотоприемников гораздо ниже вакуумных с напряжением питания в сотни вольт – единицы киловольт, поэтому полупроводниковые фотоприемники требуют применения усилителей импульсных сигналов.

Нами было разработано фотоприемное устройство на базе фотодиода ФД11К, принципиальная схема которого показана на рисунке 1.

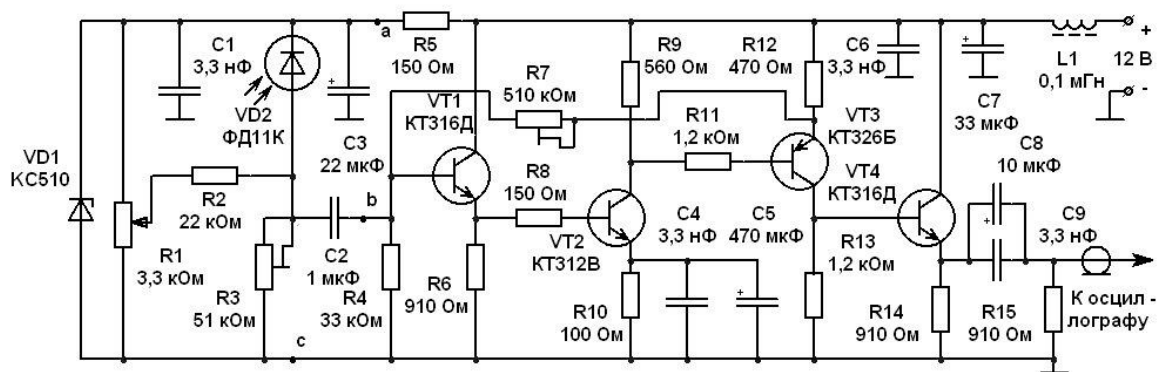


Рисунок 1 – Принципиальная схема фотоприемного устройства на базе фотодиода ФД11К

Фотоприемное устройство состоит из узла фотодиода – VD1, VD2, R1, R2, R3, C1, C2, C3 и усилителя на транзисторах VT1 – VT4. Вход усилителя (точка «b») развязан по постоянному току с узлом фотодиода при помощи конденсатора C2. Это предотвращает нарушение режимов работы по постоянному току активных элементов усилителя при фоновой засветке фотодиода VD2. Первый каскад усилителя выполнен по схеме с общим коллектором. Он обладает сравнительно высоким входным сопротивлением и минимально шунтирует узел фотодиода для повышения уровня выходного сигнала этого узла. Следующие два каскада усилителя выполнены по схеме с общим эмиттером. Они определяют коэффициент усиления, зависящий также от глубины отрицательной обратной связи с эмиттера VT3 на базу VT1 через резистор R7. Отрицательная обратная связь определяет режимы работы транзисторов по постоянному току и стабилизирует их при колебаниях температуры. Последний каскад выполнен по схеме с общим коллектором для повышения нагрузочной способности устройства и для обеспечения возможности его работы на согласованный на конце кабель с волновым сопротивлением не менее 50 Ом.

Усилитель имеет следующие характеристики:

- максимальный коэффициент усиления при оптимальной глубине обратной связи по стабилизации режимов работы транзисторов – 100;
- диапазон амплитуд входных сигналов – 1 мВ ....70 мВ;
- диапазон длительностей входных импульсов с длительностями фронтов не более 0,2 мкс – 2 мкс ... 2 мс;
- рабочий диапазон температур – от +5<sup>0</sup> С до +40<sup>0</sup> С.

Фотодиодный узел питается от параметрического стабилизатора на диоде VD1 и резисторе R5. В данной схеме возможны изменения величины смещения на фотодиоде VD2 при помощи резистора R1 и величины его нагрузки при помощи резистора R3. Однако практика показала, что чувствительность устройства к свету максимальна при максима-

льном напряжении смещения на фотодиоде и максимальном сопротивлении нагрузки. Поэтому можно использовать упрощенный вариант выполнения фотодиодного узла, принципиальная схема которого показана на рисунке 2. Сопротивление нагрузки R1 выбрано несколько меньше входного сопротивления усилителя для его согласования с узлом фотодиода.

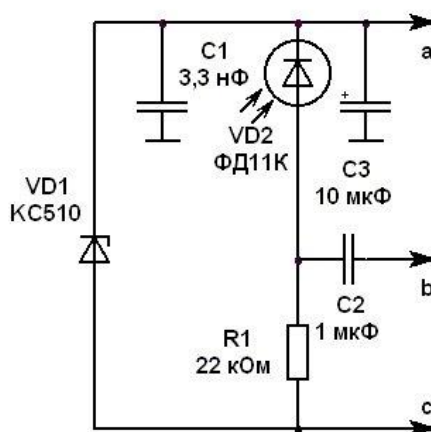


Рисунок 2 – Упрощенная принципиальная схема фотодиодного узла

Разработанное фотоприемное устройство имеет характеристики, позволяющие использовать его при выборе оптимальных режимов накачки твердотельных лазеров путем регистрации излучения люминесценции осциллографом, что значительно повышает оперативность выбора этих режимов при выполнении экспериментальных работ. Испытания фотоприемного устройства совместно с монохроматором УМ-2 показали, что его чувствительности достаточно с запасом для регистрации люминесценции в активных элементах лазеров на рубине и гранате с минимальной длиной 40 мм и минимальным диаметром 3 мм. Активные элементы, применяемые в передающих устройствах ЛЛС, имеют значительно большие габариты, что обуславливает больший уровень сигналов, поступающих на фотоприемное устройство и снижает требования по чувствительности. В части развития данного направления можно предложить повышение чувствительности предложенного фотоприемного устройства путем последовательного соединения двух усилителей при выполнении физических экспериментов. Ограничением по чувствительности в этом случае может быть допустимый уровень шумов. Для снятия этого ограничения необходимо применение малошумящих транзисторов и тщательное экранирование электронных узлов.

### **Библіографічний список**

1 Денищик Ю. С., Дрюченко А. М., Нагай (Любич) И. В. Лазерная локация спутников // *Вісник астрономічної школи*. – К.: Видавництво національного авіаційного університету. – 2002. – Т. 3, № 2. – С. 58-69.

2 Методы расчета оптических квантовых генераторов/ Под ред. Б. И. Степанова. – Минск. «Наука и Техника», 1966. – Т.1. – 476 с.

3 Яковлев С. А., Невяжеская И. Я. Люминесцентный фотометр как устройство для оценки эффективности источников накачки лазеров // *Журнал прикладной спектроскопии*. – 1994. – Т. 40, вып. 3. – с. 513-517.

*Рекомендована к печати д.т.н., проф. Денищиком Ю.С.*

## ABSTRACTING

### CHAPTER “DEVELOPMENT OF MINERAL DEPOSITS”

**Frumkin R.A., Samkova E.R. An analysing the efficiency of Ukraine’s coal industry reforming.**

The results of analysing the efficiency of Ukraine’s coal industry reforming and its development perspectives are presented.

**Key words:** coal industry reforming, problems and its development perspectives.

**Litvinsky G.G., Pavlov E.E. The Buildup of a frame support by bearing by explosive unloading of rocks**

Laws of change of frame support bearing in development working are investigated by final elements method depending on change of a kind of loading and parametres of explosive unloading of rocks.

**Key words:** development working, frame support, bearing of a frame, explosive unloading, the charge of loosening, bending the moment, modelling by a method of final elements.

**Klishin N.K., Sklepovich K.Z., Kasyan S.I., Pron P.A. Substantiation of the scheme of formation of basic pressure at working off of a single lava.**

Elaborated scheme of the formation of the support pressure during the single face development takes into consideration properties of the hung, over the working, rocks and is substantiated by the results of the three-dimensional problem solving with the help of the finite element method (FEM).

**Key words:** abutment pressure, massif movement scheme, finite element method (FEM).

**Radsievskiy V.N., Kirik H.V., Lavrenko A.M. Investigation of heat-exchange apparatus of compressors.**

Some modern methods of heat-exchange apparatus testing and investigation results of their parameters in compressors are presented. New data about application of various checker work types for flow turbulence in order to intensify heat-exchange processes are given.

**Key words:** compressor, heat-exchanger, test-bench, ventilator, infrared camera surveys.

**Chehlatiy N.A. Estimation of losses of electric power at starting of pumps of main pumping.**

Considered questions about ways of increase power efficiency of the main pumping equipment and given estimation size of losses of electric power at time of start the pumps of main pumping.

**Key words:** pump set, electric motor, electric power expense, transient, power savings.

**Larchenko V. G., Denisenko E. A., Horujaya N. V. Efficiency of new methods of looking after moving and deformations of breeds and earned additionally objects.**

New methods and devices are resulted for looking after moving of mountain breeds and earned additionally objects, advantages of new methods and devices are shown, comparative analysis of the used method of supervision and new, economic efficiency from introduction of new methods and devices.

**Key words:** moving and deformations of breeds, advantages, economic efficiency, comparative analysis, methods and devices for looking after moving of breeds.

**Nechepurenko M.S., To the question of differences of the elastic converter of movements and the rod rope insulator from vibrations.**

Are considered the elastic converter of movements (ВИД) and rod rope insulator from vibrations (HARD CURRENCY) different among themselves not only geometrical parametres, and and characteristics.

**Key words:** the converter of movements, insulator from vibrations, geometrical parametres, the characteristic.

**Shevchenko V.G. Definition of optimum parameters and scheme of non-linear control of a system «a management of mine - dispatcher - link of colliers» in emergencies at effect of noises.**

The quality parameters of regulation process in a system «a management of mine - dispatcher- link of colliers» at submission on an input of standard random effects are determined. The selection of the optimum scheme and parameters of nonlinear regulation of a link of the colliers in emergency at effect of random noises in cutter-loader and plough longwalls is carried out.

**Key words:** seizure of coal, standard random effect, nonlinear control, emergency at effect.

**Khmelyov A.G., Bubunets Yu.V., Dolgopyatenko S.I. Expert support system on analyzed data of dynamics for methahe – abundance of taking-out site.**

The opportunity of using the expert support system is considered for efficient control based upon the data processed and analyzing the initial statistic interim rows connected with methahe - abundance of mine galleries.

**Key words:** system, methahe - abundance, taking-out site, row.

**Abakumova E.V., Denisenko V.P., Lepilo N.N. Classification in quality of methane mixtures which are extracted from the coal deposits by degassing.**

The dependence of the methane stability coefficient on the average value of methane in them is proposed. A classification of methane-air during their extraction borehole degasification is proposed.

**Key words:** methane mixtures, degasification, value of methane, quality, classification.

**Ermakov A.N. Condition of coal branch of Ukraine.**

In article the condition of coal branch of Ukraine is analysed and basic directions for its exit from crisis are formulated.

**Key words:** coal, coal branch, crisis, mining, the development concept.

**Kiziyarov O.L. Research of influence mountain-geological and technology factors on the intense-deformed condition of a roof of the clearing face strengthened by chemical anchoring.**

Results of researches of the is intense-deformed condition of a roof of a breakage face are resulted at its hardening by chemical anchoring, the dependences describing influence geological and miningtechnological of factors on power characteristics of elements anchoringd.

**Key words:** the chemical anchoring, the unstable roof, equivalent pressure, FEM.

**Shabelnikov S.I. Peculiarities of low-peak tectonics of Krasnodon coal area.**

The article is devoted definition of density tectonic break of coal layers and rocks of northern zone small folding Donbass in Krasnodon geological – industrial region according mine workings. It is shown, that on the basis of density violations of coal formation and disposition little amplitudes tectonic break of coal layers are determined, that gives possibility prognosticate of dangerous zones in the underground.

**Key words:** little peak paraclases, tectonic break, coefficient of tectonic break, prognostication.

## **CHAPTER “METALLURGY”**

**Lutsenko V.A., Borovik P.V., Zablodskiy N.N., Kuberskiy S.V., Ph.D. Csizmadia J., Ph.D. Csepeli Zs., Ph.D. Gonda V. Development of mathematical modelling for hot rolling of continuous-casted slabs.**

Description of finite element mathematical model for hot-rolling processes of continuous casting slabs is presented. The model allows to consider the non-evenness of mechanical properties of the material and its section caused by existing liquation and can be used at studying of stress and strain state of slab and giving the recommendations aiming to decrease the probability of defects occurring.

**Key words:** mathematical model, liquation, stress and strain state.

**Novokhatskiy A.M., Mikhaylyuk G.D., Karpov A.V., Manakov V.P. Influence of the chemical compound of anthracite on indicators CSR and CRI.**

Values of reactionary ability (CRI) and hot durability (CSR) the anthracite extracted on a number of mines of Ukraine are received and analysed. Character of influence of a chemical compound of anthracite on indicators CRI and CSR is received.

**Key words:** anthracite, reactionary ability, hot durability, a chemical compound.

**Dorofeev V.N., Kuberskiy S.V., Vasiliev D.B. Features of level measurement made foam slag in unit romelt.**

Features of methods of measurement of level of slag in unit Romelt are resulted at change of conditions of fusion. The scheme of measurements different by simplicity of realisation and providing a split-hair accuracy of measurements is offered.

**Key words:** slag level, e.m.f., unit Romelt.

**Rutkovskiy Yu. A. Thermodynamics and gasdynamics processes in piston compressors in the conditions of the resonance phenomena in the suction systems.**

On the basis of carried out thermodynamic and gasdynamic analyses the composite pattern of interaction of the physical phenomena in system «an admitting pipe - inlet valve - cylinder», reflecting influence of oscillations of pressure, resistance of inlet valves and thermal processes on filling of the cylinder by gas and on efficiency of resonant pressurization is shown.

In a paper questions of influence of resonant oscillations of pressure in inhausting system on temperature modes of piston compressors with cylinders of bilateral activity in the first step for the first time comprehensively surveyed. The results theoretical and experimental



examinations have shown, that the estimate of the factors influencing at a resonance of oscillations of pressure pinch of temperature of gas, forced(injected) by the first step, should be carried out in view of quantity third, dominant at a resonance, thermal coefficient which is taking into account magnification of temperature of gas in the cylinder at the end of an inhausting, adiabatic compression, stipulated by a phase, of gas in oscillatory process.

**Key words:** piston compressor, pressure fluctuations, resonance, thermodynamics of processes, thermal coefficients, temperature descriptions.

**Kuberskiy S.V. Heat-mass exchange in dissolving of metallic magnesium in liquid ferrosilicon.**

Heat-mass exchange processes and implementation of ingot magnesium during its dissolving in ferrosilicon liquid melt are researched. The mechanism of immersion of the less dense and more electro conductive addition agent in more dense and less electro conductive high-temperature melt under the influence of crossed electric and magnetic fields is established.

**Key words:** ferrous, siliceous and magnesium addition alloys, electromagnetic field, dissolving, freezing on, heat-mass exchange.

**Ershov V. Destabilization of remaining austenita in the polished layer of instrumental staley.**

The results of research of effect of destabilization of remaining austenita of the polished layer of instrumental are resulted staley under action of the speed heating, treatments by a cold and impositions of the external magnetic field.

**Key words:** remaining austenyt, destabilization, heating, treatment by a cold, magnetic field, the instrumental became.

**Danko A.V. Method of research of the tense state by slip lines fields with by account of inconstancy of resistance of deformation.**

The method of construction of slip lines fields during flat deformation on the experimentally boundary conditions taking into account inconstancy of resistance of deformation is developed.

**Key words:** field of tensions, experimental boundary conditions, slip lines fields method.

**Korobko T.B. Friction assessment when drawing out axis-symmetrical parts in the punches with multi-sectional rotatable base.**

The results of theoretical investigations are presented and a calculation method for friction coefficient is developed at forging in the mould with multi-section rotatable base.

**Key words:** friction factor, die, multi-sectional rotatable base.

**Kuberskiy S.V., Esselbah S.B., Procenko M.Y. Comparative efficacy of different modes of out-of-furnace pig iron treatment and “POMEJT” process pig iron.**

The comparative evaluation of out-of-furnace pig iron and liquid-phase reducing pig iron treatment in liquid slag tank is appraised. New approaches to refinement and alloying of “POMEJT” process pig iron are offered.

**Key words:** pig iron, cast iron, finishing, refinement, alloying; ferrous, siliceous and magnesium addition alloys, electromagnetic treatment.

**Erchov V.M., Gorezki U.V., Butcovsca N.V. Thermo-electric control of modes of heat treatment of instrumental steel.**

The results of measuring of the termoEDS hard-tempered and released instrumental steel XBI are resulted. A thermo-electric checking of effect of razuprochnenyya instrument feature during exploitation is shown.

**Key words:** heat treatment became, termoEDS, tempering, vacation, control of the modes, hardness, razuprochnenye.

**Kuberskiy S.V., Fedotov O.V., Kuberskay N.V. Titanium loss enhancement in uninterruptedly-casted stainless steel production.**

Titanium implementation in uninterruptedly-casted profiled stainless steel blanks production is researched. The main characteristics of smelting, out-of-furnace treatment and continuous casting, which influence loss of deficit alloying element are established. Technology improvement and increasing of titanium efficiency activities are offered.

**Key words:** stainless steel, continuous casting, profiled blank, titanium, oxygen, nitrogen, recovery, interaction with the atmosphere, cover, argon.

**Levchenko E.P., Galich V.A., Kostromitckij D.Yu. Determination of basic parameters of single-roll toothed crusher on conditions destruction of agglomerate of star's teeth.**

The results of theoretical analysis are reduced dependences which describe conditions in resilient elements of rotor stars of single-roll toothed crusher and allow to calculate and to choose their rational parameters are obtained.

**Key words:** agglomerate cake, smash, single-roll toothed crusher, destroying efforts.

**Esselbah V. S., Esselbah S.B., Kuberskiy S.V. Heat-mass exchange in dissolving of metallic magnesium in liquid ferrosilicon.**

Heat-mass exchange processes and implementation of ingot magnesium during its dissolving in ferrosilicon liquid melt are researched. The mechanism of immersion of the less dense and more electro conductive addition agent in more dense and less electro conductive high-temperature melt under the influence of crossed electric and magnetic fields is established.

**Key words:** ferrous, siliceous and magnesium addition alloys, electromagnetic field, dissolving, freezing on, heat-mass exchange.

**Esselbah V. S., Esselbah S.B., Kuberskiy S.V. Hydromechanics of electromagnetic treatment of melts in the reactor.**

Reactor hydromechanics for refinement and alloying of the melts is analyzed. Method of designing of main structural elements of the reactor and electric process parameters is developed.

**Key words:** electromagnetic reactor, active zone, mixing zone, hydromechanics, electromagnetic weighting, melt level, circulation.

**Petrov P.A., Polilov E.V., Morozov D.I. Cutting thrust and moments of rolled sections hot cutting operation.**

Experimental researches dynamics of drives disk saw are presented; a moment and force of cutting, used for confirmation of adequacy of the developed model, are got.

**Key words:** electromagnetic moment, moment of cutting, resistance to cutting, disk saw, speed of deformation.

**Moroz N.N., Markevich A.G. Choice correlation between drawing and puddling forces in the process of vibrodrawing.**

Analysis of power-operated conditions of metal warping by single-piece coniform die was conducted. Method of product drawing from difficult-to-form materials was proposed.

**Key words:** drawing, warping, puddling, flow of a metal, deformation site.

**Kozachishen V.A., Popov G.N. Calculation of the productivity pelletizer with a cone drum.**

The method of calculation of the productivity of cone drum pelletizer, set obl toward a load on the basis of results of researches and design is offered.

**Key words:** pelletizer, agglomerations charge, productivity, fractions composition, cone drum, geometrical parameters.

**Levchenko O.A. Physical simulation of crushing agglomerate process in single-roll toothed crusher.**

Questions which are pertinent to physical simulation of crushing agglomerate process are examined and results of the model of single-roll toothed crusher investigating are demonstrated.

**Key words:** single-roll toothed crusher, agglomerate cake, Physical simulation, similarity criterions, experimental investigation.

## **CHAPTER “CIVIL ENGINEERING”**

**Golodnov O.I., Gordiyuk M.P., Tkachuk I.A., Seminog M.M. Durability and deformation materials of reinforced-concrete constructions at power and high temperature influences.**

The methodical going is expounded near determination of descriptions of materials of constructions of buildings at power and high temperature influences. Importance of decision of this question is rotined as it applies to buildings for the estimation of possibility them to subsequent exploitation after a fire.

**Key words:** reinforced-concrete constructions, durability of concrete and armature, power and high temperature influences.

**Simonova I.N., Dolgolaptev V.M., Simonov S.I. The results of the research on thermo-technical qualities of the first series buildings.**

The results of theoretical investigations are presented, the dependencies describing the tension conditions in the elements of vulcanized conjunctions of conveyor belts are obtained.

**Key words:** energy saving, infrared shooting (photography), heat losses, thermovision control, thermovision (thermography), microclimate.

**Nikolaeva E.K., Bondarchuk V.V., Simonov S.I. Thermovisional inspections of the state of buildings' frame fillings to increace their heat saving efficiency.**

This article presents the analysis of IR-vision examinations of heat insulation of residential buildings. This paper indicates the ways of energy savings in residential buildings in conditions of tightening the normative requirements to micro climate of premises.

**Key words:** energy saving, infrared shooting (photography), heat losses, thermovision control, thermovision (thermography), microclimate.

## **CHAPTER “ELECTRICAL ENGINEERING.RADIOTECHNOLOGY”**

**Dzyuba V.L., Kalyuzhnyj G.S., Korsunov K.A., Sergiyenko S.N. Numeric calculation of the parameters of air plasma jet.**

Numerical calculations of the parameters of the plasma jet, axial and radial distributions of the temperature and speed in plasma jet have been obtained to optimize the plasma processes.

**Key words:** plasma jet, temperature, speed, plasmatron.

**Stroynikov V.G., Zablodskiy N.N. Experimental research of electromagnetic transformers of electric energy of transformer type with massive mandrels.**

The results of experimental researches of electromagnetic parameters of transformers of energy of alternating current are resulted on the example of transformers of current with a massive mandrel, depending on the temperature of his heating and size of primary current.

**Key words:** transformer of electric energy, transformer of current, massive mandrel, temperature of heating .

**Bilinsky A.I., Blagodyr J.T., Denischik Yu.S., Gorelnikov S.A. Modernization of the laser measuring station sic «orion» of dstu and results of observations of satellites.**

Modernization of the laser measuring station in Alchevsk is described. Job of the station performances are resulted on a target and on satellites.

**Key words:** location, transmitter, laser, sensor, radiation, power, accuracy, calibration, target, measuring device, range, telescope.

**Pupkov V.S., Distributed microprocessor system for control after the technical state of the mountain making.**

Conception of sensory network is offered for monitoring of the technical state of the auxiliary mountain making. Taking into account linearness of object it is chosen topology of network and way of a minimum of refusals.

**Key words:** sensory network, mountain making, microprocessor knot, standard of IEEE802.15.4.

**Glebin A.G., Saratovskyy R.N. Ushakov V.I. Control the system and defence of high frequency transistor converter.**

Grounded system requirement management a high frequency transistor converter for the options of the induction heating, developed and resulted structure of construction of the system.

**Key words:** resonant inverter, control the system, defence, limitation.

**Kobets D.V., Ushakov V.I., Sereda S.N., Udodov A.L. Microprocessor control system of induction installations power supplies.**

This paper presents results of practical researches on creation of a microprocessor control system by power supplies of induction installations. The software which allows reducing time of adjustment of an indistinct regulator is offered.

**Key words:** microprocessor system, fuzzy control.

**Pliugin V., Grebenyukov D. Frequency-controlled metallurgical cranes electrical drive calculation.**

The calculation method of hoist and movement travelling metallurgical cranes mechanisms, oriented to the control from frequency converters is considered. The static powers calculations of crane hoist and movement mechanisms, calculation of rated power, calculation and choice of frequency converters are resulted.

**Key words:** crane electro-drive, static power, frequency converter, lifting and moving mechanisms.

**Komisarenko A. Technique of verifying calculation of operated arcing contacts.**

The technique of testing calculation of an electric magnet and process of clearing of an arc in the scheme of the hybrid switch of the direct current which contacts cope an electromagnetic drive with the coil is described. Application of the developed scheme and a technique will provide smaller switching an overstrain and will lower energy on contour elements.

**Key words:** verifying calculation, the scheme, an electromagnet, arcing contacts, switching.

**Komarevtseva L.N., Pan'kova M.Y., Khudobin K.V. Research of influence of tooth harmonic on energy thermal losses of combine asynchronous engine.**

The results of theoretical researches are Resulted, dependences, determining energy of thermal losses, which is selected in an engine for the cycle of repeatedly- brief office hours taking into account influence of tooth harmonic, are got.

**Key words:** toothed harmonics, mechanical description, mathematical model, energy of thermal losses.

**Lamanov S., Komisarenko A., Mihajlova L. Features of work one cell-type resonance negator on the galvanically isolated induction heater.**

The features of work are examined one cell-type resonance inverter on the galvanically isolated inductor of induction heater.

**Key words:** one cell-type inverter, reverse diode, inductor, resonance, induction heater.

**Gorelnikov S.A., Melkov S.M. Space objects ranging precision increasing with laser location system.**

Research results and technology of greatly increasing of observation objects ranging precision in space laser location system are appeared.

**Key words:** laser location system, transmitter, laser, receiver, optoelectronic sensor, squarer.

**Liubich I.V., Melkov S.M. Photodetector for optimal selection of pumping mode of transmitters' active components for laser location systems.**

Research results and development of receiving optical device for luminescence registration in visual and infra-red range in Ruby and YAG:Nd laser's active components are appeared. Equipment allow to increase operability of defining exit laser energy at selection of pumping mode and expand ordinary spectral devices capability.

**Key words:** laser, exit energy, luminescence, receiving device, photodiode, amplifier.

## **ТРЕБОВАНИЯ**

### **к рукописям научных статей и порядок их рассмотрения при подготовке к выпуску сборника научных трудов ДонГТУ**

Статьи должны представляться в соответствии с требованиями ВАК Украины (Перелік № 1 за 2003г). Сборник научных трудов издается три раза в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТУ, тел/факс (06442) 2-68-87, E-mail: info@dmmti.edu.ua (для редакции сборника научных трудов ДонГТУ), секретарь редакционной коллегии Скомская Светлана Анатольевна.

Сборник содержит следующие разделы: «Разработка полезных ископаемых», «Металлургия», «Строительство», «Электротехника. Радиотехника». Содержание статей должно отвечать новым достижениям науки и техники, их практическому значению, соответствовать технической направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

В статье должно быть кратко изложено то новое и оригинальное, что разработано авторами, показано преимущество перед аналогами предлагаемых разработок, описаны их особенности и практическая значимость. Результаты работы не должны представляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, за несоблюдение действующих стандартов и за недостоверность приведенных в статье данных полностью несут авторы статьи.

Присланные в редакционную коллегию статьи подвергаются обязательному рецензированию. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера без согласования с авторами.

Рекомендуемое количество авторов статьи до 3-х человек.

Языки предоставления статей: украинский, русский, английский.

## **СОДЕРЖАНИЕ СТАТЕЙ**

Предоставляемые статьи должны иметь следующую структуру:

### **УДК**

УДК на статью присваивает отдел библиографии научной библиотеки ДонГТУ, каб.206.

### **Аннотация**

В аннотации приводятся краткие сведения о статье, объемом 5-10 строк, на трех языках: украинском, русском и отдельным файлом на



английском языке с указанием Ф.И.О. авторов, названия статьи, ключевых слов.

#### **Обязательные элементы статьи:**

- постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями;
- анализ последних достижений и публикаций, в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор, выделение нерешенных раньше частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;
- формулирование целей статьи (постановка задач);
- представление основного материала исследования с полным обоснованием полученных научных результатов;
- выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.
- библиографический список должен быть составлен в порядке ссылок на них. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки.

За авторами статьи остается право выделения жирным шрифтом названия обязательных элементов статьи.

### **ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ**

1. Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц на белой бумаге формата А4 (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.

2. Материалы должны отвечать следующей структурной схеме: УДК, ученая степень, фамилии и инициалы авторов, название организации, города, страны, e-mail автора, название статьи, аннотация на двух языках, после каждой аннотации ключевые слова, основной текст, выводы, библиографический список и отдельным файлом на английском языке - Ф.И.О. авторов, название статьи, аннотация, ключевые слова.

УДК проставляется слева вверху, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал – ученая степень, фамилия, инициалы. В круглых скобках – название организации, название города, страны, e-mail автора, через запятую. Шрифт полужирный, курсив, по правому краю.

Через два интервала - название статьи заглавными буквами, выравнивание по центру, шрифт полужирный, без абзацного отступа.

Через один интервал - краткая аннотация на украинском и русском языках, курсивом. После каждой аннотации – ключевые слова, курсивом.

Через один интервал - текст статьи.

3. Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:

– *растровыми форматами* – gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 200-300 dpi);

– *векторными форматами* – emf, wmf и другими метаформатами.

Рисунки, выполненные в программах Corel, CAD, Word и др., переводятся в один из описанных выше форматов, предпочтительно векторные.

Графический материал следует располагать непосредственно после текста, в котором он упоминается впервые («...на рисунке...», не допускается «см.», «рис.»), или на следующей странице. Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте и нанесены слева направо, сверху вниз. Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст). Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается подпись в формате «Рисунок № – Название» с выравниванием по центру без абзаца. После подписи и перед рисунком оставляется пустой интервал.

4. Абзац содержащий формулы должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзаца, интервал перед и после абзаца 14 пт, позиции табуляции – 7,75 см по центру (для расположения формулы) и 15,4 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы выполняются с помощью редактора формул Microsoft Equation 3, MathType математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный)	14 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	8 pt
Symbol (крупный символ)	20 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	14 pt

Недопустимо размещение формул в табличном формате.

5. Все таблицы должны иметь название и порядковый номер и располагаться после упоминания по тексту. Название располагается над таблицей.

Каждая таблица должна иметь один интервал перед названием и один после таблицы.

6. Через один интервал от текста статьи – полужирным шрифтом располагается заголовок «Библиографический список». Библиографический список оформляется курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

7. Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

## **СОПРОВОДИТЕЛЬНАЯ ДОКУМЕНТАЦИЯ**

Рецензия специалистов редакционной коллегии ДонГТУ

## СОДЕРЖАНИЕ

### Раздел "Разработка полезных ископаемых"

<i>Фрумкин Р.А., Самкова Э.Р.</i> АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ РЕФОРМИРОВАНИЯ УГОЛЬНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ УКРАИНЫ.....	5
<i>Литвинский Г.Г., Павлов Е.Е.</i> ПОВЫШЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ РАМНОЙ КРЕПИ ПУТЁМ ВЗРЫВНОЙ РАЗГРУЗКИ ПОРОД .....	12
<i>Клишин Н.К., Склепович К.З., Касьян С.И., Пронь П.А.</i> ОБОСНОВАНИЕ СХЕМЫ ФОРМИРОВАНИЯ ОПОРНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРИ ОТРАБОТКЕ ОДИНОЧНОЙ ЛАВЫ .....	21
<i>Радзиевский В.Н., Кирик Г.В., Лавренко А.М.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕННЫХ АППАРАТОВ КОМПРЕССОРНЫХ МАШИН .....	28
<i>Чехлатый Н.А.</i> ОЦЕНКА ПОТЕРЬ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ ПРИ ПУСКЕ НАСОСОВ ГЛАВНОГО ВОДООТЛИВА .....	40
<i>Ларченко В. Г., Денисенко Е. А., Хоружая Н. В.</i> ЭФФЕКТИВНОСТЬ НОВЫХ СПОСОБОВ НАБЛЮДЕНИЙ ЗА СДВИЖЕНИЕМ И ДЕФОРМАЦИЯМИ ГОРНЫХ ПОРОД И ПОДРАБАТЫВАЕМЫХ ОБЪЕКТОВ .....	54
<i>Нечепуренко М. С.</i> К ВОПРОСУ ОТЛИЧИЙ УПРУГОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ДВИЖЕНИЙ И СТЕРЖНЕВОГО КАНАТНОГО ВИБРОИЗОЛЯТОРА .....	61
<i>Шевченко В.Г.</i> ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ И СХЕМЫ НЕЛИНЕЙНОГО УПРАВЛЕНИЯ СИСТЕМЫ «РУКОВОДСТВО ШАХТЫ – ДИСПЕТЧЕР – ЗВЕНО ГРОЗ» В АВАРИЯХ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ПОМЕХ .....	66

<i>Хмелев А.Г. Бубунец Ю.В., Долгопятенко С.И.</i> СИСТЕМА ПОДДЕРЖКИ ПРИНЯТИЯ РЕШЕНИЙ ПО ДАННЫМ АНАЛИЗА ДИНАМИКИ МЕТАНОВЫДЕЛЕНИЯ ВЫЕМОЧНОГО УЧАСТКА.....	76
<i>Абакумова О.В. Денисенко В.П., Лепіло Н.М.</i> КЛАСИФІКАЦІЯ ЗА ЯКІСТЮ МЕТАНОПОВІТРЯНИХ СУМІШЕЙ, ЩО ВИЛУЧАЮТЬСЯ З ВУГІЛЬНИХ РОДОВИЩ ДЕГАЗАЦІЄЮ....	82
<i>Ермаков А.Н.</i> СОСТОЯНИЕ УГОЛЬНОЙ ОТРАСЛИ УКРАИНЫ.....	91
<i>Кизияров О.Л.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО- ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ СИСТЕМЫ "НЕУСТОЙЧИВАЯ КРОВЛЯ - АНКЕРНАЯ КРЕПЬ" В ЛАВЕ ...	97
<i>Шабельников С.И.</i> ОСОБЕННОСТИ МАЛОАМПЛИТУДНОЙ ТЕКТониКИ КРАСНОДОНСКОГО УГЛЕНОСНОГО РАЙОНА.....	108

### **Раздел "Металлургия"**

<i>Lutsenko V.A., Borovik P.V., Zablodskiy N.N., Kuberskiy S.V., Csizmadia J., Csepeli Zs., Gonda V.</i> DEVELOPMENT OF MATHEMETICAL MODELLING FOR HOT ROLLING OF CONTINUOUS-CASTED SLABS .....	119
<i>Новохатський О.М., Михайлюк Г.Д., Карпов А.В., Манаков В.П.</i> ВПЛИВ ХІМІЧНОГО СКЛАДУ АНТРАЦИТУ НА ПОКАЗНИКИ CSR І CRI .....	125
<i>Дорофеев В.Н., Куберский С.В., Васильев Д.Б.</i> ОСОБЕННОСТИ ИЗМЕРЕНИЯ УРОВНЯ ВСПЕНЕННОГО ШЛАКА В АГРЕГАТЕ РОМЕЛТ .....	132
<i>Рутковский Ю. А.</i> ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ И ГАЗОДИНАМИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ В ПОРШНЕВЫХ КОМПРЕССОРАХ В УСЛОВИЯХ РЕЗОНАНСНЫХ ЯВЛЕНИЙ ВО ВСАСЫВАЮЩИХ СИСТЕМАХ .....	137
<i>Куберский С.В.</i> МАТЕРИАЛЬНЫЙ БАЛАНС ДЕСУЛЬФУРАЦИИ ЧУГУНА МАГНИЕМ, ВОССТАНОВЛЕННЫМ ПОД СЛОЕМ МЕТАЛЛИЧЕСКОГО РАСПЛАВА.....	157

<i>Ершов В.М.</i> ДЕСТАБИЛИЗАЦИЯ ОСТАТОЧНОГО АУСТЕНИТА В ШЛИФОВАННОМ СЛОЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ .....	167
<i>Данько А.В.</i> МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ МЕТОДОМ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ С УЧЕТОМ НЕПОСТОЯНСТВА СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ .....	174
<i>Коробко Т.Б.</i> УЧЕТ ТРЕНИЯ ПРИ ВЫТЯЖКЕ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ В ШТАМПАХ С МНОГОСЕКЦИОННЫМИ ПОВОРОТНЫМИ ДИСКАМИ .....	184
<i>Куберский С.В., Эссельбах С.Б., Проценко М.Ю.</i> СРАВНИТЕЛЬНАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБОВ ВНЕПЕЧНОЙ ДОВОДКИ ДОМЕННОГО ПЕРЕДЕЛЬНОГО ЧУГУНА И ЧУГУНА ПРОЦЕССА «РОМЕЛТ» .....	188
<i>Ершов В.М., Горецкий Ю.В., Бутковская Н.В.</i> ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ КОНТРОЛЬ РЕЖИМОВ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ СТАЛИ.....	199
<i>Куберский С.В., Федотов О.В., Куберская Н.В.</i> СНИЖЕНИЕ ПОТЕРЬ ТИТАНА ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ КОРРОЗИОННОСТОЙКОЙ СТАЛИ...	205
<i>Левченко Е.П., Галич В.А., Костромицкий Д.Ю.</i> ВИЗНАЧЕННЯ ОСНОВНИХ ПАРАМЕТРІВ ОДНОВАЛКОВОЇ ЗУБЧАСТОЇ ДРОБАРКИ ЗА УМОВ РУЙНУВАННЯ АГЛОМЕРАТУ УДАРОМ ЗУБЦЯМИ ЗІРОЧОК.....	213
<i>Эссельбах В.С., Эссельбах С.Б., Куберский С.В.</i> ТЕПЛОМАССООБМЕН ПРИ РАСТВОРЕНИИ МЕТАЛЛИЧЕСКОГО МАГНИЯ В ЖИДКОМ ФЕРРОСИЛИЦИИ .....	220
<i>Эссельбах В.С., Эссельбах С.Б., Куберский С.В.</i> ГИДРОМЕХАНИКА РЕАКТОРА ДЛЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ ОБРАБОТКИ РАСПЛАВОВ .....	232

<i>Петров П.А., Полилов Е.В., Морозов Д.И.</i> ДИНАМИКА УСИЛИЙ И МОМЕНТОВ РЕЗАНИЯ СОРТОВОГО МЕТАЛЛОПРОКАТА В ГОРЯЧЕМ СТОЯНИИ .....	241
<i>Мороз Н.Н., Маркевич А.Г.</i> ВЫБОР СООТНОШЕНИЯ МЕЖДУ СИЛАМИ ВОЛОЧЕНИЯ И ПОДПОРА ПРИ ВИБРОВОЛОЧЕНИИ .....	252
<i>Козачишен В.А., Попов Г.Н.</i> РАСЧЕТ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ КОНУСНОГО ГРАНУЛЯТОРА.....	262
<i>Левченко О.А.</i> ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ДРОБЛЕНИЯ АГЛОМЕРАТА В ОДНОВАЛКОВОЙ ЗУБЧАТОЙ ДРОБИЛКЕ .....	265

### **Раздел "Строительство"**

<i>Голоднов О.І., Гордіюк М.П., Ткачук І.А., Семиног М.М.</i> МІЦНІСТЬ ТА ДЕФОРМАТИВНІСТЬ МАТЕРІАЛІВ ЗАЛІЗОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ ПРИ СИЛОВИХ І ВИСОКОТЕМПЕРАТУРНИХ ВПЛИВАХ.....	275
<i>Симонова И.Н., Долголаптев В.М., Симонов С.И.</i> РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ КАЧЕСТВ ЗДАНИЙ ПЕРВЫХ МАССОВЫХ СЕРИЙ .....	285
<i>Николаева Е.К., Бондарчук В.В., Симонов С.И.</i> ТЕПЛОВИЗИОННЫЕ ОБСЛЕДОВАНИЯ СОСТОЯНИЯ ОГРАЖДАЮЩИХ КОНСТРУКЦИЙ ЗДАНИЙ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ИХ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТИ.....	294

### **Раздел "Электротехника. Радиотехника"**

<i>Дзюба В.Л., Калюжный Г.С., Корсунов К.А., Сергиенко С.Н.</i> ЧИСЛЕННЫЙ РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ВОЗДУШНОЙ ПЛАЗМЕННОЙ СТРУИ.....	305
<i>Стройников В.Г., Заблодский Н.Н.</i> ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ ТРАНСФОРМАТОРНОГО ТИПА С МАССИВНЫМИ СЕРДЕЧНИКАМИ .....	313

<i>Билинский А.И., Благодыр Я.Т., Денищик Ю.С., Горельников С.А.</i> МОДЕРНИЗАЦИЯ ЛАЗЕРНО-ЛОКАЦИОННОЙ СТАНЦИИ ГМЦ «ОРИОН» ДОНГТУ И РЕЗУЛЬТАТЫ НАБЛЮДЕНИЙ СПУТНИКОВ .....	325
<i>Пупков В.С.</i> РАСПРЕДЕЛЕННАЯ МИКРОПРОЦЕССОРНАЯ СИСТЕМА ДЛЯ КОНТРОЛЯ ЗА ТЕХНИЧЕСКИМ СОСТОЯНИЕМ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК .....	331
<i>Глебін А.Г., Саратовский Р.Н., Ушаков В.И.</i> СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ И ЗАЩИТЫ ВЫСОКОЧАСТОТНОГО ТРАНЗИСТОРНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ .....	337
<i>Кобец Д.В., Ушаков В.И., Серода С.Н., Удодов А.Л.</i> МИКРОПРОЦЕССОРНАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ИСТОЧНИКАМИ ПИТАНИЯ ИНДУКЦИОННЫХ УСТАНОВОК .....	347
<i>Плюгин В.Е., Гребенюков Д.А.</i> РАСЧЕТ ЧАСТОТНО- РЕГУЛИРУЕМЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ МЕХАНИЗМОВ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ КРАНОВ .....	354
<i>Комісаренко О.І.</i> МЕТОДИКА ПЕРЕВІРОЧНОГО РОЗРАХУНКУ КЕРОВАНИХ ДУГОГАСИЛЬНИХ КОНТАКТІВ .....	361
<i>Комаревцева Л.Н., Панькова М.Ю., Худобин К.В.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЗУБЦОВЫХ ГАРМОНИЧЕСКИХ НА ЭНЕРГИЮ ТЕПЛОВЫХ ПОТЕРЬ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ, РАБОТАЮЩЕГО В ПОВТОРНО-КРАТКОВРЕМЕННОМ РЕЖИМЕ .....	369
<i>Ламанов С.Л., Комісаренко О.І., Михайлова Л.Ф.</i> ОСОБЛИВОСТІ РОБОТИ ОДНОКОМПРКОВОГО РЕЗОНАНСНОГО ІНВЕРТОРА НА ГАЛЬВАНІЧНО РОЗВ'ЯЗАНИЙ ІНДУКЦІЙНИЙ НАГРІВАЧ .....	378
<i>Горельников С.А., Мельков С.М.</i> ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ИЗМЕРЕНИЯ ДАЛЬНОСТИ КОСМИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ С ПОМОЩЬЮ ЛАЗЕРНОЙ ЛОКАЦИОННОЙ СИСТЕМЫ .....	387



<i>Любич И.В., Мельков С.М. ФОТОПРИЕМНОЕ УСТРОЙСТВО ДЛЯ ВЫБОРА ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ НАКАЧКИ АКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПЕРЕДАТЧИКОВ ЛАЗЕРНЫХ ЛОКАЦИОННЫХ СИСТЕМ.....</i>	<i>392</i>
ABSTRACTING .....	397
ТРЕБОВАНИЯ К РУКОПИСЯМ НАУЧНЫХ СТАТЕЙ И ПОРЯДОК ИХ РАССМОТРЕНИЯ ПРИ ПОДГОТОВКЕ К ВЫПУСКУ СБОРНИКА НАУЧНЫХ ТРУДОВ ДонГТУ .....	408

# НАУКОВЕ ВИДАННЯ

## ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ ДОНБАСЬКОГО ДЕРЖАВНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

### Випуск 29

#### *Головний редактор*

Заблудський М.М. – докт. техн. наук

#### *Редакційна колегія:*

А.І. Акмаєв – докт. екон. наук,  
С.М. Петрушов – докт. техн. наук,  
Г.Г. Литвинський – докт. техн. наук,  
Р.А. Фрумкін – докт. техн. наук,  
Г.В. Бабіюк – докт. техн. наук,  
Г.І. Гайко – докт. техн. наук,  
М.К. Клішин – докт. техн. наук,  
З.Л. Фінкельштейн – докт. техн. наук,  
А.Б. Зеленов – докт. техн. наук,  
Ю.С. Денищик – докт. техн. наук,  
В.О. Ульшин – докт. техн. наук,  
О.І. Давиденко – докт. техн. наук,  
Г.Я. Дрозд – докт. техн. наук,  
В.О. Луценко – докт. техн. наук,  
В.Н. Ульяницький – канд. техн. наук,  
Ю.Е. Паєранд – канд. техн. наук,  
С.А. Скомська – секретар редакційної колегії

ISSN 2077-1738



Комп'ютерна верстка Н.Б. Трофімова

---

Підп. до друку 30.11.2009. Формат 60×84<sup>1</sup>/<sub>16</sub>. Папір офс.  
Друк RISO. Ум.друк.арк.24,23. Зам. № 381. Наклад 100 пр.  
Видавництво не несе відповідальність за зміст матеріалу, наданого автором до друку.

Видавець та виготівник:

Донбаський державний технічний університет  
пр. Леніна, 16, м. Алчевськ, Луганська обл., 94204.  
(Творче виробниче об'єднання «ЛАДО», каб. 113-а, II корпус, т./факс (06442)2-02-59)  
Свідоцтво Держкомтелерадіо серія ДК, №2010 від 12.11.2004