НАУЧНЫЙ ЖУРНАЛ

ДОНБАССКИЙ
ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ

НАУКОЕМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ И ОБОРУДОВАНИЕ В ПРОМЫШЛЕННОСТИ И СТРОИТЕЛЬСТВЕ



ВЫПУСК 13 (87)

АЛЧЕВСК, 2026

Наукоёмкие технологии и оборудование в промышленности и строительстве

Научный журнал
Выходит 4 раза в год
Основан в июне 1999 г.
Выпуск 13 (87) 2026

Knowledge-intensive technologies and equipment in industry and building

Scientific journal
Publishing 4 times a year
Founded in June 1999
Issue 13 (87) 2026

Алчевск
2026

Распространение и тиражирование без официального разрешения ФГБОУ ВО «ДонГТУ» запрещено

УДК 621+622+669.1+691.32
EDN: YIZFQJ

Наукоёмкие технологии и оборудование в промышленности и строительстве

Научный журнал

Выпуск 13 (87) 2026

Учредитель:
Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего образования «Донбасский государственный технический университет»

Свидетельство о регистрации средства массовой информации ПИ № ФС77-85961 от 11.09.2023 выдано Федеральной службой по надзору в сфере связи, информационных технологий и массовых коммуникаций

Журнал внесён в Перечень рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание учёной степени кандидата наук, на соискание учёной степени доктора наук

Журнал включён в перечень ЕГПНИ («Белый список») и наукометрическую базу данных РИНЦ

Рекомендовано учёным советом ФГБОУ ВО «ДонГТУ» (Протокол № 4 от 02.11.2026)

Дата выхода: 13.11.2026
Формат 60×84⅛
Усл. печат. л. 19
Заказ № 241
Тираж 200 экз.
Отпечатано в ПЦ ДонГТУ
Журнал распространяется бесплатно

Компьютерная вёрстка
Исмаилова Л. М.

Художественное оформление обложки
Чернышова Н. В.

Адрес учредителя, редакции, издателя и типографии:
ФГБОУ ВО «ДонГТУ»
294204, Луганская Народная Республика,
г.о. город Алчевск, г. Алчевск,
пр. Ленина, 16
E-mail: info@dontu.ru
Web-site: https://dontu.ru/

Главный редактор
Вишневский Д. А. — д.т.н., проф.

Заместитель главного редактора
Смекалин Е. С. — к.т.н., доц.

Редакционная коллегия:
Литвинский Г. Г. — д.т.н., проф.
Коршунов Г. И. — д.т.н., проф.
Еременко В. А. — д.т.н., проф.
Борщевский С. В. — д.т.н., проф.
Корнеев С. В. — д.т.н., проф.
Леонов А. А. — к.т.н., доц.
Артюх В. Г. — д.т.н., проф.
Сотников А. Л. — д.т.н., проф.
Витренко В. А. — д.т.н., проф.
Кузин А. В. — д.т.н., доц.
Михайлов А. Н. — д.т.н., проф.
Козлов А. М. — д.т.н., проф.
Зинченко А. М. — к.э.н., доц.
Денисова Н. А. — к.т.н., доц.
Снитко С. А. — д.т.н., доц.
Корзун Е. Л. — д.т.н., проф.
Богатырева Е. В. — д.т.н., проф.
Яковченко А. В. — д.т.н., проф.
Гончарук А. В. — д.т.н., проф.
Куберский С. В. — к.т.н., проф.
Митичкина Н. Г. — к.т.н., доц.
Сулейманова Л. А. — д.т.н., проф.
Смоляго Г. А. — д.т.н., проф.
Бондарчук В. В. — к.т.н., доц.
Псюк В. В. — к.т.н., доц.
Скомская С. А. — секретарь редакционной коллегии

Для научных сотрудников, аспирантов, студентов высших учебных заведений.

Язык издания:
русский, английский

16+

© ФГБОУ ВО «ДонГТУ», 2026

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

SUBSURFACE MANAGEMENT

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

УДК 622.831.2 EDN: VAVRVH

Литвинский Г. Г.
Донбасский государственный технический университет
**E-mail: ligag@ya.ru*

ФУНКЦИОНАЛЬНО-МЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РАСПОРНО-ПОДАТЛИВОЙ ТРУБОБЕТОННОЙ СТОЙКИ С ПНЕВМОФРИКЦИОННОЙ ПЕРЕДАЧЕЙ НАГРУЗКИ

Предложена функционально-механическая модель распорно-податливой трубобетонной стойки, в которой трение впервые используется как управляемый канал передачи осевой нагрузки от трубобетонного штока к стальному корпусу. Конструкция функционально разделена на верхний пневмофрикционный узел податливости и нижний пневмоузел предварительного распора: первый формирует задаваемое рабочее сопротивление при осадке, второй обеспечивает контакт стойки с кровлей и почвой и начальное сопротивление. Силовой поток центрируется перекрёстными ортогональными опорами, а трубобетонный шток обеспечивает высокую продольную жесткость при минимальной металлоемкости. На основе поликритериальной оптимизации по прочности, общей и местной устойчивости получены рациональные параметры двух исполнений стойки для расчетных нагрузок 100 и 200 кН: корпус 60×4 и 75×4 мм, шток 50×2 и 65×2 мм при массе 16,4 и 22,7 кг соответственно. Требуемое давление в пневмоузлах не превышает 20,0 МПа. Показано, что модель создает основу для контроля нагрузки и перемещения со стороны породного контура. Сформулированы условия экспериментальной верификации коэффициента трения, стабильности сопротивления, герметичности и ресурса пневмоузлов.

Ключевые слова: *распорно-податливая стойка, трубобетон, пневмофрикционная передача нагрузки, предварительный распор, управляемая податливость, центрирование, поликритериальная оптимизация, мониторинг горного давления.*

Финансирование: *исследования проведены в рамках выполнения прикладной научно-исследовательской работы FRRU-2026-0004 «Обоснование способа и параметров обеспечения устойчивости подземных горных выработок с помощью адаптивной распорно-податливой крепи».*

1 Актуальность проблемы и цель исследований

Крепь горной выработки должна не просто выдержать расчётную нагрузку со стороны массива. Она обязана вступить в работу своевременно, не потерять устойчивость при неизбежной неполноте контакта, допустить контролируемое смещение пород без разрушения и сохранить приемлемую массу для транспортирования и монтажа. Именно совокупность этих требований, а не одно предельное усилие на стойку, определяет технический уровень современной крепи. Между тем большинство применяемых стоечных конструкций оптимизировано лишь по одной или двум функциям: стальные стойки — по несущей способности, стойки трения — по податливости, гидравлические — по распору. В результате повышение одного показателя достигается ценой ухудшения другого. Основные требования к шахтной стойке и закономерности взаимодействия крепи с массивом систематизированы в фундаментальных работах по механике подземных сооружений и проектированию крепей [1–3, 6].

Проблема особенно обостряется в подготовительных выработках, где горное давление изменяется по длине и во времени, фактическая жесткость контакта крепи с породным контуром неизвестна, а внецентренное приложение силы превращает центральное сжатие в сжатие стойки с изгибом. По данным анализа эксплуатации подготовительных выработок [5, 6], значительная часть выработок либо требует ремонта, либо закреплена с избыточным запасом. Оба результата имеют общую причину: крепь проектируется по ограниченному

набору исходных данных и затем эксплуатируется без информации о действительном силовом состоянии. Следовательно, резерв развития находится не в простом наращивании металла, а в управ-лении силовым взаимодействием системы «порода — крепь».

В эволюции стоечных крепей последовательно решались отдельные задачи. Деревянная стойка обеспечивала простоту и способность к смятию, но уступала по долговечности и повторному использованию. Стальная трубчатая стойка повысила несущую способность, однако сделала критичными устойчивость и качество опирания в породу. Стойка трения получила большой ход податливости, но сохранила случайный характер рабочего сопротивления. Гидравлическая стойка превратила сопротивление в управляемый параметр, однако потребовала использования цилиндра, рабочей жидкости, арматуры и высокой культуры обслуживания. Трубобетонная стойка повысила эффективность использования материала, но сама по себе не решила вопросов распора, податливости и контроля нагрузки [3, 6]. Поэтому следующий шаг должен состоять не в очередной модификации одного узла, а в новой функциональной организации стойки. Это соответствует общей эволюции горной крепи от пассивного сопротивления к адаптивным и комбинированным системам [5].

В настоящей работе реализован именно такой переход. Осевое усилие передаётся от трубобетонного штока к наружному корпусу через кольцевой пневмофрикционный контакт, нормальное давление в котором задаёт газовая оболочка. Узел податливости конструктивно отделён от нижнего узла предварительного распора, а оба силовых пневмоузла выполнены отдельно от центрирующих опор. Такое разделение функций позволяет независимо назначать начальный контакт, рабочее сопротивление и допустимый ход осадки шахтной стойки.

Цель работы — разработать функционально-механическую модель распорно-податливой трубобетонной стойки с пневмофрикционной передачей нагрузки, обосновать параметры её несущих элементов и силовых узлов и определить границы применимости расчётной схемы.

Основная идея работы состоит в том, что стойка за счет смены источника энергии от чисто механической к пневмо-распорной может получить значимые технические преимущества по габаритам, массе, геомеханическим параметрам и стоимости.

Объект исследования — шахтная распорная стойка для крепления подготовительных горных выработок.

Предмет исследования — основные параметрические соотношения в функционально-механической модели стойки.

Основные задачи исследования:

– разработать общую конструктивную схему стойки с пневмофрикционной передачей нагрузки;

– выполнить конструкторскую проработку важнейших функциональных элементов стойки — взаимодействия трубобетонного штока и корпуса стойки в заданном податливом режиме;

– обеспечить предварительный распор стойки с помощью пневмофрикционного узла в момент установки стойки;

– рассчитать корпус стойки с позиций поликритериальной оптимизации;

– задать требуемые геомеханические параметры распорно-податливой трубобетонной стойки.

2 Состояние вопроса

Традиционная стальная рамная крепь из профиля СВП остается основным средством поддержания подготовительных выработок, поскольку хорошо освоена производством и допускает значительные смещения в замковых соединениях. Однако её конструктивная схема принципиально неравнопрочна: верхняк преимущественно изгибается, стойки сжимаются с изгибом, а работа замков зависит от затяжки и состояния контактных поверхностей [3, 6].

Увеличение номера профиля повышает сопротивление, но одновременно увеличи-

вает массу рамы, трудоёмкость установки и нагрузку на транспортную систему. Самое существенное ограничение состоит в том, что рамная крепь не сообщает проекти-ровщику, какая часть её запаса фактически использована. Расчетные и конструктивные особенности рам из спецпрофиля подробно рассмотрены в [3, 6], а нормативные ограничения стальных элементов — в [9–11]. а также в работе [4].

Для объективной оценки разных типов крепи ранее были предложены [5, 18] нормированные безразмерные критерии технической эффективности НКТЭ. Так, силовой критерий K_F показывает, насколько эффективно используются прочностные свойства материала, из которого изготовлена крепь. Деформационный критерий K_D отражает адаптивные возможности крепи при её смещениях по сравнению с идеальной податливостью. И, наконец, критерий работоспособности K_W указывает на КПД (долю возможной работы) конструкции в процессе ее взаимодействия с породным массивом.

Анкерная крепь переносит несущую функцию в массив и по удельной металлоёмкости превосходит рамные системы. Но анкер эффективен лишь при наличии работоспособной приконтурной зоны и достаточной длины закрепления. В разрушенных, обводнённых и интенсивно деформирующихся породах (например, в почве горной выработки), а также при необходимости охраны выработки для повторного использования, требуется несущий элемент, способный воспринимать нагрузку независимо от качества ближайшего слоя массива. Поэтому прямое противопоставление анкера и стойки некорректно: они решают разные аспекты общей задачи, дополняя друг друга. При этом комбинированные крепи «стойка-анкер» закономерно используют оба принципа. Стойка одновременно создает отпор в кровле и почве и тем самым способна ограничивать как опускание кровли, так и пучение почвы; анкер же передаёт усилие в локальную зону закрепления, хотя при разрушении этой зоны может утратить эффективность.

Стойки трения СТ, СТВ (рис. 1) и близкие к ним конструкции дали принципиально важный результат — большой ход податливости без сложной гидросистемы. Однако сила сопротивления формируется локальным зажатием клином или скобами. Нормальное давление на стойку распределено неравномерно, труба теряет устойчивость, коэффициент трения меняется вследствие загрязнения, коррозии и износа. Реально создаваемая клиновая затяжка во многом зависит от квалификации и силы рабочего. Поэтому паспортное сопротивление и реальное сопротивление стойки могут существенно различаться. Механизм трения используется, но не управляется: он остаётся следствием неопределённого контактного состояния. Именно это ограничивает силовой критерий стоек трения при высоком деформационном критерии [5, 7].



Рисунок 1 — Стальные стойки трения серии СТ30 семи типоразмеров с рабочим сопротивлением 300 кН

Гидравлические стойки устранили случайность сопротивления благодаря предохранительному клапану и рабочей жид-кости. Они обеспечивают высокий начальный распор и близкую к постоянной характеристику при осадке. Вместе с тем техническое совершенство гидравлического принципа сопровождается увеличением массы цилиндра, высокими требованиями к чистоте жидкости, герметичности, ремонту клапанов и защите штока. Для индивидуальной крепи очистных забоев эти затраты оправданы, но для массовой крепи подготовительных выработок они часто чрезмерны.

Газовая среда значительно легче и технологически проще, хотя её сжимаемость требует особой конструкции силовой схемы. Их эксплуатационная сложность остаётся принципиальным ограничением для массового применения в подготовительных выработках.

Трубобетонные элементы, исследованные в [7, 8], эффективно объединяют стальную оболочку и бетонное ядро. Стальная труба воспринимает растягивающие окружные напряжения и ограничивает поперечное расширение бетона, а бетон препятствует местной потере устойчивости оболочки и участвует в продольном сжатии. Эта совместная работа позволяет заметно уменьшить массу по сравнению со сплошным стальным стержнем. Однако предыдущие варианты трубобетонных стоек сохраняли механические узлы податливости — винтовые, клиновые или болтовые. Поэтому они содержали узел, в котором вновь возникали высокая сила затяжки, локальная деформация трубы и отсутствие оперативной регулировки.

Таким образом, предыдущие исследования подготовили необходимые элементы решения, но не создали единой функционально-механической модели. Трубобетон дал эффективный несущий стержень, трение — простую реализацию сопротивления податливости, гидропривод — регулируемое давление, датчики — информацию о нагрузке. Научная задача настоящей работы заключается в синтезе этих принципов без механического суммирования их недостатков. Для этого газовое давление используется не для прямого восприятия полного осевого усилия в длинном цилиндре, а для формирования нормальной силы в компактном кольцевом фрикционном контакте.

3 Конструкция шахтной стойки трубобетонной с предварительным распором СТПР

Для исключения рассмотренных противоречий была разработана стойка СТПР (рис. 2). Она состоит из трубчатого корпуса *1* и вставного телескопического штока *2*, выполненного из трубобетона, состоящего из стальной трубы *2.1* и бетонного заполнения *2.2*. Внутренний диаметр трубы корпуса *1* больше внешнего диаметра трубы штока *2.1* на 1…2 мм с возможностью телескопического перемещения. Корпус *1* и шток *2* на своих нижних концах снабжены крышками *1.1* и *2.1*.

Стойка снабжена опорами *3* и *4*, вжатых в породную поверхность горной выработки. Каждая опора состоит из круглых плит *3.1* и *4.1*, телескопически надетых на концы стойки и штока с приваренными трубчатыми стенками *3.2* и *4.2*.

Плиты опор *3.1* и *4.1*, выступают на 30…40 мм за пределы стенок *3.2* и *4.2* и образуют кольцевые консоли *3.3* и *4.3*, которые подкреплены уголками.

На плитах опор *3.1* и *4.1* приварены центраторы *3.4* в виде круглых прутков, ориентированных ортогонально друг другу по простиранию пород в кровле и падению в почве.

Кроме того, стойка СТПР снабжена пневмоузлами распора и податливости.

Узел податливости (рис. 3) состоит из стальной кольцевой обоймы *6.1* расположенной вокруг штока *2*, с опиранием на торец корпуса *1*, охватывая его своим кольцевым выступом *6.2*. Внутри обоймы *6.1* расположена кольцевая алюминиевая прокладка *6.3* с продольными разрезами, плотно прилегающая к штоку *2* и создающая силу трения при смещении штока с коэффициентом трения «алюминий-сталь», равным 0,5.

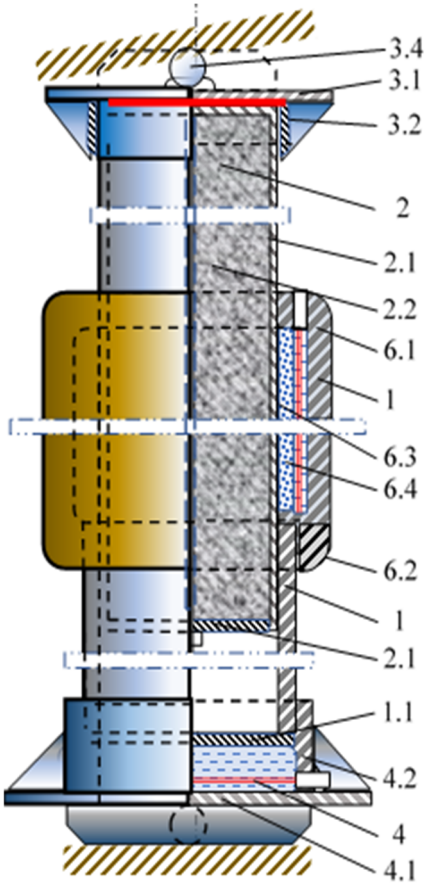


Рисунок 2 — Конструкция трубобетонной стойки трения с предварительным распором

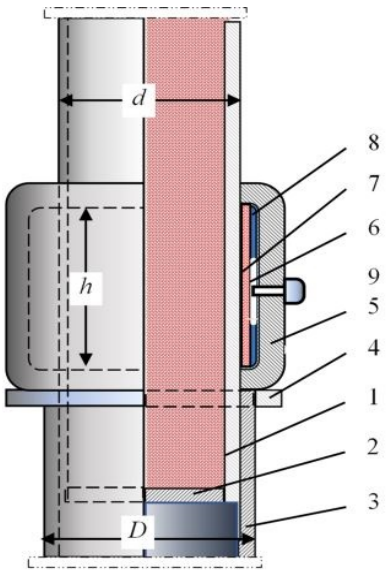


Рисунок 3 — Пневмоузел податливости стойки СТПР в виде сопряжения трубобетонного штока и корпуса

При подаче в узел податливости сжатого газа под действием его давления оболочка *6.4* расширяется, передавая усилие сжатия на алюминиевую прокладку *6.3*, которая равномерно обжимает внешний периметр штока *2*. При нагрузке на стойку ее шток *2* сдвигается вниз, чему препятствуют силы трения на поверхности алюминиевой прокладки *6.3*. Эта сила передаётся на обойму *6.1* и через неё — на корпус *1* стойки. Таким образом, нагрузка от давления пород кровли передаётся через опору *7* на шток *2*, затем силами трения — на кольцевую прокладку *6.3*, далее — на обойму *6.1*, корпус *1* и через опору *4* на почву.

Между обоймой *6.1* и кольцевой прокладкой *6.3* размещена герметичная резиновая оболочка *6.4* (например, из вакуумной резины), внутри которой размещен (опционально) мини-сенсор давления. К внутренней полости оболочки *6.4* подсоединен ниппель для подачи и стравливания сжатого воздуха, а коммутация выполнена через байонетный разъем на стойке (опционально).

Для обеспечения предварительного распора стойки между кровлей и почвой предусмотрен узел пневмораспора (рис. 4). Он состоит из стакана нижней опоры *4*, образованного кольцевой стенкой *4.2*, приваренной к ней плитой и донной крышкой корпуса *1.1*, которая закрывает камеру сверху. Внутрь камеры вставлена резиновая оболочка с мини-датчиком давления с коммутацией через байонетный разъем в стойке и ниппелем для подачи и стравливания газа под давлением.

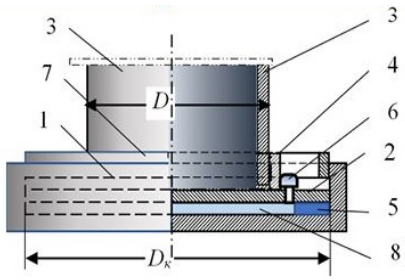


Рисунок 4 — Пневмоузел предварительного распора стойки СТПР

Силовая работа разделена между двумя разнесенными по высоте стойки независимыми пневмоузлами. Нижний узел выполняет функцию предварительного распора: после установки стойки и вначале выдвижения до упора в кровлю, а затем зажатия штока в узле податливости он при распоре выдвигает корпус и прижимает опорные плиты *3* и *4* к кровле и почве.

Верхний пневмоузел выполняет функцию сопротивления податливости и передачи нагрузки: кольцевая оболочка создаёт радиальное давление на разрезную алюминиевую прокладку, она прижимается к поверхности штока *2* и к обойме *10*, а возникающая сила трения передаёт осевую нагрузку на обойму и далее на корпус *1*. При превышении установленного сопротивления шток *2* проскальзывает, и стойка укорачивается на величину смещений пород.

Такое разделение функций между пневмоузлами распора и податливости принципиально важно. В гидравлической стойке одна обычно рабочая полость одновременно создает распор и определяет сопротивление. В предлагаемой конструкции начальный распор не обязан совпадать с рабочим сопротивлением податливости. Он назначается из условия надёжного контакта с породой и стабилизации положения стойки, тогда как сопротивление верхнего узла назначается по требуемой характеристике крепи. Следовательно, стойка получает два независимых управляющих параметра — давление распора P_p и давление пневмо-фрикционного узла $P_ф$.

Передача силового потока имеет замкнутую и конструктивно прозрачную последовательность: кровля — верхняя опора — трубобетонный шток — фрикционная прокладка — обойма — корпус — нижняя газовая опора — почва выработки. В этой силовой цепи нет болта или клина, усилие которого должно быть вручную преобразовано в контактное давление. Радиальное давление создаётся непосредственно газовой оболочкой по всей ее цилиндрической поверхности. Поэтому при сохранении герметичности и стабильности коэффициента трения сопротивление определяется измеряемым давлением, геометрией контакта и материалом прокладки.

Трубобетонный шток выполняет две функции. Во-первых, он воспринимает часть продольной силы бетонным ядром, что снижает требуемую площадь внешней стальной трубы. Во-вторых, бетон поддерживает тонкую стальную оболочку изнутри и препятствует её локальному выпучиванию. В принятой расчётной модели учитывается повышение характеристик бетона после обжатия в жидкой фазе; что было доказано в работах [13, 14].

Произведён расчет (табл. 1) двух модификаций базовых конструкций стойки: 1-го типа (на нагрузку 100 кН) и 2-го типа (на нагрузку 200 кН).

Базовая конструкция стойки работоспособна и без цифрового оснащения, однако давление в нижнем узле и перемещение штока могут регистрироваться мини-датчиками. Информационная функция стойки поэтому рассматривается как встроенная опциональная возможность, а не как обязательное условие силовой работы.

Таблица 1

Расчетные параметры двух исполнений стойки

Параметр стойки	Исполнение стойки 1	Исполнение стойки 2
Расчетная нагрузка, кН	100	200
Корпус $D \times t$, мм	60×4	75×4
Шток $D \times t$, мм	50×2	65×2
Длина корпуса / штока, м	1,70 / 0,800	1,70 / 0,800
Масса корпуса, кг	7,79	10,5
Масса штока, кг	5,70	8,78
Масса опор и узлов, кг	2,89	3,40
Полная масса стойки, кг	16,4	22,7

4 Расчетная модель стойки и поликритериальная оптимизация ее параметров

Расчет выполнен для двух уровней осевой нагрузки на стойку — 100 и 200 кН. Для стальных корпуса и оболочки штока приняты расчетное сопротивление стали $R_y = 340$ МПа, модуль упругости $E_s = 2{,}06 \cdot 10^5$ МПа и плотность $\gamma = 7850$ кг/м^3. Для бетона класса В30 принята призменная прочность $R_b = 17{,}0$ МПа. В расчетной модели обжатого бетона использовано его эффективное сопротивление 25,5 МПа и повышение модуля упругости на 40 % за счет обжатия смеси в жидкой фазе. Коэффициент условий работы принят $\gamma_c = 0{,}900$, коэффициент расчетной длины для стойки и штока $\mu = 0{,}750$.

Задача подбора сечений стойки сформулирована как минимизация массы при одновременном выполнении ограничений по ее прочности, общей и местной устойчивости. Принципиальное отличие от традиционного последовательного подбора сечений состоит в том, что диаметр и толщина стенки трубы не назначаются сначала по прочности с последующей проверкой устойчивости. Вариант рассматривается рациональным только тогда, когда запасы по лимитирующим предельным состояниям совпадают или предельно сближены. Иначе дополнительный металл не увеличивает реальную работоспособность, а лишь повышает массу и переносит возможность разрушения к другому слабому звену.

Для составного стержня корпус и трубобетонный шток имеют разные жесткости и длины. Поэтому приведенную изгибную жесткость следует определять энергетически [16], через эквивалентность работы изгиба:

$$\frac{1}{(EI)_{пр}} = \frac{1}{L}\left(\frac{L_к}{E_s I_к} + \frac{L_ш}{E_s I_s + E_b I_b} \right), \quad (1)$$

где $I_к$ — момент инерции корпуса, м^4;

I_s и I_b — моменты инерции стальной оболочки и бетонного ядра штока, м^4;

L — общая длина стойки, м.

В отличие от простого усреднения моментов инерции эта запись учитывает последовательное расположение участков различной жесткости вдоль оси стойки. Принятые расчетные предпосылки согласуются с СП 16.13330.2017 и Eurocode 3 [9–11].

Эквивалентная площадь для оценки приведенного радиуса инерции принимается [11, 12, 14]

$$A_{пр} = \frac{1}{L}\left[A_к L_к + \left(A_s + \frac{E_b}{E_s} A_b \right) L_{шт} \right]. \quad (2)$$

Несущая способность стойки оценивается выражением

$$N_{Rd} = \varphi\left(A_к R_y + A_s R_y + A_b R_b, e_{ff} \right) \gamma_c . \quad (3)$$

Эта модель является инженерным приближением: точная форма потери устойчивости зависит от жесткости узлов, зазоров и начальной кривизны. Поэтому окончательное подтверждение параметров требует пространственного конечно-элементного расчета и стендового испытания.

Перебор стандартных размеров показал, что для нагрузки 100 кН рациональными ближайшими по стандартам являются корпус 60×4 мм и шток 50×2 мм, а для нагрузки 200 кН — корпус 75×4 мм и шток 65×2 мм. Уменьшение толщины корпуса до 3 мм снижает массу, но приводит к недостаточной общей устойчивости составной стойки. Увеличение диаметра при чрезмерном уменьшении толщины не даёт гарантированного выигрыша: рост радиуса инерции компенсируется уменьшением площади и повышенной чувствительностью к местной деформации, овальности и повреждениям при монтаже [11, 12].

Расчётные массы базовых исполнений составляли 16,4 и 22,7 кг. Стойки такой массы переносятся одним рабочим и устанавливаются в течение 5…10 мин.

Для промышленного исполнения необходимо дополнительно назначить припуски в размерах на коррозию, допуски овальности, защиту тонкостенного штока от ударов и локальное усиление зон передачи давления.

5 Пневмофрикционный узел податливости

Рабочее сопротивление пневмоузла податливости возникает на цилиндрической поверхности высотой h [7, 8]. При равномерном давлении $p_ф$ суммарная нормальная сила равна:

$$N_n = p_ф \pi D_ш h. \quad (4)$$

Предельная сила трения определяется выражением:

$$F_{тр} = f p_ф \pi D_ш h, \quad (5)$$

где f — коэффициент трения между алюминиевой прокладкой и стальной поверхностью штока.

Коэффициент трения зависит от шероховатости, наличия воды и загрязнений, контактной температуры, износа, скорости скольжения и внедрения частиц породы. Поэтому значение $f = 0{,}5$ следует рассматривать как проектное допущение, а не как окончательно установленную константу.

Формулы показывают главное преимущество кольцевой схемы обжатия штока: осевая сила многократно превышает силу, которую газ создал бы на небольшом торцевом поршне, поскольку давление действует на развитую боковую поверхность штока.

Диапазон давления для установки стойки до 20,0 МПа достаточен для обоих расчетных исполнений пневмоузлов с запасом.

Кольцевая прокладка должна иметь продольные разрезы, позволяющие ей уменьшать диаметр без образования складок. Газовая оболочка должна передавать давление равномерно и не входить непосредственно в зону трения. Стальная обойма воспринимает окружное давление и передает осевую реакцию на торец корпуса. Её жесткость выбирается из условия, чтобы радиальная деформация не вызывала заметного падения контактного давления. В первом приближении обойма считается жесткой; в уточнённой модели её деформация должна быть включена в совместную задачу «оболочка — прокладка — шток — обойма».

После достижения заданного сопротивления податливости 10 или 20 МПа шток начинает перемещаться относительно прокладки при давлении пород, превышающем эти сопротивления. При неизменном газовом давлении сила сопротивления остаётся близкой к постоянной, но только пока контактная площадь, коэффициент трения и геометрия оболочки изменяются незначительно. Сжимаемость газа хотя сама по себе не задаёт стабильную характеристику; но она компенсируется малым изменением объёма кольцевой полости при осевом скольжении. Именно поэтому газ используется для радиального обжатия, а не как основной осевой упругий элемент.

Регулирование давления $p_ф$ позволяет получить семейство характеристик «сопротивление — осадка». Базовое промышленное исполнение может работать при одном заранее установленном давлении. Программируемое изменение сопротивления по сигналам датчиков является перспективной отслеживающей функцией стойки.

6 Нижний пневмоузел предварительного распора

Нижний узел образован стаканом опоры и торцевой крышкой корпуса, выполняющей функцию поршня. Сила предварительного распора определяется выражением

$$F_p = p_p \pi D_n{}^2 / 4, \quad (6)$$

где D_n — эффективный диаметр поршня.

Газовая оболочка передаёт давление, но не увеличивает геометрическую площадь поршня; поэтому диаметр D_n должен задаваться конструкцией нижнего узла и не обязан совпадать с диаметром корпуса.

Для исполнения стойки 1 принят эффективный диаметр поршня $D_n = 60{,}0$ мм. Предварительный распор 50,0 кН создаётся при $p_p = 17{,}7$ МПа; при предельном давлении 20,0 МПа распор составляет 56,5 кН. Для исполнения стойки 2 диаметр корпуса 75,0 мм недостаточен для получения распора 100 кН при 20,0 МПа: соответствующее давление составило бы 22,6 МПа.

Поэтому эффективный диаметр нижнего поршня увеличен до 80,0 мм. При таком диаметре распор 100 кН обеспечивается давлением 19,9 МПа. Принятое конструктивное уточнение позволяет унифицировать предельное рабочее давление обоих силовых узлов на уровне $p_p = 20{,}0$ МПа.

Предварительный распор не должен автоматически приниматься равным половине несущей способности во всех условиях. Его рациональная величина определяется жёсткостью кровли и почвы, допустимым контактным напряжением, устойчивостью стойки при монтаже и требованием немедленного включения стойки в работу. Слишком малый распор оставляет зазоры и допускает ударное нагружение; чрезмерный распор способен вызвать местное разрушение слабой породы или преждевременное скольжение верхнего узла. Поэтому распор, равный $0{,}5N$, рассматривается как исходный расчётный ориентир, а не как универсальный норматив.

Измерение давления в пневмоузле распора позволяет оценивать осевую реакцию стойки только при малом влиянии трения уплотнений. В реальной стойке давление будет отражать сумму внешней нагрузки, сопротивления уплотнений и изменения объема газа. Поэтому формулировка «давление в пневмоузле пропорционально нагрузке» справедлива приближенно. Для превращения нижнего узла в измерительный канал требуется калибровочная зависимость

$$F = F(p, u, T), \qquad (7)$$

где u и T — перемещение u и температура T, которые следует учитывать при калибровке узла распора.

После калибровки узел способен выполнять двойную функцию — создавать распор стойки и выдавать диагностический сигнал о действующей нагрузке на стойку в любой момент времени.

В результате о возможностях и ограничениях различных существующих стоек крепи можно судить по полученным цифрам сопоставительной таблицы 2.

7 Монтаж и информационная функция стойки

Монтаж выполняют в следующей последовательности: стойку устанавливают между почвой и кровлей; перекрёстные опорные элементы на опорах ориентируют взаимно перпендикулярно. Шток выдвигают до упора в кровлю, затем в верхний пневмоузел податливости подают газ под давлением, соответствующим требуемому рабочему сопротивлению; после чего в нижнем пневмоузле создают заданный предварительный распор.

Ожидаемое время монтажа менее 5…10 мин тем не менее должно быть подтверждено хронометражем в реальных условиях с учётом доставки рукавов, подключения, проверки герметичности и ориентации опор.

Таблица 2

Функциональное сравнение стоечных систем

Тип крепи	Распор	Податливость	Регулируемость	Основное ограничение
Стойка трения	Низкий или отсутствует	большая	ограниченная	случайность затяжки и трения
Гидравлическая стойка	высокий	большая	высокая	масса, стоимость, обслуживание
Трубобетонная стойка прежних схем	зависит от узла	зависит от узла	низкая	механический узел податливости
Предлагаемая пневмофрикционная	независимо задаваемый	до 0,800 м	давлением $p_ф$	необходимость верификации

Интерфейс стойки может включать датчик давления нижнего узла и датчик перемещения штока. Совместная регистрация давления $p(t)$ и перемещения $u(t)$ позволяет восстановить историю нагружения, обнаружить начало податливого режима и оценить остаточную податливость. Полезность такой системы состоит в переходе от визуальной оценки состояния стоечной крепи к измеряемым и фиксируемым ее показателям: фактическому распору, скорости осадки, использованной податливости. Для шахтного применения электронные компоненты должны соответствовать требованиям взрывозащиты, электромагнитной совместимости и герметичности. Поэтому цифровая подсистема стойки остается опциональной и не влияет на базовую безопасность силовой конструкции. Это приближает стойку как таковую или всю стоечную крепь выработки для создания интеллектуального интерфейса горизонта или шахты в целом при разработке цифровых двойников или системы IoT. Эти функции особенно ценны при управлении поведением массива и для предиктивной оценки устойчивости горных выработок.

8 Обсуждение результатов и выполнение верификации

Предлагаемая конструкция стойки отличается от известных стоек трения способом формирования нормальной силы отпора. Если в клиновом узле известных стоек трения она является трудно контролируемым результатом затяжки и деформации трубы, то в предложенном пневмофрикционном узле податливости она задаётся измеряемым давлением на развитой боковой поверхности штока. Поэтому основная научная новизна заключается в переводе трения из случайного контактного явления в рассчитываемый механизм передачи нагрузки [5].

Второе отличие состоит в разделении функций предварительного распора и податливости. Верхний пневмоузел формирует силовую связь штока с корпусом и заданную характеристику сопротивления при смещении пород; нижний пневмоузел создаёт предварительный распор и может использоваться для оценки действующей осевой нагрузки на стойку. Такое разделение исключает перегрузку одного узла противоречивыми функциями.

Третье отличие — согласование жесткого трубобетонного штока с центрирующими опорами. Высокоэффективный шток может потерять устойчивость, если эксцентриситет преждевременно вызывает его изгиб; поэтому центрирование является важной частью силовой модели стойки.

Расчет показывает техническую реализуемость двух исполнений стойки, но не заменяет эксперимент [17]. В первую очередь необходимы трибологические испытания пары «алюминиевая прокладка — стальной шток» при сухом, влажном и загрязнённом контакте. Следует получить зависимости коэффициента трения от давления, скорости, длины пути и числа циклов. Второй блок испытаний должен определить герметичность и ресурс газовых оболочек при 20–25 МПа, включая повреждение частицами и старение материала. Третий блок — стендовые осевые испытания полной стойки с заданным эксцентриситетом, измерением давления, перемещения и деформаций корпуса.

Особое внимание необходимо уделить переходным режимам. При начале скольжения статический коэффициент трения может превышать кинетический, что вызывает скачок сопротивления. Неравномерный контакт способен вызвать перекос штока и локальное заклинивание. Изменение температуры газа влияет на давление в силовых узлах. Эти эффекты не опровергают принцип, но определяют конструкцию прокладки, объем компенсационной полости и допустимый диапазон регулирования. Только после их количественной оценки можно утверждать постоянство сопротивления и назначать нормативную характеристику.

Выполненная поликритериальная оптимизация подтверждает, что минимальная

масса достигается не максимальным использованием прочности каждого материала отдельно, а согласованием предельных состояний прочности и устойчивости всей стойки. Тем не менее приведенная стержневая модель может быть уточнена с использованием подходов, развитых в [15], поскольку она не учитывает локальную податливость обоймы, контакт с опорами и начальную кривизну. Поэтому следующим расчётным этапом должен стать нелинейный конечно-элементный анализ с учетом условий на контактах и геометрических несовершенств. Его целью будет не замена инженерных формул, а калибровка коэффициента расчётной длины и проверка локальных напряжений.

Практический потенциал конструкции определяется сочетанием четырех эффектов: масса 16,4–22,7 кг; регулируемое сопротивление до 200 кН; предварительный распор 50–100 кН; измеряемые параметры работы. Ни один из эффектов по отдельности не является достаточным. Преимущество возникает только при их совместной реализации, поскольку легкая, но нерегулируемая стойка остается пассивной, а регулируемая, но тяжелая — теряет технологичность. Предложенная модель целенаправленно разрешает этот конструктивный компромисс.

Выводы

1. Сформулирована функционально-механическая модель распорно-податливой трубобетонной стойки, в которой осевая нагрузка передается через управляемый кольцевой пневмофрикционный контакт корпуса и штока. Такое решение устраняет принципиальную зависимость сопротивления от ручной клиновой или болтовой затяжки [5, 7].

2. Разделение верхнего узла податливости и нижнего узла предварительного распора обеспечивает независимое назначение рабочего сопротивления и начального контакта с породным контуром. Перекрестные опорные элементы контакта с породой уменьшают эксцентриситет, но не отменяют необходимости проверки сжатия с изгибом.

3. Поликритериальная оптимизация по прочности, общей и местной устойчивости дала рациональные параметры [11, 12, 14]: для 1-го типа стойки — корпус из труб 60×4, шток 50×2 мм и $N = 100$ кН; для 2-го типа стойки — корпус 75×4, шток 65×2 мм и $N = 200$ кН. Уточнённая расчетная масса стоек составляет соответственно 16,4 и 22,7 кг.

4. Диапазон до 20,0 МПа достаточен для работы пневмоцилиндров обоих пневмоузлов каждого из исполнений стоек. В нижнем узле 1-го исполнения стойки эффективный диаметр поршня 60,0 мм обеспечивает предварительный распор 50,0 кН при $p_p = 17{,}7$ МПа. Для исполнения стойки 2 принят диаметр поршня 80,0 мм, при котором распор 100 кН достигается при $p_p = 19{,}9$ МПа. Таким образом, распорные пневмоузлы обоих исполнений также работают при давлении не выше 20,0 МПа.

5. Расчетная модель стойки подтверждает техническую реализуемость предложенных принципов, но промышленное применение требует стендовой верификации коэффициента трения, стабильности характеристики при скольжении, проверки ресурса газовых оболочек, их герметичности и работы при эксцентриситете с учетом требований СП 16.13330.2017 [10]. После такой верификации стойка может стать не только несущим, но и измерительным элементом крепи подготовительных выработок [5].

Предлагаемая конструкция шахтных стоек позволяет перейти к разработке новых паспортов крепления со стоечно-анкерной крепью подготовительных горных выработок подземных горизонтов шахт и рудников.

Список источников

1. Баклашов И. В., Картозия Б. А. Механика подземных сооружений и конструкции крепей. М. : Студент, 2012. 543 с.

2. Hoek E. Practical Rock Engineering. 2010. 237 p.

3. Rulka K. Stalowe obudowy odrzwiowe. Katowice : GIG, 2008. 263 s.

4. Structural Performance of Cold-Formed High-Strength Steel Circular Hollow Sections under Combined Compression and Bending / J.-L. Ma, M. Pandey, T.-M. Chan, B. Young // Journal of Structural Engineering. 2022. Vol. 148. No. 10. Art. 04022087. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0003438 EDN HOVAFI

5. Литвинский Г. Г. Горная крепь: эволюция развития и критерии технической эффективности // Сборник научных трудов ДонГТУ. 2019. № 15 (58). С. 5–19. EDN RWWCPJ

6. Литвинский Г. Г., Гайко Г. И., Кулдыркаев Н. И. Стальные рамные крепи горных выработок. К. : Техника, 1999. 216 с.

7. Литвинский Г. Г. Шахтная трубобетонная стойка (СТБ) // Сборник научных трудов ДонГТУ. 2019. № 17 (60). С. 5–16. EDN XXXJJJ

8. Литвинский Г. Г., Фесенко Э. В. Теория расчета центрально сжатых трубобетонных конструкций стоечной крепи // Сборник научных трудов ДонГТУ. 2012. № 38. С. 10–16.

9. EN 1993-1-1:2005+A1:2014. Eurocode 3: Design of steel structures. Brussels : CEN, 2014.

10. СП 16.13330.2017. Стальные конструкции. М. : Минстрой России, 2017.

11. Gardner L., Nethercot D. A. Designers' Guide to Eurocode 3. 2nd ed. London : Thomas Telford, 2020.

12. Chen J., Chan T.-M. Buckling of high strength steel circular hollow section columns // Thin-Walled Structures. 2024. Vol. 195. Art. 111456.

13. Wu Q., She Z., Yuan H. Experimental study of UHPC-encased CFST stub columns under axial compression // Structures. 2021. Vol. 32. P. 433–447. DOI: 10.1016/j.istruc.2021.03.053 EDN BFAGOL

14. A pressure forming technique for concrete-filled steel tubes and mechanical properties of the compressed concrete / K. Wang [et al.] // Industrial Construction. 2025. Vol. 55. No. 1. P. 161–168. DOI: 10.3724/j.gyjzg24061105 EDN FIXUBC

15. Basaglia C., Camotim D., Silvestre N. GBT-based buckling analysis of steel cylindrical shells under combinations of compression and external pressure // Thin-Walled Structures. 2019. Vol. 144. Art. 106274. DOI: 10.1016/j.tws.2019.106274 EDN ANIPMJ

16. Ясинский Ф. С. О сопротивлении сжатых стержней продольному изгибу // Известия Петербургского политехнического института. 1905. Т. 3. № 1. С. 1–28.

17. Экспериментальные исследования сжатых трубчатых стоек / под ред. А. В. Пермякова. СПб. : СПбГАСУ, 2023. 112 с.

18. Литвинский Г. Г. Аналитическая теория прочности горных пород и массивов. Донецк : Норд-Пресс, 2008. 207 с.

© Литвинский Г. Г., 2026

Рекомендована к печати к.т.н., доц., зав. каф. ГБП ДонГТУ Кизияровым О. Л., к.т.н., доц. каф. ГБП ДонГТУ Шульгиным П. Н.

Статья поступила в редакцию 05.10.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

Литвинский Гарри Григорьевич, *д-р техн. наук, профессор каф. геотехнологии и промышленной безопасности*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия, e-mail: ligag@ya.ru

Litvinsky G. G. *(Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, e-mail: ligag@ya.ru)*

FUNCTIONAL-MECHANICAL MODEL OF AN EXPANSION-YIELDING CONCRETE-FILLED TUBE PROP WITH PNEUMATIC-FRICTION LOAD TRANSFER

A functional-mechanical model of an expansion-yielding concrete-filled tube prop is proposed, in which friction is used for the first time as a controllable channel for transferring axial load from the

concrete-filled tube rod to the steel casing. The construction is functionally divided into an upper pneumatic-friction yielding unit and a lower pneumatic prestressing unit: the former generates a specified working resistance under subsidence, while the latter ensures contact between the prop and the roof and soil and provides the initial resistance. The power path is centered by crosswise orthogonal supports, while the concrete-filled tube rod provides high longitudinal stiffness at minimal steel intensity. Based on multicriteria optimization according to the strength, general and local stability, the rational parameters of two prop designs were obtained for estimated loads of 100 and 200 kN: casing of 60×4 and 75×4 mm, rod of 50×2 and 65×2 mm, with corresponding masses of 16,4 and 22,7 kg. The required pressure in the pneumatic units does not exceed 20,0 MPa. It is shown that the model provides a basis for controlling the load and displacement from the rock contour side. The conditions for the experimental verification of the friction coefficient, resistance stability, airtightness and service life of the pneumatic units are formulated.

Key words: *expansion-yielding prop, concrete-filled tube, pneumatic-friction load transfer, prestressing, controllable yielding, centering, multicriteria optimization, monitoring of underground pressure.*

Funding: *the research was conducted as a part of the applied scientific research project FRRU-2026-0004 "Justification of the method and parameters for ensuring the stability of underground mining workings using the adaptive expansion-yielding support".*

References

1. Baklashov I. V., Kartoziya B. A. Mechanics of underground structures and support systems [Mekhanika podzemnyh sooruzhenij i konstrukcii krepej]. M. : Student. 2012. 543 p.

2. Hoek E. Practical Rock Engineering. 2010. 237 p.

3. Rulka K. Stalowe obudowy odrzwiowe. Katowice : GIG, 2008. 263 p.

4. Ma J.-L., Pandey M., Chan T.-M., Young B. Structural Performance of Cold-Formed High-Strength Steel Circular Hollow Sections under Combined Compression and Bending. Journal of Structural Engineering. 2022. Vol. 148. No. 10. Art. 04022087. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0003438 EDN HOVAFI

5. Litvinsky G. G. Mine support: evolution of development and criteria of technical efficiency [Gornaya krep': evolyuciya razvitiya i kriterii tekhnicheskoj effektivnosti]. Collection of Scientific Papers of DonSTU. 2019. No. 15 (58). Pp. 5–19. EDN RWWCPJ

6. Litvinsky G. G., Gajko G. I., Kuldyrkaev N. I. Steel frame supports for mine workings [Stal'nye ramnye krepi gornyh vyrabotok]. K. : Tekhnika. 1999. 216 p.

7. Litvinsky G. G. Mine pipe-concrete strut (SPC) [Shahtnaya trubobetonnaya stojka (STB)]. Collection of scientific papers of DonSTU. 2019. No. 17 (60). Pp. 5–16. EDN XXXJJJ

8. Litvinsky G. G., Fesenko E. V. Theory of calculation of the axially-loaded guncrete structures in mining support [Teoriya rascheta central'no szhatyh trubobetonnyh konstrukcij stoechnoj krepi]. Collection of scientific papers of DonSTU. 2012. No. 38. Pp. 10–16.

9. EN 1993-1-1:2005+A1:2014. Eurocode 3: Design of steel structures. Brussels : CEN, 2014.

10. SP 16.13330.2017. Steel structures [SP 16.13330.2017. Stal'nye konstrukcii]. M. : Ministry of Construction, Housing and Utilities of the Russian Federation. 2017.

11. Gardner L., Nethercot D. A. Designers' Guide to Eurocode 3. 2nd ed. London : Thomas Telford, 2020.

12. Chen J., Chan T.-M. Buckling of high strength steel circular hollow section columns. Thin-Walled Structures. 2024. Vol. 195. Art. 111456.

13. Wu Q., She Z., Yuan H. Experimental study of UHPC-encased CFST stub columns under axial compression. Structures. 2021. Vol. 32. Pp. 433–447. DOI: 10.1016/j.istruc.2021.03.053 EDN BFAGOL

14. Wang K. [et al.]. A pressure forming technique for concrete-filled steel tubes and mechanical properties of the compressed concrete. Industrial Construction. 2025. Vol. 55. No. 1. Pp. 161–168. DOI: 10.3724/j.gyjzg24061105 EDN FIXUBC

15. Basaglia C., Camotim D., Silvestre N. GBT-based buckling analysis of steel cylindrical shells under combinations of compression and external pressure. Thin-Walled Structures. 2019. Vol. 144. Art. 106274. DOI: 10.1016/j.tws.2019.106274 EDN ANIPMJ

16. Yasinskiy F. S. About the resistance of compressed rods to longitudinal curvature [O soprotivlenii szhatyh sterzhnej prodol'nomu izgibu]. Izvestiya Peterburgskogo politekhnicheskogo instituta. 1905. Vol. 3. No. 1. Pp. 1–28.

17. Experimental studies of the compressed tubular props [Eksperimental'nye issledovaniya szhatyh trubchatyh stoek]. Eds. Permyakov A. V. SPb. : SPbGASU. 2023. 112 p.

18. Litvinskiy G. G. Analytical theory of rock and massif strength [Analiticheskaya teoriya prochnosti gornyh porod i massivov]. Donetsk : Nord-Press. 2008. 207 p.

INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

Litvinsky Garry Grigorievich, *Doctor of Technical Sciences, Professor of the Department of Geotechnology and Industrial Safety*
Donbas State Technical University,
Alchevsk, Russia, e-mail: ligag@ya.ru

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

УДК 622.235.527 EDN: UGUFZF

Тохтамыш М. А.
Донецкий национальный технический университет
E-mail: tokhtamysh19@yandex.ru

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ БУРОВЗРЫВНЫХ РАБОТ НА КАРЬЕРАХ КОМСОМОЛЬСКОГО РУДОУПРАВЛЕНИЯ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ТРЕБУЕМОГО ГРАНУЛОМЕТРИЧЕСКОГО СОСТАВА ВЗОРВАННОЙ ГОРНОЙ МАССЫ

Работа посвящена сравнению методик расчета параметров БВР, направленных на определение ожидаемого выхода фракций и энергетической работы взрыва. Проведено сравнение методик различных авторов, показавшее неоднородность получаемых результатов. Предложено направление совершенствования и синтеза расчетных методик для внедрения на производстве.

Ключевые слова: *буровзрывные работы, расчет параметров буровзрывных работ, удельный расход, гранулометрический состав, работа взрыва.*

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Флюсовые известняки, являющиеся скальными породами, подготавливаются к выемке методом взрывной отбойки. Этот процесс во многом определяет итоговый выход товарной продукции. Дробление пород в различных зонах действия взрыва определяет гранулометрический состав взорванной породы в развале горной массы. По данным Комсомольского РУ (КРУ), после дробления на дробильно-обогатительной фабрике (ДОФ) только 70–85 % горной массы составляют готовую продукцию, отправляемую потребителю, а 15–30 % составляют потери полезного ископаемого. Как известно, область применения флюсовых известняков весьма широка и включает в себя металлургию (доменные печи и агломерационные фабрики), строительную и дорожную отрасли, сахарное производство и др. Каждая из них имеет свои требования к гранулометрическому и химическому составу поступающих известняков. В частности, аглофабрики могут использовать так называемую мелочь — щебень фракций 3–25 мм, ввиду измельчения в ходе технологического процесса производства агломерата. Прочие отрасли нуждаются в более крупных фракциях (20–60 мм, 40–80 мм, 60–120 мм). Возможность их производства определяется наличием соответствующего оборудования на ДОФ. Для поступающей на ДОФ горной массы определяющим является результат взрывного дробления массива. Экономические условия не всегда позволяют обеспечить равномерный спрос на мелкие и крупные фракции, в результате чего склады готовой продукции горнодобывающего предприятия оказываются заполнены «отсевом» (фракции 0–5 мм, 3–10 мм, 3–25 мм). В то же время эти фракции составляют существенное количество произведенного известняка, оставляя лишь порядка 55 % на долю крупных фракций. Учитывая, что выход мелких фракций происходит на стадии взрывоподготовки, это влечет за собой необходимость поиска направления, в котором может быть произведена корректировка паспортов буровзрывных работ (БВР) с целью уменьшения выхода мелких и повышения выхода средних и крупных фракций во взорванной горной массе (ВГМ).

Постановка задачи. Наибольшее влияние на все последующие технологические процессы на карьерах оказывает процесс БВР. Он определяет выход различных фракций горной породы. Для повышения выхода товарной продукции, что напрямую влияет на экономические показатели работы предприятия, необходимо тщательно подойти к процессу проектирования взрыва

с целью снижения выхода мелких фракций и переизмельчения. В связи с этим ***целью*** настоящей работы явилось сравнение известных расчетных методик параметров БВР, обеспечивающих получение требуемого гранулометрического состава взорванной горной массы.

Объект исследования — процесс буровзрывных работ на карьере по добыче флюсовых известняков.

Предмет исследования — прогнозирование результатов взрывных работ на основе теоретических расчетов.

Задачи исследования:

– оценка известных расчетных методик на их применимость в условиях карьеров по добыче флюсовых известняков;

– расчет параметров БВР по известным методикам эталонного блока, взятого на основе горно-геологических условий предприятия;

– выявление способов совершенствования методики расчета параметров БВР для условий конкретного предприятия.

Методика исследования. Исследование проведено методом автоматизированного расчета формул с применением таблиц MS Excel. Исходные параметры выбраны на основе практики производства и обзора научных работ по тематике исследований.

Изложение материала. Специалистами в области взрывных работ разработано множество методик расчета параметров взрыва, которые в основе имеют различные подходы к определению ключевых параметров БВР. По основным учитываемым признакам возможно выделить две группы методик: энергетические и объемные. В основе энергетических методик лежит принцип оптимального энергонасыщения взрываемого массива энергией взрыва. Объемные методы расчета основываются на соответствии работоспособности взрыва и объема дробимого массива. Практически все методики в конечном результате определяют величину удельного расхода ВВ и параметры сетки скважин. В некоторых расчетных моделях пытаются прогнозировать гранулометрический состав отбитой породы, что является весьма актуальным для флюсовых карьеров.

В современных условиях автоматизации расчетов не составляет труда рассчитать параметры БВР по какой-либо из методик. Основным фактором становится набор исходных данных, доступных и возможных к получению в конкретных условиях. Предприятия не обладают возможностью оценки конкретных физических параметров породы на определенном горизонте карьера, для которого в тот или иной момент времени необходимо составить паспорт БВР. Схожие ограничения имеются и по расчету конкретного ВВ. Широко распространено использование простейших ВВ [1], изготовляемых на месте в смесительно-зарядных машинах. Для них доступен некоторый набор параметров, получаемый в ходе их сертификации. Поэтому в основном используются методы, не учитывающие какие-либо сложные для исследования геомеханические и физические параметры. Кроме того, на качество проводимых взрывных работ влияют параметры, не учитываемые напрямую при проектировании БВР (табл. 1).

При обосновании мероприятий по оптимизации параметров БВР на карьерах имеет смысл сравнить некоторые из существующих методик для определения наиболее полезных и применимых в реальных условиях производства для расчета параметров взрывного блока.

Для производимого теоретического расчета примем в качестве ВВ Аммонит 6ЖВ, Граммонит 79/21 (гранулированный аналог Аммонита 6ЖВ с отличием по плотности ВВ [2]), Игданит. Параметры расчетного взрывного блока: уступ высотой $H_у = 10$ м, сложенный одним типом известняков (крепость по шкале М. М. Протодьяконова $f = 8–10$, категория III–IIIа, объемный вес $\rho = 2{,}5$ т/м^3, коэффициент разрыхления $k_р = 1{,}5$). Третий класс пород по взрываемости по шкале Ржевского В. В. Диаметр скважин $d_{скв} = 0{,}25$ м, предельный размер куска по приемной способности воронки дробильно-обогатительной фабрики $d_м = 1{,}0$ м.

Сетка скважин типовая, применяемая для данных параметров на карьерах КРУ: расстояние между скважинами и рядами скважин a×b = 7×7 м, линия сопротивления по подошве (ЛСПП) W = 7 м. Дополнительно рассчитаем параметры линии наименьшего сопротивления (ЛНС) и сетки скважин по формулам, приведенным в рассматриваемых методиках [3]. Конструкция скважин (на основе практики): глубина $L_{скв} = 11{,}5$ м, длина заряда $l_{зар} = 7$ м; длина забойки $l_{заб} = 4{,}5$ м, величина перебура $l_{пер} = 1{,}5$ м. Недостающие данные примем по аналогии из работ [4–6]. Прочность $\sigma_{сж}$ для известной плотности определим согласно аппроксимирующей зависимости из работы [5], $\sigma_{сж} = 82$ МПа. Примем объем взрывного блока $V = 8900$ м^3.

Для сравнения рассчитаем параметры БВР на основании энергетической методики И. И. Клочко, а также по применяемой на карьерах Комсомольского РУ объемной методике для расчета паспортов БВР (далее — методика Комсомольского РУ) в силу наличия известных типовых параметров, в частности, среднего значения удельного расхода $q = 0{,}6$ кг/м^3, (в соответствии с объемной гипотезой С. Вобана). Кроме того, проверим удельный расход и произведем выбор ВВ на основе формул из работы [7].

Проведем расчет параметров БВР по рассматриваемым методикам, по возможности вне взаимосвязи их между собой, затем последовательно рассчитаем параметры комплекса БВР (удельный расход ВВ, ЛНС, параметры зон дробления и средневзвешенного размера куска ВГМ на основе выбранных ВВ и горно-геологических условий). Результаты расчета по методике Комсомольского РУ приведены в таблице 2.

В первую очередь производится расчет параметров линии наименьшего сопротивления (ЛНС) и удельного расхода ВВ (q), на них влияют требуемые размеры куска породы в развале. Результаты расчета данных параметров по формулам различных авторов приведены в таблице 3.

Несмотря на то, что идея расчета заданного выхода фракций не нова [8–12], предлагаются различные методы, направленные на получение заданного гранулометрического состава [13–15]. В зарубежных источниках распространено изучение прогноза развала горной массы и расчета выхода фракций на основе эмпирических моделей [16–19].

Таблица 1

Параметры, влияющие на результаты и качество БВР

Контролируемые параметры		**Неконтролируемые исходные параметры**	
Расчетные	**Исходные**		
ЛНС	Тип ВВ	Генезис горной породы	Прочность на сжатие и растяжение
Сетка скважин	Плотность ВВ	Трещиноватость	Коэффициент Пуассона
Удельный расход	Высота уступа	Состав породы	Модуль упругости
Интервалы замедлений	Энергия ВВ	Обводненность	Коэффициент крепости по Протодьяконову
Величина заряда	Скорость детонации	Пористость и водопоглощаемость	Коэффициент взрываемости
Вместимость скважины	Диаметр скважины	Средний размер отдельности в массиве	Скорость продольной волны в горной породе
Конструкция заряда	Тип забойки	Наличие карстов	Плотность породы

Таблица 2

Параметры БВР по методике Комсомольского РУ

Параметр / Тип ВВ	Удельный расход $q_р$, кг/м^3	ЛСПП w, м	Расстояние между рядами и скважинами a=b, м	Длина заряда $L_{зар}$, м	Длина забойки $L_{заб}$, м
Аммонит 6ЖВ	0,675	8,038	7,235	7,196	4,304
Граммонит 79/21	0,678	8,038	7,235	8,765	2,74
Игданит	0,719	8,038	7,235	9,013	2,486
Параметр / Тип ВВ	Объем ГМ со скважины 1 ряда, v_1, м^3	Объем ГМ со скважины 2 ряда, v_2, м^3	Масса заряда скважины 1 ряда Q_1, кг	Масса заряда скважины 2 ряда Q_2, кг	Вместимость ВВ в 1 п. м. скважины, $p_з$, кг
Аммонит 6ЖВ	399,3	523,4	269,49	353,24	49,08
Граммонит 79/21	399,3	523,4	270,52	354,59	40,49
Игданит	399,3	523,4	286,90	376,07	41,72

Таблица 3

Определение удельного расхода ВВ (q) и ЛСПП (W) по данным различных авторов

Источник	Кузнецов В. А. [7]		КРУ (табл. 2)	По «Гипроруде» [4]	Давыдов С. А. [3, 22]	Формулы «Союзвзрывпрома», (на основе $d_{зар}$ и $p_з$ соответственно) [23]		Степанов А. В., Гдалин А. Д. [24]
Параметр / Тип ВВ	$q_р$, кг/м^3	$q_р$, кг/м^3	$q_р$, кг/м^3	$q_р$, кг/м^3	W, м	W, м	W, м	W, м
Аммонит 6ЖВ	0,765	0,547	0,675	0,6	13,91	7,74	8,13	7,97
Граммонит 79/21	0,769	0,549	0,677	0,602	12,64	7,02	7,37	7,22
Игданит	0,869	0,620	0,749	0,639	12,43	6,92	7,27	7,12

Представляет интерес рассмотренный Б. Р. Ракишевым и др. усовершенствованный аналитический метод определения грансостава для скважинного взрывания на уступах [14, 20], основанный на учете размеров зон интенсивного дробления и содержания естественных отдельностей в массиве пород. Данный метод дал высокие показатели идентичности теоретических и практических результатов. Важным здесь является вывод о необходимости учета действительных влияющих параметров, и показана возможность автоматизации процесса расчета. Кроме того, положение о перераспределении содержания фракций в силу механических процессов (соударения и раздробления), вводимое авторами, также необходимо в приближении к действительности теоретических итогов вычислений. Результатом расчета здесь становится процентное содержание фракций разных классов в развале горной массы после взрыва.

К недостаткам практического применения данного метода расчета следует отнести сложность получения данных по естественному состоянию отдельностей в массиве, для чего на предприятии необходимо иметь соответствующее оборудование, так как в противном случае расчет принимает весьма условный характер. Результаты расчета по данной методике приведены в таблице 4.

Таблица 4

Определение параметров БВР по методике Б. Р. Ракишева

Параметр / Тип ВВ	$V'(x_1)$, м^3	$V'(x_2)$, м^3	$V'(x_3)$, м^3	$V'(x_4)$, м^3	$V'(x_5)$, м^3
Аммонит 6ЖВ	2799,74	1767,69	1489,41	1249,27	775,41
	2817,96	1775,38	1745,26	1067,25	747,08
Граммонит 79/21	2789,74	1770,14	1491,71	1251,57	776,84
	2806,02	1778,74	1748,66	1069,41	748,59
Игданит	2793,13	1769,98	1491,15	1250,40	776,11
	2809,83	1778,94	1747,83	1068,09	747,66

Примечания: 1) $V'(x_i)$ — объём интенсивно раздробленной породы n класса, где 1-й класс — 0–0,2 м, 2-й — 0,2–0,4 м и т. д. (до класса 5 — 0,8–1,0 м); 2) значения в числителе — на основе проектных параметров БВР из практики, в знаменателе — на основе расчетных параметров.

Применение в горном деле вероятностных распределений, в частности на основе модели Кузнецова — Раммлера (в зарубежной литературе также используется обозначение Kuz-Ram), позволяет описать грансостав взорванной горной массы. В работе [21] предлагается подход с учетом значений ЛНС и параметров сетки скважин, также принимаются во внимание изохроны инициирования (на примере схем массового взрыва). Ключевыми параметрами на выходе являются средневзвешенный (т. н. характерный) размер куска x_c и индекс однородности n, характеризующий равномерность распределения ВГМ.

Недостатком метода стоит считать так называемый rock factor в качестве переменной определения x_c, о несогласованности в принятии которого и низкой вариативности упоминается в работе. Он может быть получен как с помощью расчетных формул, физико-механических характеристик массива, так и в виде твердости по шкале Мооса (для расчета в данной работе принято значение A = 9).

В работе [15] П. С. Симонов предлагает метод наименьших квадратов для определения логарифмически нормального распределения, указывая на возможность построения распределения с использованием встроенных функций Excel и Mathcad. Для расчета требуется знание размера медианного куска d_{50} в массиве и развале, определяемого непосредственно из эксперимента.

В работе [13] проанализированы три инварианта процесса дробления (1 — совокупность кусков взорванной и механически раздробленной горной массы подчиняется логарифмически нормальному закону распределения, 2 — энергопоглощающая способность взрываемого участка зависит от удельных энергозатрат и ЛНС, 3 — КПД взрыва определяется через удельную поверхность контакта заряда с массивом горных пород), а для оценки затрат энергии на дробление принималась вероятностно-статистическая гипотеза разрушения. Авторами получены зависимости относительного значения КПД взрывного дробления от диаметров зарядов [13, 25], предложен метод расчета параметров БВР на заданный грансостав в виде решения системы уравнений, в которых определяется математическое ожидание размера куска, КПД взрывного дробления, удельный расход ВВ.

Учет действия КПД взрыва является важным и сложным вопросом. В указанной работе для расчетного КПД необходимо получить значение КПД при опытном взрыве. Известно, что этот показатель зависит от теплоты взрыва ВВ.

При этом не были получены достоверные размеры куска путем расчета соответствующей формулы из работ [13, 25], что говорит о необходимости принимать значения соотношения прочностной характеристики и КПД с учетом эмпирического результата. Этот недостаток данного метода требует введения дополнительных коэффи-

циентов и их нахождения для данных условий, с проверкой достоверности результата.

Для реализации исследуемых методик на предприятии результаты работы [6] важны определением работоспособности ВВ без проведения эксперимента, что позволяет провести более точный расчет коэффициентов работоспособности ВВ, на основе имеющихся данных испытаний ВВ и характеристик предлагаемых производителями ВВ в ходе решения задачи изменения параметров БВР и замены ВВ для снижения себестоимости полезного ископаемого.

Модель Кузнецова — Раммлера широко изучена зарубежными учеными, кроме того, ими разработаны весьма известные модели взрывного дробления под общим названием JKMRC (по названию создавшей их организации): CZM (модель зоны разрушения), TCM (двухкомпонентная модель), направленные на устранение недооценки выхода мелких фракций в исходной модели [18]. Кроме того, на основе исследований Кузнецова была создана модель KCO (по фамилиям основных создателей — Кузнецов, Cunningham, Outcherloni). Модель Swebrec представляет интерес в части учета выхода мелких фракций, что полностью совпадает с рассматриваемыми условиями [19]. В ней был введен параметр максимального размера куска, в остальном модель сходная с данными по уравнениям Кузнецова на основе уравнений Розина — Раммлера [18].

Результаты расчета различных статистических методик приведены в таблице 5.

Модель CZM позволяет использовать исходные уравнения Кузнецова — Раммлера, а также функцию Розина — Раммлера для описания грубой части распределения фрагментов по размерам, которая обусловлена трещинами растяжения и уже существующими трещинами в массиве.

В то же время при очевидных достоинствах по результатам расчета усовершенствованной модели Кузнецова — Раммлера на практике ее результаты не получили подтверждения [18] в силу особенностей работы буровых и взрывных участков и снижения заметности отличий за счет геологии массива, как предполагается авторами работы [18]. На основе рассмотренных выше методик следует указать важность таких процессов, как фотографирование развала с обработкой в специализированном ПО, ситовый анализ, планиметрический и линейный методы.

Разработанная И. И. Клочко методика [3] представляет интерес ввиду учета энергетики и работы взрыва и их связанности с ЛНС и параметрами скважин (синтез данных, применяемых производственниками, и физико-механических характеристик). Методика основана на результатах исследований буровзрывных работ в условиях карьеров Донбасса. Также примечательна направленность методики на управление дроблением посредством изменения давления взрыва (из работы [1] очевидно, что для указанной в данной статье задачи необходим процесс понижения пикового давления).

Таблица 5

Статистические методики на получение заданного гранулометрического состава взорванной горной массы

Параметр	d_i, мм [13]	X_c, мм [21]	X_c (модель Kuz-Ram, 1987 г.), мм [18]	X_c (модель Kuz-Ram, 2005 г.), мм	X_c (Swebrec), мм [18,19]
Аммонит 6ЖВ	295,0	344,3	341,77	339,13	349,75
	351,0	345,86	343,32	340,68	351,34
Граммонит 79/21	359,0	332,99	330,51	327,96	338,17
	350,0	345,57	343,04	340,40	350,99
Игданит	394,0	324,7	322,32	319,84	329,03
	374,0	338,65	336,65	333,58	343,15

Примечание: значения в числителе — на основе проектных параметров БВР из практики, в знаменателе — на основе расчетных параметров.

Энергетический подход А. Н. Ханукаева [26, 27], наряду с методикой И. И. Клочко по расчету параметров БВР с целью оптимального расходования энергии взрыва, учитывает работу взрыва, позволяет оценить энергию, затраченную на дробление. Рассчитываемая энергия ударной волны по методике из работы [27] позволяет оценить эффективность применяемого ВВ и конструкции заряда. В данной работе, ввиду отсутствия требуемых данных, по методике А. Н. Ханукаева расчет не производился. Результаты расчета по методике И. И. Клочко с указанием значений акустического импеданса горной породы и рассматриваемых ВВ приведены в таблице 6.

Наглядным итогом расчета параметров БВР виден взаимоучет величин, входящих в расчетные формулы и принимаемых в различных методиках.

Создается возможность взаимосвязанного расчета параметров БВР, в частности, конструкции скважины с учетом методики И. И. Клочко [3], ЛНС и удельного расхода из методики КРУ, которая основана на формулах «Союзвзрывпрома» для расчета удельного расхода ВВ [4, 7].

Ввиду схожести данных формул для расчета удельного расхода ВВ с представленными в методике Кутузова — Рубцова (из которых, в свою очередь, выведены формулы В. А. Кузнецова [7]), на основании сравнительного расчета показывающих схожие результаты, стоит подчеркнуть, что результат по методике И. И. Клочко [3] является демонстрацией различной энергетики ВВ, что важно в цели перехода к увеличению энергии взрыва, направленной на повышение крупности при одновременном снижении диссипативных потерь, что приводит к сокращению выхода переизмельченных фракций.

Разброс параметров, получаемый в результате расчетов, во многом зависит от учета основных параметров (сетка скважин, ЛНС и удельный расход) как по типовым данным предприятия, по которым соответствующие производственные участки проводят подготовку блока, так и по многократно проверенным и использующимся расчетным формулам. В то же время критерием достоверности расчетных методик может считаться именно практический опыт, обеспечивающий стабильный и известный выход товарной продукции, негабарита и переизмельчения, так как именно на корректировку этих показателей направлены проводимые расчеты.

Таблица 6

Определение параметров БВР по энергетической методике

Название ВВ / Параметр	Аммонит 6ЖВ	Игданит	Граммонит 79/21
R, м	5,29	4,27	5,15
Сетка скважин a=b, м	10,6	8,5	10,3
Объем отбитой породы $V_{дроб}$, $м^3$	330,1	214,9	313,5
Критерий соответствия типу горной породы $P_{скв} \geq \sigma_{дин}$	Да	Нет	Да
Импеданс породы, МПа·с/м	8,75	8,75	8,75
Импеданс ВВ, МПа·с/м	4,2	3,018	2,97
Коэффициент прохождения УВ	0,877	0,763	0,757

Использование эмпирических расчетов в текущих условиях является вынужденной мерой в отсутствие возможности проведения опытного взрывания, а потому следует учитывать некоторую условность полученных данных, для которых лишь частично применены данные массовых взрывов.

Для уточнения расчетов необходима фотопланиметрия массива, опытное взрывание, дополнительный учет геологических и физико-механических параметров [28]. Также на достоверность расчета при проверке будут указывать зависимости, аналогичные по строению уже известным из других работ [10–12, 29 и др.]. Кроме того, нельзя не принимать во внимание карст, ввиду наличия которого возможен «отвод» действия детонационной волны по пути наименьшего сопротивления и существенное снижение качества взрыва. Для решения последнего ввиду сложности прогноза карста возможным является контроль процесса бурения по осевой нагрузке на долота.

Отдельно стоит подчеркнуть, что несмотря на существующий ассортимент ВВ для различных условий взрывания, выбор его ограничивается фактором себестоимости, что крайне важно для карьеров по добыче флюсового сырья и строительных материалов. ВВ местного изготовления, требующие наличия смесительно-зарядной машины, значительно снижают расходы на ВВ, с учетом применения в них тех или иных компонентов, доступных конкретному предприятию (пример — широкое разнообразие гранулитов, стоимость отдельных компонентов которых не является высокой).

Однако не стоит полагаться лишь на этот фактор по причине того, что такие ВВ обеспечивают энергетические характеристики определенного диапазона значений, который в некоторых условиях может быть недостаточен или наоборот избыточен (в том числе для добычи известняков).

Таким образом, рассмотренные методики представляют собой в массе опробованные и применяемые практически способы получения основных проектных параметров паспорта БВР. Возможность их совместного расчета для получения совокупности параметров позволит на этапе формирования паспорта БВР анализировать получаемый результат взрыва, достаточность проработки массива взрывом и определять целесообразность корректировки применяемых средств и их параметров.

В части применимости расчетных методик заметны спорные и сложные для учета величины, которые, несомненно, искажают результат в сторону снижения его дальнейшей сходимости с потенциальной практикой.

Выводы и направление дальнейших исследований. По результатам выполненных исследований, при сравнении различных методов расчета, подтверждается важность учета комплексного влияния на показатели взрыва прочностных характеристик массива и энергетических характеристик ВВ, что позволяет сделать следующие выводы:

1. Обеспечение экономически стабильной работы предприятия связано с обеспечением востребованности его продукции, на что оказывает существенное влияние процесс БВР, который непосредственно определяет выход готовой продукции и распределение ее по фракциям. Существующие методики учитывают множество параметров, влияющих на результат взрыва.

2. Для наиболее наглядного теоретического представления итогов взрывной подготовки горных пород необходимо объединение расчета параметров скважин на основе объемных методик, учета строения массива и зон дробления, расчета статистических моделей, а также инвариантов взрывного дробления на основе данных опытных взрывов. Наиболее перспективным является комплексный автоматизированный расчет указанных методик во взаимоучете проектируемых параметров на основе энергетического подхода к выбору ВВ.

3. Результаты выполненных исследований могут быть применены на предприятии при проектировании и обосновании технологии буровзрывных работ при условии

проверки рекомендуемой методики на серии опытных взрывов.

4. Регулируя точность расчета и реализации параметров сетки БВР, глубины взрывных скважин и зарядов в них, возможно приблизить средневзвешенный размер куска ВГМ к требуемым значениям без изменения технологии.

5. Направлением дальнейших исследований является изучение вопроса рационального выбора конструкции взрывных скважин, в полной мере удовлетворяющих условиям экономичности, применимости и качества взрыва для условий карьеров флюсовых известняков.

Список источников

1. Ефремов Э. И., Пономарев А. В., Николенко Е. В. Эффективность использования взрывчатых веществ простейшего состава при разрушении пород флюсовых карьеров // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2000. № 2. С. 69–72. EDN MURHVH

2. Клочко И. И., Пирич Э. И., Монастырев Н. В. Повышение выхода готовой продукции на карьерах строительных материалов и флюсового сырья на стадии взрывоподготовки // Донбасс — 2020: наука и техника — производству : материалы научно-практической конференции. Донецк : ДонНТУ, 2002. С. 200–203.

3. Клочко И. И., Монастырев Н. В. Методические указания по расчету параметров буровзрывных работ на карьерах с учетом оптимального расходования энергии взрыва. Донецк, 2005. 18 с.

4. Зырянов И. В., Бондаренко И. Ф., Жариков С. Н. Определение параметров буровзрывных работ на кимберлитовых карьерах криолитозоны : учебное пособие. Якутск : Издательский дом СВФУ, 2019. 96 с. EDN CIQJBF

5. Супрун В. И., Левченко Я. В., Стромоногов А. В. Опыт исследования основных физико-механических свойств известняков // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2025. № 5. С. 5–27. DOI: 10.25018/0236_1493_2025_5_0_5 EDN DTJJRC

6. Афанасенков А. Н. О работоспособности взрывчатых веществ. Метод Трауцля // Физика горения и взрыва. 2004. Т. 40. № 1. С. 132–139. DOI: 10.1023/B:CESW.0000013674.96586.b9 EDN HRPCZD

7. Кузнецов В. А. Обоснование удельного расхода ВВ в условиях уступной отбойки // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2007. № S7. С. 53–62. EDN KYQQXZ

8. Авдеев Ф. А., Барон В. Л., Блейман И. Л. Производство массовых взрывов. М. : Недра, 1977. 312 с.

9. Барон Л. И. Кусковатость и методы ее измерения. М. : Изд-во АН СССР, 1960. 124 с.

10. Рубцов В. К. Расчеты заданного выхода крупных и мелких кусков породы на карьерах // Взрывное дело. 1967. № 62/19. С. 84–99.

11. Управление степенью дробления горных пород и шириной развала на флюсовых карьерах Донбасса / М. Ф. Друкованый, В. М. Комир, В. И. Ильин, А. И. Пастухов // Взрывное дело. 1967. № 62/19. С. 121–131.

12. Барон Л. И., Сиротюк Г. Н. Проверка применимости уравнения Розина — Раммлера для исчисления диаметра среднего куска при взрывной отбойке горных пород // Взрывное дело. 1967. № 62/19. С. 111–120. EDN WZGBTB

13. Виноградов Ю. И., Хохлов С. В. Метод расчета параметров буровзрывных работ на заданный гранулометрический состав взорванной горной массы // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2015. № S1-4. С. 20–29. EDN VQWAZZ

14. Гранулометрический состав взорванных пород при различных условиях взрывания / Б. Р. Ракишев, А. А. Орынбай, А. М. Ауэзова, А. Е. Куттынбаев // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2019. № 8. С. 83–94. DOI: 10.25018/0236-1493-2019-08-0-83-94 EDN ZBUDEY

15. Симонов П. С. Особенности определения размера среднего куска и выхода негабарита при взрывных работах на карьерах // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2017. № 4. С. 320–327. EDN YJUCZT

16. Applications of Kuz–Ram Models in Mine-to-Mill Integration and Optimization — A Review / M. Saldana [et al.] // Minerals. 2024. Vol. 14. Iss. 11. Art. 1162. DOI: 10.3390/min14111162 EDN ZQXVDO

17. Hall J., Brunton I. Critical comparison of Kruttschnitt mineral research center (JKMRC) blast fragmentation models // Fragblast, Int. J. for Blasting and Fragmentation. 2002. Vol. 6. P. 207–220. DOI: 10.1076/frag.6.2.207.8670

18. Ouchterlony F., Sanchidrián A. A review of development of better prediction equations for blast fragmentation // Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering. 2019. Vol. 11. Iss. 5. P. 1094–1109. DOI: 10.1016/j.jrmge.2019.03.001 EDN GCBOFB

19. Ouchterlony F. The Swebrec© function: linking fragmentation by blasting and crushing // Mining Technology. 2005. Vol. 114. Iss. 1. P. 29–44. DOI: 10.1179/037178405x44539

20. Ракишев Б. Р. Формирование гранулометрического состава взорванных пород при уступной отбойке // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. 2020. № 1. С. 41–53. DOI: 10.15372/FTPRPI20200105 EDN CCZPTZ

21. Опыт применения модели Кузнецова — Раммлера при описании распределения грансостава взорванной горной массы / М. А. Маринин [и др.] // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2023. № 9-1. С. 96–109. DOI: 10.25018/0236_1493_2023_91_0_96 EDN FYZBMA

22. Кутузов Б. Н. Взрывные работы. М. : Недра, 1988. 382 с.

23. Нормативный справочник по буровзрывным работам / Ф. А. Авдеев, В. Л. Барон, Н. А. Гуров, В. Х. Кантор. 5-е изд., перераб. и доп. М. : Недра, 1986. 511 с.

24. Степанов А. В., Гдалин А. Д. Буровзрывные работы на предприятиях строительных материалов. М. : Недра, 1982. 288 с.

25. Виноградов Ю. И., Хохлов С. В., Аникин В. В. Методика оценки эффективности дробления массива горных пород различными типами ВВ // Известия ТулГУ. Науки о Земле. 2018. Вып. 1. С. 142–149. EDN YTFWZM

26. Ханукаев А. Н. Физические процессы при отбойке горных пород взрывом. М. : Недра, 1974. 224 с.

27. Ханукаев А. Н. Методика расчета полной энергии ударной волны в скальных породах // Записки Горного института. 1984. № 99. С. 36–39.

28. Брухавецкая А. О. Анализ современных разработок в области оценки качества дробления взорванной горной массы // Горный информационно-аналитический бюллетень. 2023. № 5. С. 18–31. DOI: 10.25018/0236_1493_2023_5_0_18 EDN AMOZYC

29. Тангаев И. А. Энергоемкость процессов добычи и переработки полезных ископаемых. М. : Недра, 1986. 231 с.

© Тохтамыш М. А., 2026

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. СЗПСиГ ДонНТУ Лабинским К. Н., к.т.н., доц. каф. ГТиПБ ДонГТУ Смекалиным Е. С.

Статья поступила в редакцию 08.09.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Тохтамыш Максим Александрович, *аспирант каф. разработки месторождений полезных ископаемых*
Донецкий национальный технический университет,
г. Донецк, Россия, e-mail: tokhtamysh19@yandex.ru

НЕДРОПОЛЬЗОВАНИЕ

Tokhtamysh M. A. *(Donetsk National Technical University, Donetsk, Russia, e-mail: tokhtamysh19@yandex.ru)*

METHOD FOR CALCULATING DRILL AND BLAST PARAMETERS AT THE KOMSOMOLSK MINE GROUP QUARRIES TO OBTAIN THE SPECIFIED GRANULOMETRIC STRUCTURE OF THE BLASTED ROCK MASS

The paper is devoted to comparing methods for calculating drill and blast parameters aimed at determining the expected yield of fractions and the energy performance of an explosion. A comparison of methods developed by various authors was carried out, showing the heterogeneity of the obtained results. A direction for improving and synthesizing calculation methods for industrial implementation is proposed.

Key words: *drill and blast, calculating drill and blast parameters, specific consumption, granulometric structure, performance of an explosion.*

References

1. Efremov E. I., Ponomarev A. V., Nikolenko E. V. Efficiency of using explosives of simple composition for rock fragmentation in flux quarries [Effektivnost' ispol'zovaniya vzryvchatyh veshchestv prostejshego sostava pri razrushenii porod flyusovyh kar'erov]. Mining informational and analytical bulletin. 2000. No. 2. Pp. 69–72. EDN MURHVH

2. Klochko I. I., Pirich E. I., Monastyrev N. V. Increasing the yield of finished products at construction material and flux raw material quarries at the blasting preparation stage [Povyshenie vyhoda gotovoj produkcii na kar'erah stroitel'nyh materialov i flyusovogo syr'ya na stadii vzryvopodgotovki]. Donbass — 2020: nauka i tekhnika — proizvodstvu : materialy nauchno-prakticheskoj konferencii. Donetsk : DonNTU. 2002. Pp. 200–203.

3. Klochko I. I., Monastyrev N. V. Methodological guidelines for calculating drill and blast parameters in quarries, considering the optimal use of explosion energy [Metodicheskie ukazaniya po raschetu parametrov burovzryvnyh rabot na kar'erah s uchetom optimal'nogo raskhodovaniya energii vzryva]. Donetsk. 2005. 18 p.

4. Zyryanov I. V., Bondarenko I. F., Zharikov S. N. Determination of drill and blast parameters for kimberlite quarries in the cryolithozone : a study guide [Opredelenie parametrov burovzryvnyh rabot na kimberlitovyh kar'erah kriolitozony : uchebnoe posobie]. Yakutsk : Izdatel'skij dom SVFU. 2019. 96 p. EDN CIQJBF

5. Suprun V. I., Levchenko Ya. V., Stromonogov A. V. Experience in investigating the basic physicomechanical properties of limestones [Opyt issledovaniya osnovnyh fiziko-mekhanicheskih svojstv izvestnyakov]. Mining informational and analytical bulletin. 2025. No. 5. Pp. 5–27. DOI: 10.25018/0236_1493_2025_5_0_5 EDN DTJJRC

6. Afanasenkov A. N. On the brisance of explosives. The Trauzl method [O rabotosposobnosti vzryvchatyh veshchestv. Metod Trauclya]. Combustion, Explosion, and Shock Waves. 2004. Vol. 40. No. 1. Pp. 132–139. DOI: 10.1023/B:CESW.0000013674.96586.b9 EDN HRPCZD

7. Kuznecov V. A. Justification of specific explosive consumption for bench blasting operations [Obosnovanie udel'nogo raskhoda VV v usloviyah ustupnoj otbojki]. Mining informational and analytical bulletin. 2007. No. S7. Pp. 53–62. EDN KYQQXZ

8. Avdeev F. A., Baron V. L., Blejman I. L. Execution of mass blasting operations [Proizvodstvo massovyh vzryvov]. M. : Nedra. 1977. 312 p.

9. Baron L. I. Lumpiness and methods for measuring it [Kuskovatost' i metody ee izmereniya]. M. : Izd-vo AN SSSR. 1960. 124 p.

10. Rubcov V. K. Calculations of the specified yield of large and small rock fragments at quarries [Raschety zadannogo vyhoda krupnyh i melkih kuskov porody na kar'erah]. Vzryvnoe delo. 1967. No. 62/19. Pp. 84–99.

11. Drukovanyj M. F., Komir V. M., Il'in V. I., Pastuhov A. I. Management of the degree of rocks fragmentation and the width of fracture at the Donbass flux quarries [Upravlenie stepen'yu drobleniya gornyh porod i shirinoj razvala na flyusovyh kar'erah Donbassa]. Vzryvnoe delo. 1967. No. 62/19. Pp. 121–131.

12. Baron L. I., Sirotyuk G. N. Verification of the applicability of the Rosin-Rammler equation for calculating the mean fragment diameter in the blasting of rocks [Proverka primenimosti uravneniya Rozina - Rammlera dlya ischisleniya diametra srednego kuska pri vzryvnoj otbojke gornyh porod]. Vzryvnoe delo. 1967. No. 62/19. Pp. 111–120. EDN WZGBTB

13. Vinogradov Yu. I., Khokhlov S. V. Method for calculating drill and blast parameters to achieve a specified particle size distribution of blasted rock mass [Metod rascheta parametrov burovzryvnyh rabot na zadannyj granulometricheskij sostav vzorvannoj gornoj massy]. Mining informational and analytical bulletin. 2015. No. S1-4. C. 20–29. EDN VQWAZZ

14. Rakishev B. R., Orynbaj A. A., Auezova A. M., Kuttynbaev A. E. Particle-size distribution of blasted rock under various blasting conditions [Granulometricheskij sostav vzorvannyh porod pri razlichnyh usloviyah vzryvaniya]. Mining informational and analytical bulletin. 2019. No.8. Pp. 83–94. DOI: 10.25018/0236-1493-2019-08-0-83-94 EDN ZBUDEY

15. Simonov P. S. Features of determining average dimension and yield of oversize under blasting in open pit mines [Osobennosti opredeleniya razmera srednego kuska i vyhoda negabarita pri vzryvnyh rabotah na kar'erah]. Mining informational and analytical bulletin. 2017. No. 4. Pp. 320–327. EDN YJUCZT

16. Saldana M. [et al.]. Applications of Kuz–Ram Models in Mine-to-Mill Integration and Optimization — A Review. Minerals. 2024. Vol. 14. Iss. 11. Art. 1162. DOI: 10.3390/min14111162 EDN ZQXVDO

17. Hall J., Brunton I. Critical comparison of Kruttschnitt mineral research center (JKMRC) blast fragmentation models. Fragblast, Int. J. for Blasting and Fragmentation. 2002. Vol. 6. Pp. 207–220. DOI: 10.1076/frag.6.2.207.8670

18. Ouchterlony F., Sanchidrián A. A review of development of better prediction equations for blast fragmentation. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering. 2019. Vol. 11. Iss. 5. Pp. 1094–1109. DOI: 10.1016/j.jrmge.2019.03.001 EDN GCBOFB

19. Ouchterlony F. The Swebrec© function: linking fragmentation by blasting and crushing. Mining Technology. 2005. Vol. 114. Iss. 1. Pp. 29–44. DOI: 10.1179/037178405x44539

20. Rakishev B. R. Generation of particle size distribution in fragmentation of broken rocks in bench blasting [Formirovanie granulometricheskogo sostava vzorvannyh porod pri ustupnoj otbojke]. Journal of Mining Science. 2020. No. 1. Pp. 41–53. DOI: 10.15372/FTPRPI20200105 EDN CCZPTZ

21. Marinin M. A. [et al.]. Experience of using the Kuz-Ram model in describing of grain size distribution of blasted rock mass [Opyt primeneniya modeli Kuznecova — Rammlera pri opisanii raspredeleniya gransostava vzorvannoj gornoj massy]. Mining informational and analytical bulletin. 2023. No. 9-1. Pp. 96–109. DOI: 10.25018/0236_1493_2023_91_0_96 EDN FYZBMA

22. Kutuzov B. N. Blasting operations [Vzryvnye raboty]. M. : Nedra. 1988. 382 p.

23. Avdeev F. A., Baron V. L., Gurov N. A., Kantor V. Kh. Reference manual on drill and blast operations [Normativnyj spravochnik po burovzryvnym rabotam]. 5th ed. repr. and add. M. : Nedra. 1986. 511 p.

24. Stepanov A. V., Gdalin A. D. Drill and blast operations at construction material enterprises [Burovzryvnye raboty na predpriyatiyah stroitel'nyh materialov]. M. : Nedra. 1982. 288 p.

25. Vinogradov Yu. I., Khokhlov S. V., Anikin V. V. Technique of estimating efficiency of rocks crushing various types by explosives [Metodika ocenki effektivnosti drobleniya massiva gornyh porod razlichnymi tipami VV]. News of the Tula state university. Sciences of Earth. 2018. Iss.1. Pp. 142–149. EDN YTFWZM

26. Khanukaev A. N. Physical processes during rock fragmentation by blasting [Fizicheskie processy pri otbojke gornyh porod vzryvom]. M. : Nedra. 1974. 224 p.

27. Khanukaev A. N. Methodology for calculating the total energy of a shock wave in rock masses [Metodika rascheta polnoj energii udarnoj volny v skal'nyh porodah]. Journal of Mining Institute. 1984. No. 99. Pp. 36–39.

28. Bruhaveckaya A. O. Analysis of modern developments in assessing the fragmentation quality of blasted rock mass [Analiz sovremennyh razrabotok v oblasti ocenki kachestva drobleniya vzorvannoj gornoj massy]. Mining informational and analytical bulletin. 2023. No. 5. Pp. 18–31. DOI: 10.25018/0236_1493_2023_5_0_18 EDN AMOZYC

29. Tangaev I. A. Energy intensity of mineral extraction and processing operations [Energoemkost' processov dobychi i pererabotki poleznyh iskopaemyh]. M. : Nedra. 1986. 231 p.

INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

Tokhtamysh Maksim Aleksandrovich, *Postgraduate student of the Department of Mineral Deposits Development*
Donetsk National Technical University,
Donetsk, Russia, e-mail: tokhtamysh19@yandex.ru

МЕТАЛЛУРГИЯ

METALLURGY

МЕТАЛЛУРГИЯ

УДК 669.18.046.516:519.876:621.746.5 EDN: LPRWTR

Куберский С. В.
Донбасский государственный технический университет
E-mail: Skuberskiy@yandex.ru

РАЗРАБОТКА МОДЕЛИ РАСЧЕТА КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОМЕЖУТОЧНОГО КОВША И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ ОБРАБОТКИ СТАЛИ

Предложена гидравлическая модель расчета конструктивных параметров промежуточного ковша и технологических режимов электромагнитной обработки стали. Проведена верификация модели с использованием результатов физического моделирования процесса электромагнитного перемешивания расплава Вуда и подтверждена ее адекватность. Определены прогнозные размеры промежуточного ковша объемом 1 м^3 и параметры электромагнитного перемешивания стали в нем для обеспечения заданных скоростей потоков, способствующих эффективной гомогенизации расплава и удалению неметаллических включений. Показаны пути дальнейшего усовершенствования модели.

Ключевые слова: *непрерывная разливка, сталь, качество, моделирование, электромагнитное перемешивание, промежуточный ковш, усреднение, рафинирование, параметры обработки.*

Качество и свойства металлопродукции в значительной степени определяют продолжительность ее жизненного цикла и зависят от однородности структуры и химического состава стали, а также от содержания в ней неметаллических включений (НВ). Важное место в производстве непрерывнолитого металла высокого качества занимает промежуточный ковш (ПК), конструкция и геометрия которого могут обеспечить повышение эффективности обработки за счет организации управляемых по направлению и скорости потоков стали к дозирующим устройствам [1–4].

Перспективным направлением обработки стали в ПК является ее электромагнитное перемешивание (ЭМП), способствующее гомогенизации температуры и химического состава, снижению застойных зон и повышению чистоты стали по НВ. Эффективность рафинирования от НВ повышается в результате их всплывания в покровный шлак при увеличении времени пребывания стали в ПК и укрупнения за счет интенсификации столкновений при управляемой гидродинамике [5–8].

Одним из эффективных направлений поиска оптимальных путей повышения качества стали является физическое и численное моделирование для оптимизации технологических режимов непрерывной разливки.

С помощью физического моделирования можно визуально оценить влияние ЭМП стали в ПК на процессы движения расплава, а численная модель позволяет прогнозировать оптимальные технологические параметры, обеспечивающие эффективную гомогенизацию стали и рафинирование ее от НВ [9–11].

Несмотря на проблемы с точностью задания условий расчета, соответствующих реалиям производственной практики, имеются публикации об успешном применении, в частности, ANSYS для анализа и последующего совершенствования режима непрерывной разливки стали [10, 12–14].

Предпочтительным является совместное использование физического и численного моделирования для оптимизации технологии ЭМП стали в ПК [4, 15].

В работе [16] была предложена упрощенная балансовая модель для определения параметров ЭМП стали в ПК. Однако она содержала ряд достаточно грубых допущений, а также использовала табличные

значения коэффициентов при расчете потерь энергии. Поэтому разработка новой методики, основанной на определении необходимого силового электромагнитного воздействия (СЭМВ) на расплав, обеспечивающего требуемую скорость движения потока с учетом реальной гидродинамической обстановки на отдельных участках ПК, является актуальной научно-технической задачей.

Цель работы — усовершенствование упрощенной модели для повышения точности прогнозирования технологических параметров электромагнитной обработки стали в ПК различной вместимости.

Сущность усовершенствования заключается в следующем:

– определение каждого члена баланса: потери на трение на всех участках, местные потери (сужение, расширение, повороты 90º и 180º), приход от силы Ампера и кинетическая энергия возвратного потока; все потери выражаются через геометрические параметры и скорость на выходе из АЗ с учетом неразрывности потока;

– определение коэффициента расхода (φ) численно вместе с СЭМВ (X) из условия баланса через замкнутую систему уравнений; это исключает необходимость в дополнительных эмпирических данных (при условии, что задано повышение уровня расплава в миксерной зоне (МЗ) ПК ($\Delta h_{МЗ}$));

– учет всех характерных размеров: переливные каналы (нижняя и верхняя щели), сечения МЗ и АЗ, длины участков, смоченные периметры, эквивалентные диаметры; это позволяет рассчитать потери индивидуально для каждого участка;

– использование в качестве целевого параметра $\Delta h_{МЗ}$; по нему, решая систему, определяют φ и X, а затем все скорости и потери; это делает модель инструментом проектирования;

– оценка инерционности процесса для обоснования возможности использования стационарной гидравлической модели.

Для верификации новой модели использовалось сравнение полученных результатов с результатами физического моделирования ЭМП расплава Вуда при температуре 90 ºС.

Для достижения поставленной цели в работе решались следующие ***задачи***:

– уточнить схему потоков, возникающих в ПК при воздействии на расплав АЗ скрещенных электрического и магнитного полей;

– усовершенствовать упрощенную модель расчета электрических параметров ЭМП и скоростей образующихся потоков расплава в ПК;

– определить численные параметры электромагнитной обработки расплава Вуда и сравнить их с результатами физического моделирования;

– предложить прогнозные параметры электромагнитной обработки стали в ПК заданного объема.

Объект исследования — промежуточный ковш МНЛЗ, оборудованный кондукционным электромагнитным перемешивателем.

Предмет исследования — характер потоков жидкости, образующихся в ПК при воздействии на нее электромагнитного поля различной интенсивности.

Основными методами, используемыми в работе, были физическое и численное моделирование.

Физическая и численная модели представляют собой двухзонный ПК (АЗ и МЗ), заполненный расплавом или раствором. АЗ модели размещается в зазоре электромагнита, и на электроды, расположенные на противоположных концах АЗ по ее длине ($L_{АЗ}$, м) по всей глубине (H_0), подается постоянный ток. При взаимодействии магнитного поля (B, Тл, (кг/(А·с^2)) и электрического тока ($I_{эл}$, А) возникает сила Ампера ($F_{эм}$, Н, (кг·м/с^2)), направленная вертикально вниз:

$$F_{эм} = B \cdot I_{эл} \cdot L_{АЗ}. \qquad (1)$$

Эта сила создает электромагнитное утяжеление g_e (м/с^2) (кажущееся ускорение свободного падения), которое действует на расплав в АЗ:

$$g_e = \frac{F_{эм}}{m} = \frac{B \cdot I_{эл} \cdot L_{АЗ}}{b_{АЗ} \cdot H_0 \cdot L_{АЗ} \cdot \rho} = \frac{B \cdot I_{эл}}{b_{АЗ} \cdot H_0 \cdot \rho}, \quad (2)$$

где $m = \rho \cdot b_{АЗ} \cdot H_0 \cdot L_{АЗ}$ — масса обрабатываемой жидкости в АЗ, кг;

ρ — плотность, кг/м^3;

H_0 — высота налива в АЗ, м.

Кажущееся ускорение g_e здесь рассматривается как усредненная по объему АЗ добавка к ускорению свободного падения, обеспечивающая глобальный баланс импульса. Суммарная электромагнитная сила $F_{эм}$ распределяется по всему объему расплава в АЗ. Воздействие считается равномерно распределенным вдоль оси тока, поэтому при расчете напора используется полная длина $L_{АЗ}$.

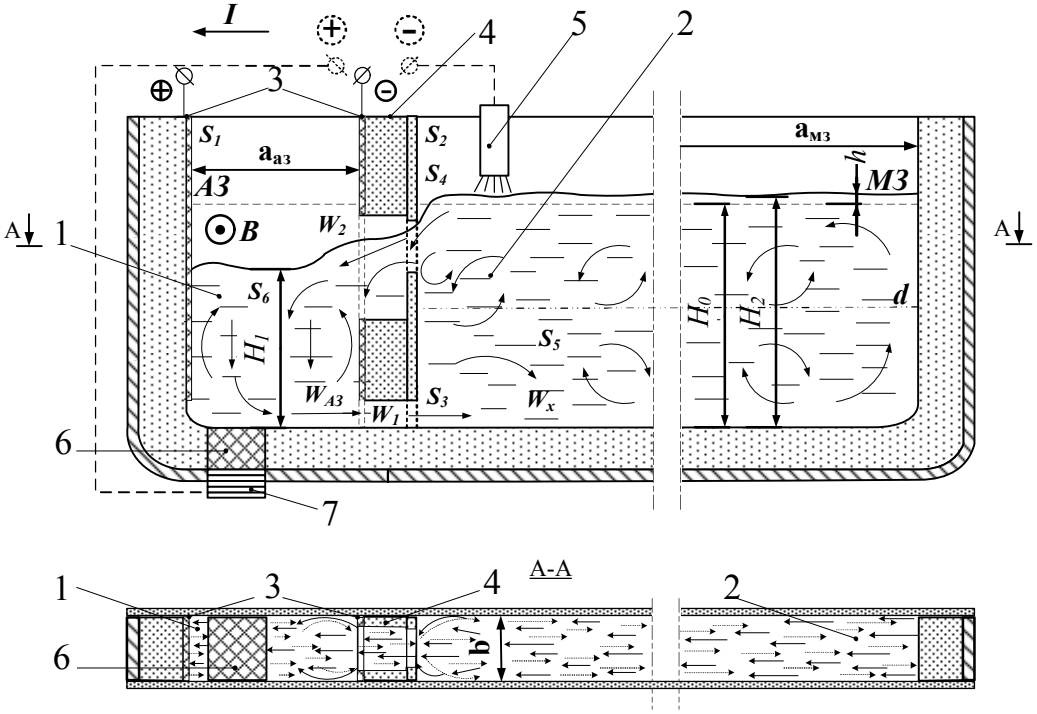
Под действием g_e уровень в АЗ понижается до H_1, а в МЗ повышается до H_2 в соответствии с отношением площадей зеркал АЗ (S_1) и МЗ (S_2):

$$\Delta h_{АЗ} = \Delta h_{МЗ} \cdot \frac{S_2}{S_1}, \; H_1 = H_0 - \Delta h_{АЗ}, \quad H_2 = H_0 + \Delta h_{МЗ}. \quad (3)$$

Возникший перепад уровней инициирует циркуляцию МС между зонами (рис. 1).

Расчет площадей сечения, зеркал АЗ (S_1) и МЗ (S_2), нижней (S_3) и верхней (S_4) щелей, боковых стенок и дна в МЗ ($S_{5бок}$), торцевой стенки ($S_{торц}$) и нисходящего потока в АЗ (S_6) проводили по формулам:

$$S_1 = L_{АЗ} \cdot b_{АЗ}, \; S_2 = L_{МЗ} \cdot b_{МЗ}, \; S_3 = h_1 \cdot b_1, \; S_4 = h_2 \cdot b_2, \; S_5 = b_{МЗ} \cdot H_2, \; S_6 = b_{АЗ} \cdot H_1, \; S_{торц} = b_{мз} \cdot H_2, \; S_{5бок} = (b_{мз} + 2 \cdot H_2) \cdot L_{МЗ}. \quad (4)$$



1 — активная зона (АЗ); 2 — миксерная зона (МЗ);
3 — электроды в АЗ; 4 — перегородка с нижним и верхним переливными каналами;
5 — верхний электрод; 6 — электропроводный огнеупор;
7 — токосъемник (пунктир — возможная схема подключения)

Рисунок 1 — Схема ПК МНЛЗ с ЭМП

Скорости потоков на различных участках модели (средняя в МЗ (W_X), в верхнем канале (W_2) и в АЗ ($W_{АЗ}$)) определяли по скорости W_1 (на выходе из нижнего канала) из условия неразрывности. Такой подход соответствует стационарному характеру процесса и исключает необходимость учета объемного расхода, связанного с изменением уровня. После создания СЭМВ расплав приходит в движение не мгновенно. Требуется время, чтобы:

– установились скорости;

– уровень в МЗ поднялся до стационарного значения;

– установился баланс между приходом и потерями.

Модель стационарная — описывает установившийся режим, когда параметры (уровни, скорости, потери) перестают меняться во времени. Поэтому параметры определялись после стабилизации уровня.

Время стабилизации в условиях небольших объема и скоростей составляло доли секунды, что гораздо меньше длительности эксперимента (обработки в ПК в реальных условиях), и динамикой можно пренебречь, а измеряемая $\Delta h_{МЗ}$ соответствует равновесному значению для текущих $I_{эл}$ и В. Экспериментально наблюдаемая синхронность изменения уровня с ручным изменением тока подтверждает, что задержка определяется исключительно скоростью изменения тока, а не гидравлической инерцией системы.

Скорость потока в нижней щели W_1 определяется из баланса энергий в установившемся режиме циркуляции. Она выражается через коэффициент расхода φ, определяемый из баланса энергий, и электромагнитное ускорение g_e:

$$W_1 = \varphi \cdot \sqrt{2 \cdot g_e \cdot H_1}. \qquad (5)$$

Под действием g_e и перепада уровней жидкость в АЗ начинает двигаться вертикально вниз со скоростью $W_{АЗ}$:

$$W_{АЗ} = W_1 \cdot \frac{S_3}{S_6}. \qquad (6)$$

Поток достигает дна АЗ, поворачивает на 90º и меняет вертикальное направление на горизонтальное. Коэффициенты местных потерь на повороты ($\zeta_{пов}$) принимались равными 1,2 при повороте на 90º и 2 при повороте на 180º [17]. Потери на этот поворот составят

$$\Delta P_{пов1} = 1,2 \cdot \left(\frac{\rho W_{АЗ}^2}{2} \right). \qquad (7)$$

Горизонтальный поток входит в нижнюю щель (S_3), где его скорость возрастает до W_1.

Коэффициенты местных потерь на сужение и расширение определялись по формулам Борда — Идельчика [18]:

$$\zeta_{расш} = \left(1 - \frac{S_{мал}}{S_{бол}} \right)^2, \quad \zeta_{сужс} = 0,5 \cdot \left(1 - \frac{S_{мал}}{S_{бол}} \right), \qquad (8)$$

где $S_{мал}$ и $S_{бол}$ — площади малого и большого сечений.

Потери на сужение при входе в нижнюю щель:

$$\zeta_{суж.н} = 0,5 \cdot \left(1 - \frac{S_3}{S_6} \right), \quad \Delta P_{суж.н} = \zeta_{суж.н} \cdot \frac{\rho \cdot W_1^2}{2}. \qquad (9)$$

Поток выходит из нижней щели в МЗ со скоростью W_1. В МЗ он расширяется до полного сечения S_5, где его скорость становится

$$W_x = W_1 \cdot \frac{S_3}{S_5}. \qquad (10)$$

Потери на расширение:

$$\zeta_{расш.н} = \left(1 - \frac{S_3}{S_5} \right)^2, \quad \Delta P_{расш.н} = \zeta_{расш.н} \cdot \frac{\rho \cdot W_1^2}{2}. \qquad (11)$$

В МЗ формируется единый макропоток, который движется вдоль дна к торцевой стенке. Поток ударяется о торцевую стенку МЗ и разворачивается на 180º, меняя направление на противоположное. Потери давления (ΔР) на этом повороте при $\zeta = 2{,}0$ (для резкого разворота на 180º) составят

$$\Delta P_{пов\,2} = 2 \cdot \left(\frac{\rho W_x^2}{2} \right). \qquad (12)$$

Поток движется обратно к верхней щели (S_4) со скоростью W_x, а при входе в нее его скорость возрастает до W_2:

$$W_2 = W_1 \cdot \frac{S_3}{S_4}. \qquad (13)$$

Потери на сужение для этого участка определяются по соотношениям

$$\zeta_{суж.в} = 0{,}5 \cdot \left(1 - \frac{S_4}{S_5} \right), \qquad \Delta P_{суж.в} = \zeta_{суж.в} \cdot \frac{\rho \cdot W_2^2}{2}. \qquad (14)$$

На этом участке поток испытывает трение о дно и боковые стенки.

Поток выходит из верхней щели горизонтально со скоростью W_2 и попадает в АЗ, где уровень понижен ($H_1 < H_0$). Под действием силы тяжести и g_e поток разворачивается на 90º вниз, что приводит к потерям на третьем повороте:

$$\Delta P_{пов\,3} = 1{,}2 \cdot \left(\frac{\rho W_2^2}{2} \right). \qquad (15)$$

После разворота поток падает вертикально вниз и сливается с нисходящим потоком, уже существовавшим в АЗ. Их расходы суммируются, и через сечение АЗ (S_6) проходит полный расход МС (Q).

При выходе из верхней щели в АЗ поток расширяется от сечения S_4 до S_6:

$$\zeta_{расш.в} = \left(1 - \frac{S_4}{S_6} \right)^2, \qquad \Delta P_{расш.в} = \zeta_{расш.в} \cdot \frac{\rho \cdot W_2^2}{2}. \qquad (16)$$

При движении потока через верхнюю и нижнюю щели, в МЗ и АЗ, а также при скольжении его по торцевой стенке после разворота на 180º возникают потери на трение, рассчитываемые по формуле Дарси — Вейсбаха [19]:

$$\Delta P_{тр} = \lambda \cdot \frac{L}{D_э} \cdot \frac{\rho \cdot W^2}{2}. \qquad (17)$$

где $\Delta P_{тр}$ — потери давления на трение, Па;

λ — коэффициент гидравлического трения (безразмерный);

L — длина участка, м;

$D_э$ — эквивалентный (гидравлический) диаметр, м;

ρ — плотность жидкости, кг/м^3;

W — средняя скорость потока на участке, м/с.

Характерные параметры участков трения потока представлены в таблице 1.

Коэффициенты трения для участков различной длины и характера течения потока рассчитывали с учетом числа Рейнольдса по формулам [20]

$$\lambda_i = \frac{0{,}3164}{R_{e_i}^{0{,}25}}, (Re_i > 2300, \text{турб.}) \text{ и } \lambda_i = \frac{64}{Re_i}, (Re_i \le 2300, \text{лам.}). \qquad (18)$$

$$Re_i = \frac{W_i \cdot D_{э,i}}{\nu}, \qquad (19)$$

где Re — число Рейнольдса (безразмерное);

W — средняя скорость потока на участке, м/с;

$D_э$ — эквивалентный диаметр, м;

ν — кинематическая вязкость жидкости, м^2/с.

Критерий Рейнольдса для различных участков (нижняя щель, верхняя щель, поток в МЗ и АЗ, торцевая стенка) определяется из соотношений

$$Re_3 = \frac{W_1 \cdot D_3}{\nu},\ Re_4 = \frac{W_2 \cdot D_4}{\nu},$$
$$Re_5 = \frac{W_x \cdot D_{5бок}}{\nu},\ Re_6 = \frac{W_{A3} \cdot D_э^6}{\nu}, \quad (20)$$
$$Re_{торц} = \frac{W_x \cdot D_{торц}}{\nu}.$$

Эквивалентные диаметры рассчитывали по формуле:

$$D_э = \frac{4S}{П} = \frac{2h \cdot b}{h + b}, \quad (21)$$

где S — площадь живого сечения, м^2;

$П$ — смоченный периметр, м.

Расчет смоченного периметра и эквивалентных диаметров для нижней (D_3) и верхней (D_4) щелей, боковых стенок и дна в МЗ ($D_{5бок}$), торцевой стенки ($D_{торц}$) и АЗ (D_6) проводили по формулам:

$$П_3 = 2(h_1 + b_1),\ П_4 = 2(h_2 + b_2),$$
$$П_5 = b_{M3} + 2H_2,\ П_6 = 2(H_1 + b_{A3}), \quad (22)$$
$$П_{торц} = 2H_2 + b_{M3},$$

$$D_3 = \frac{2h_1 b_1}{h_1 + b_1},\ D_4 = \frac{2h_2 b_2}{h_2 + b_2},$$
$$D_{5бок} = \frac{4H_2 b_{M3}}{b_{M3} + 2H_2},\ D_6 = \frac{2H_1 b_{A3}}{H_1 + b_{A3}}, \quad (23)$$
$$D_{торц} = \frac{4H_2 b_{M3}}{2H_2 + b_{M3}}.$$

Суммарные потери на трение (в АЗ, щелях, МЗ — о торцевую стенку, боковые стенки и дно) составят:

$$\Delta P_{тр} = \lambda_3 \frac{l_1}{D_3}\frac{\rho W_1^2}{2} + \lambda_4 \frac{l_2}{D_4}\frac{\rho W_2^2}{2} +$$
$$+\lambda_5 \frac{L_{M3}}{D_{5бок}}\frac{\rho W_x^2}{2} + \lambda_6 \frac{H_1}{D_6}\frac{\rho W_{A3}^2}{2} + \quad (24)$$
$$+\lambda_{торц} \frac{H_2}{D_{торц}}\frac{\rho W_x^2}{2}.$$

Суммарные потери составят:

$$\Delta P_{сум} = \Delta P_{пов1} + \Delta P_{пов2} +$$
$$+\Delta P_{пов3} + \Delta P_{суж.в} + \Delta P_{суж.н} + \quad (25)$$
$$+\Delta P_{расш.в} + \Delta P_{расш.н} + \Delta P_{тр}.$$

Приход энергии складывается из работы силы Ампера и кинетической энергии возвратного потока (через верхнюю щель):

$$E_{прих} = \frac{X}{b_{A3}} \cdot \frac{H_1}{H_0} + \frac{\rho W_2^2}{2}, \quad (26)$$

где $X = B \cdot I_{эл}$ — неизвестное СЭМВ, определяемое из баланса. Физически это произведение магнитной индукции на силу тока. Размерность: Тл·А, что эквивалентно Н/м — сила на единицу длины проводника.

Уравнение баланса:

$$\frac{X}{b_{A3}} \cdot \frac{H_1}{H_0} + \frac{\rho W_2^2}{2} = \Delta P_{сум}. \quad (27)$$

Скорости с X связаны уравнением

$$W_1 = \varphi \cdot \sqrt{2 \cdot \frac{X}{\rho \cdot b_{A3} \cdot H_0} \cdot H_1}. \quad (28)$$

Таблица 1

Параметры участков трения потока

Участок	Поверхности трения	Длина L	S контакта	λ_i	$D_э$	Скорость
Нижняя щель	Стенки канала	l_1	$2(h_1+b_1)\cdot l_1$	λ_3	D_3	W_1
Верхняя щель		l_2	$2(h_2+b_2)\cdot l_2$	λ_4	D_4	W_2
АЗ (вертикаль)		$L_6=H_1$	$2(b_{A3}+H_1)\cdot H_1$	λ_6	D_6	W_{A3}
МЗ	Дно и 2 боковые стенки	L_{M3}	$(b_{M3}+2H_2)\cdot L_{M3}$	λ_5	$D_{5бок}$	W_x
Торцевая стенка	Плоскость контакта	$L_{торц}=H_2$	$b_{M3}\cdot H_2$	$\lambda_{торц}$	$D_{торц}$	W_x

Получаем систему из двух уравнений (27 и 28) с двумя неизвестными φ и X (если задано $\Delta h_{МЗ}$). Все потери выражены через W_1, которая связана с φ и X. Баланс связывает X и φ. Система решается численно (подбор φ и X до сходимости баланса). Задается $\Delta h_{МЗ}$, решается система для определения φ и $X = I_{эл} \cdot B$, затем рассчитываются все скорости и потери. Для определения $I_{эл}$ задается индукция магнитного поля используемого электромагнита.

По данной методике можно определить СЭМВ, необходимое для создания потоков расплава (раствора) требуемой интенсивности. Целевым параметром в модели является $\Delta h_{МЗ}$ — изменение уровня расплава (раствора) в МЗ, которое задается и определяет значения искомых величин.

Основные допущения — квазистационарность, одномерность, формула Блазиуса для λ, справочные коэффициенты ζ для поворотов. Режим течения — установившийся (стационарный). Время установления уровня определяется скоростью распространения давления в жидкости и составляет $10^{-4} \div 10^{-3}$ с, что на несколько порядков меньше времени изменения управляющих параметров (токов) [18]. Жидкость — несжимаемая ($\rho = const$). Индукция магнитного поля однородна в пределах АЗ. Ток распределен равномерно по глубине АЗ. Сила Лоренца не учитывается. Трение о свободную поверхность (воздух) не учитывается. Удар потока о дно АЗ не учитывается отдельно в потерях на трение, так как это влияние полностью учтено в коэффициенте местного сопротивления ($\zeta = 1{,}2$) при повороте перед выходом в МЗ. Торцевая стенка МЗ, о которую поток ударяется и скользит при развороте на 180º, учитывается отдельно как участок трения. Влияние самой преграды (удар о торцевую стенку) учтено в коэффициенте местного сопротивления $\zeta_{180} = 2{,}0$.

Неучтенные эффекты (гидравлическая модель): сила Лоренца, неравномерность распределения тока и вертикальное перемещение при повышении уровня в МЗ.

Выходные параметры: φ — коэффициент расхода, $X = B \cdot I_{эл}$ — СЭМВ, А·Тл, $I_{эл} = X/B$ — ток на электродах, А, W_1, W_x, W_2, $W_{АЗ}$ — скорости потоков, м/с, $\Delta P_{пов}$, $\Delta P_{суж/расш}$, $\Delta P_{тр}$ — потери, Па.

Поскольку определение основных параметров модели производится с использованием метода итераций (последовательного приближения), требующего затрат достаточно большого количества времени, для расчета были использованы Microsoft Excel (программа для работы с электронными таблицами) и макрос в Excel (записанная последовательность действий, которую можно воспроизвести одним нажатием кнопки, горячей клавиши или через меню). По сути, это мини-программа, которая автоматизирует сложные расчеты.

Электронная таблица представляет собой гидравлическую модель двухзонного ПК, позволяющую рассчитать скорости циркуляции металла (W_1, W_2, W_x, $W_{аз}$), потери давления и проверить баланс давлений при заданных геометрических и режимных параметрах.

Макрос предназначен для автоматизированного подбора режимных параметров (коэффициента расхода φ и обобщенной силы Ампера X) двухзонного ПК, обеспечивающих максимально возможную скорость циркуляции металла в миксерной зоне W_x при выполнении условий баланса давлений.

Макрос реализует численный перебор в пространстве двух управляемых параметров:

– внешний цикл — по $\Delta h_{МЗ}$: от 0,001 до 0,006 м с шагом 0,001 м. Для каждого уровня задается диапазон X, пропорциональный уровню ($X_{min} = \Delta h_{МЗ} \cdot 10^6 - 1000$, $X_{max} = \Delta h_{МЗ} \cdot 10^6$), что отражает физическую связь между силовым воздействием и перепадом уровня;

– внутренние циклы — по X и φ;

– X перебирается от X_{max} к X_{min} с шагом 10 Тл·А (поиск от max значения вниз);

– φ перебирается от 0,609 до 0,620 с шагом 0,00001.

Excel-расчет представляет собой гидравлическую модель, на основе которой работает макрос. Модель базируется на уравнении баланса давлений, учитывает потери на трение и местные сопротивления, позволяет рассчитать скорости и проверить невязку.

Совместное использование макроса и Excel-расчета обеспечивает: быстрый поиск режимов; проверку баланса; оценку влияния геометрии и свойств расплава.

Для оценки адекватности методики использовали регрессионную зависимость, полученную при физическом моделировании ЭМП расплава Вуда, имеющую вид

$$\Delta h_{M3} = 0,000552 \cdot B \cdot I - 0,000728. \quad (29)$$

Результаты расчетов по упрощенной и новой гидравлическим моделям, а также уравнению (29) представлены в таблице 2 и на рисунке 2. Свойства расплава Вуда при температуре 90 ºС определяли по данным работы [21].

Таблица 2

Сводная таблица значений полученных параметров

$\Delta h_{МЗ}$, м	$X_{эксп}$, Тл·А	$X_{мод}$, Тл·А	W_1, м/с	W_x, м/с	φ	$I_{эл}$, А	B, Тл	$I_{ЭМ}$, А
0,0005	2,22	0,45	0,02910	0,00128	0,5344	5	0,09	8,6
0,0010	3,13	0,90	0,04100	0,00179	0,5432	8	0,113	9,9
0,0015	4,04	1,75	0,05674	0,00246	0,5432	10	0,175	14,5
0,0020	4,94	2,75	0,06944	0,00299	0,5384	12	0,229	20,1
0,0025	5,85	3,80	0,08047	0,00343	0,5391	14	0,271	26,0
0,0030	6,75	4,90	0,09002	0,00381	0,5396	16	0,306	32,1
0,0035	7,66	6,55	0,10250	0,00430	0,5402	18	0,364	45,6
0,0040	8,57	7,65	0,10898	0,00454	0,5406	20	0,383	51,1
0,0045	9,47	8,60	0,11360	0,00470	0,5410	22	0,391	53,8
0,0050	10,38	10,15	0,12127	0,00498	0,5414	24	0,423	65,3
0,0055	11,28	11,15	0,12480	0,00508	0,5418	25	0,446	75,2
0,0060	12,19	12,05	0,12728	0,00514	0,5421	25	0,482	93,6

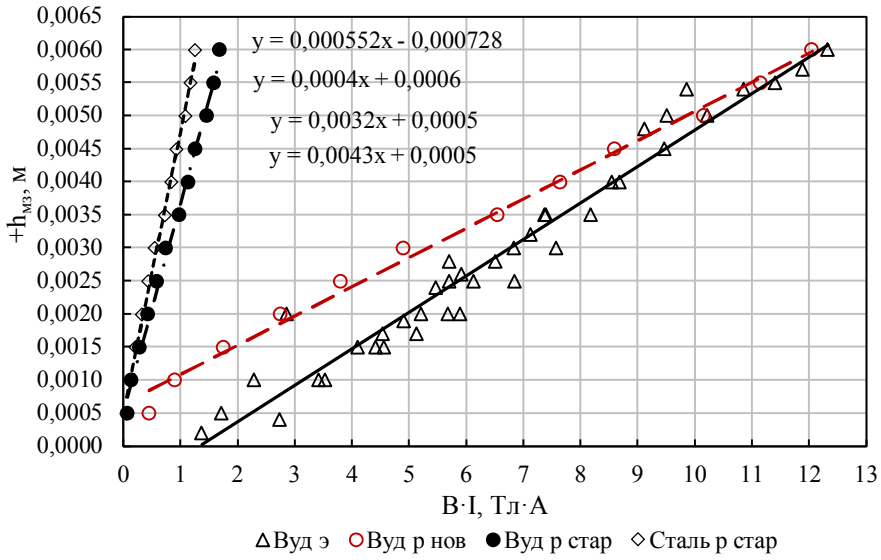


Рисунок 2 — Влияние СЭМВ в АЗ ПК на изменение уровня расплава в МЗ

Представленные данные свидетельствуют о том, что результаты, полученные по новой расчетной модели, в рассмотренном диапазоне находятся значительно ближе к экспериментальным, чем значения, рассчитанные по упрощенной модели определения параметров ЭМП, а при изменении $\Delta h_{мз}$ в диапазоне 0,005–0,006 м они практически совпадают с экспериментальными. Более сильные отклонения расчетных значений в диапазоне $\Delta h_{мз}$ 0,0005–0,003 м можно объяснить сложностью точного измерения повышения уровня при небольших его значениях. Таким образом, можно утверждать, что новая модель является вполне адекватной и может быть использована для прогнозирования технологических параметров ЭМП стали в ПК.

Кроме того, сравнительный анализ показывает, что в диапазоне $\Delta h_{МЗ}$ 0,002–0,006 м значения СЭМВ, рассчитанные по предложенной модели, ниже, чем полученные в ходе эксперимента. Это может быть связано со следующими недостатками модели:

– не учитываются сила Лоренца и неравномерность распределения тока по высоте АЗ;

– заложены осредненные коэффициенты местных потерь.

С использованием новой гидравлической модели были проведены прогнозные расчеты параметров ЭМП стали в ПК, вмещающем 1 м^3 стали (7300 кг), для его размеров, представленных в таблице 3.

Влияние СЭМВ на W_1, W_x и $\Delta h_{мз}$ в таком ковше представлено на рисунке 3.

Данные таблицы 3 и рисунка 3 свидетельствуют о том, что при величине СЭМВ 1000–6000 Тл·А — W_x составляет 0,0067–0,0162 м/с, что обеспечивает 1–3-кратную прокачку всего объема за 1,6–3,9 мин. Такой режим обработки будет способствовать увеличению степени гомогенизации расплава и эффективному его рафинированию от НВ при резидентном времени более 4 мин.

Таблица 3

Конструктивные и технологические параметры ПК с ЭМП

Параметр	Значение
Длина МЗ/АЗ ($a_{пк}$), м	1,5/0,50
Ширина МЗ/АЗ ($b_{пк}$), м	0,7/0,4
Глубина МЗ/АЗ ($l_{пк}$), м	1,0/1,0
Уровень спокойной ванны в МЗ/АЗ (Н), м	0,9/0,9
Длина потока в МЗ ($l_{п.\,мз}$), м	3,9
Высота переливного канала: верхнего ($h_{верх}$), м нижнего ($h_{ниж}$), м	 0,26 0,065
Ширина переливного канала: верхнего ($b_{верх}$), м нижнего ($b_{ниж}$), м	 0,26 0,13
Магнитная индукция (B max), Тл	0,5
Силовое электромагнитное воздействие (СЭМВ) (B·I), Тл·А	1000–6000
Уровень металла при наложении ЭМ поля: АЗ (H_1), м МЗ (H_2), м	 0,897–0,869 0,9005–0,906
Скорость истечения стали из АЗ (W_1), м/с	0,50–1,21
Средняя скорость потоков, создаваемых ЭМП в МЗ (W_x), м/с	0,0067–0,0162
Объемный расход стали из АЗ в МЗ (Q), м^3/с	0,0042–0,0102
Время прокачки всей стали через АЗ ($\tau_{прок}$), мин	1,6–3,9
Кратность циркуляции стали через АЗ ($К_ц$), разы	1–3

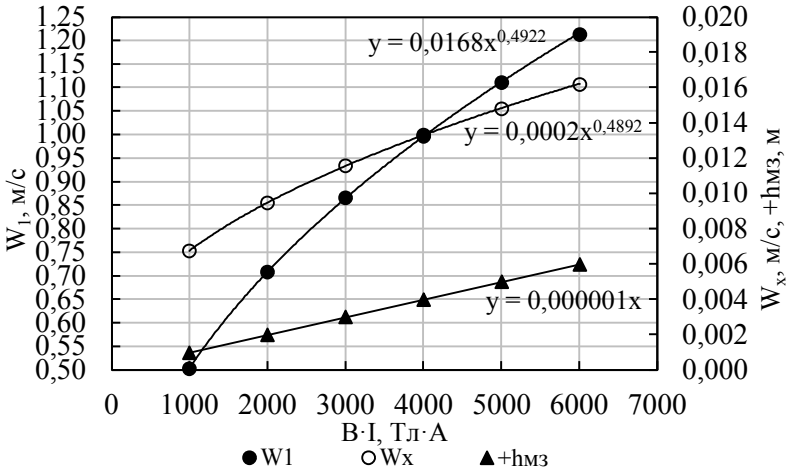


Рисунок 3 — Влияние СЭМВ на изменение W_1, W_x и $\Delta h_{мз}$

Выводы и направления дальнейших исследований:

1. Уточнена схема движения потоков в ПК с ЭМП и усовершенствована численная модель расчета параметров обработки, которая, в отличие от базовой, содержит расчет критериев Рейнольдса, местных потерь и коэффициентов трения, а не использует табличные значения этих параметров, что повышает точность расчета и приближает полученные значения к результатам физического моделирования.

2. Предложены пути для дальнейшего усовершенствования численной модели.

3. Получены зависимости, показывающие влияние СЭМВ на изменение уровня расплава в АЗ и МЗ, а также скорости образующихся циркуляционных потоков.

4. Рекомендованы геометрические размеры основных конструктивных элементов ПК емкостью 1 м^3 (7,3 т) и параметры электромагнитной обработки стали в нем.

В ходе дальнейших исследований предполагается дополнить предложенную в статье численную модель блоками по учету влияния силы Лоренца и неравномерности распределения тока по глубине АЗ (проводника), а также влияния магнитного поля, возникающего в проводнике, что позволит еще больше сблизить результаты численного и физического моделирования.

Список источников

1. Современные промежуточные ковши для высокопроизводительных МНЛЗ / А. Н. Смирнов, А. В. Кравченко, А. П. Верзилов, В. Г. Ефимова // Черная металлургия: бюл. ин-та «Черметинформация». 2012. № 9. С. 19–27. EDN PDBEXX

2. Ефимова В. Г. Анализ рафинирования стали в промежуточном ковше // Сталь. 2020. № 6. С. 17–20. EDN KJQZSH

3. Терентьев Д. В., Точилкин В. В. Развитие технологии процесса разливки стали и совершенствование конструкций оборудования промежуточного ковша сортовой МНЛЗ // Теория и технология металлургического производства. 2020. № 4 (35). С. 25–28. EDN BPFCXK

4. Повышение эффективности рафинирования рельсовой стали в промежуточных ковшах МНЛЗ на основе рациональной организации гидродинамических процессов / Е. В. Протопопов, В. В. Числавлев, М. В. Темлянцев, А. В. Головатенко // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2020. Т. 63. № 5. С. 298–304. DOI: 10.17073/0368-0797-2020-5-298-304 EDN DURJZB

5. Гидродинамические и физико-химические процессы в промежуточных ковшах для непрерывного литься стали / В. И. Дубоделов [и др.]. К. : Наукова думка, 2018. 263 с.

6. Chen X., Wang P. & Zhang J. Evaluation of the Adaptability of the Dual-Port Channel in Induction Heating Tundish // Metallurgical and Materials Transactions B. 2025. Vol. 56. P. 2437–2452. DOI: 10.1007/s11663-025-03491-1 EDN OPIGYJ

7. Quantitative impacts of induction heating power on refractory erosion and inclusion behaviour in tundishes / M. Hao, Y. Yin, B. Yang, L. Wang // Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy. 2026. Vol. 126. No. 5. P. 297–308.

8. Гидродинамическое моделирование и математическое моделирование поля потока и удаления включений в семиручьевом разливочном ковше непрерывного литья с канальным индукционным нагревом / Х. Й. Тан [и др.] // Acta Metallurgica Sinica. 2021. Т. 57. С. 1229–1240.

9. Смирнов А. Н., Смирнов Е. Н., Верзилов А. П. Физическое моделирование циркуляционных потоков и удаления включений в промежуточном ковше с применением вращающегося электромагнитного поля // Черные металлы. 2020. № 7. С. 14–19. EDN BZDPFP

10. Development of next-generation impact pads for producing ultraclean steel using mathematical models and plant trials / T. Bhattacharya [et al.] // AISTech 2016 Proceedings. P. 1547–1572.

11. Numerical simulation and industrial practice of inclusion removal from molten steel by gas bottomblowing in continuous casting tundish / Z. Meijie [et al.] // Journal of Mining and Metallurgy Section B Metallurgy. 2011. Vol. 47. No. 2. P. 137–147.

12. Solhed H., Jonsson L., Jonsson P. Modelling of the steel/slag interface in a continuous casting tundish // Steel Research International. 2008. Vol. 79. No. 5. P. 348–357. DOI: 10.1002/srin.200806137

13. Modeling of bubble behaviors and size distribution in a slab continuous casting mold / Z. Q. Liu, F. S. Qi, B. K. Li, S. C. P. Cheung // International Journal of Multiphase Flow. 2016. Vol. 79. P. 190–201. DOI: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2015.07.009

14. Кухарев А. Л. Моделирование процессов перемешивания при электровихревых течениях расплава // Наукоемкие технологии и оборудование в промышленности и строительстве. 2025. № 8 (82). С. 27–35. EDN JMUNFJ

15. Разработка математической модели и численные расчеты гидродинамических потоков стали в промежуточном ковше машины непрерывного литья заготовок / С. В. Фейлер, Е. В. Протопопов, В. П. Комшуков, Л. А. Ганзер // Изв. вузов. Черная металлургия. 2008. № 12. С. 15–21. EDN JXGHJP

16. Куберский С. В. Гидравлический расчет промежуточного ковша МНЛЗ, оборудованного электромагнитным перемешивателем // Сборник научных трудов. 2013. Вып. 40. С. 87–95.

17. Кутателадзе С. С., Боришанский В. М. Справочник по теплопередаче. М. — Л. : Госэнергоиздат, 1959. 414 с.

18. Идельчик И. Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям / под ред. М. О. Штейнберга. 3-е изд., перераб. и доп. М. : Машиностроение, 1992. 672 с

19. Лойцянский Л. Г. Механика жидкости и газа : учеб. для вузов. 7-е изд., испр. М. : Дрофа, 2003. 840 с.

20. Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя : пер. с немецкого. М. : Наука, 1974. 712 с.

21. Экспериментальное исследование электропроводности, плотности и вязкости сплава Вуда / Б. И. Казанджан, В. М. Матвеев, Т. Б. Савич, А. М. Умаров // Теплофизика высоких температур. 1989. Т. 27. № 2. С. 269–273.

© Куберский С. В., 2026

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. АУИТ ДонГТУ Кухаревым А. Л., начальником патентного отдела ООО «ЮГМК» Великоцким Р. Е.

Статья поступила в редакцию 02.10.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

Куберский Сергей Владимирович, *канд. техн. наук, профессор каф. металлургических технологий Донбасский государственный технический университет,*
г. Алчевск, Россия, e-mail: Skuberskiy@yandex.ru

МЕТАЛЛУРГИЯ

Kuberskii S. V. *(Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, e-mail: Skuberskiy@yandex.ru)*

DEVELOPMENT OF A CALCULATION MODEL FOR STRUCTURAL PARAMETERS OF THE INTERMEDIATE LADLE AND TECHNOLOGICAL MODES OF ELECTRO-MAGNETIC STEEL TREATMENT

A hydraulic model for calculating the design parameters of the intermediate ladle and technological modes of electromagnetic steel treatment has been proposed. The model verification was carried out by means of results from physical modeling of the electromagnetic stirring process of Wood's alloy and its adequacy. The predicted dimensions of the intermediate ladle with a 1 m ³ volume and the parameters of electromagnetic steel stirring in it have been determined in order to ensure the set flow rates that promote effective melt homogenization and the removal of non-metallic inclusions. Pathways for the further model improvement are shown.

Key words: *continuous casting, steel, quality, modelling, electromagnetic stirring, intermediate ladle, averaging, refining, processing parameters.*

References

1. Smirnov A. N., Kravchenko A. V., Verzilov A. P., Efimova V. G. Modern intermediate ladles for high-productivity CCMs [Sovremennye promezhutochnye kovshi dlya vysokoproizvoditel'nyh MNLZ]. Chernaya metallurgiya: byul. in-ta «Chermetinformaciya». 2012. No. 9. Pp. 19–27. EDN PDBEXX

2. Efimova V. G. Analysis of steel refining in the intermediate ladle [Analiz rafinirovaniya stali v promezhutochnom kovshe]. Stal'. 2020. No. 6. Pp. 17–20. EDN KJQZSH

3. Terent'ev D. V., Tochilkin V. V. Development of steel casting process technology and refinement of the intermediate ladle equipment designs for billet CCM [Razvitie tekhnologii processa razlivki stali i sovershenstvovanie konstrukcij oborudovaniya promezhutochnogo kovsha sortovoj MNLZ]. Teoriya i tekhnologiya metallurgicheskogo proizvodstva. 2020. No. 4 (35). Pp. 25–28. EDN BPFCXK

4. Protopopov E. V., Chislavlev V. V., Temlyancev M. V., Golovatenko A. V. Improving the refining efficiency of rail steel in CCM intermediate ladles based on a rational organization of hydrodynamic processes [Povyshenie effektivnosti rafinirovaniya rel'sovoj stali v promezhutochnyh kovshah MNLZ na osnove racional'noj organizacii gidrodinamicheskih processov]. Izvestiya vuzov. Chernaya metallurgiya. 2020. Vol. 63. No. 5. Pp. 298–304. DOI: 10.17073/0368-0797-2020-5-298-304 EDN DURJZB

5. Dubodelov V. I. [et al.]. Hydrodynamic and physico-chemical processes in the intermediate ladles for continuous steel casting [Gidrodinamicheskie i fiziko-himicheskie processy v promezhutochnyh kovshah dlya nepreryvnogo lit'sya stali]. K. : Naukova dumka. 2018. 263 p.

6. Chen X., Wang P. & Zhang J. Evaluation of the Adaptability of the Dual-Port Channel in Induction Heating Tundish. Metallurgical and Materials Transactions B. 2025. Vol. 56. Pp. 2437–2452. DOI: 10.1007/s11663-025-03491-1 EDN OPIGYJ

7. Hao M., Yin Y., Yang B., Wang L. Quantitative impacts of induction heating power on refractory erosion and inclusion behaviour in tundishes. Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy. 2026. Vol. 126. No. 5. Pp. 297–308.

8. Tan H. J. [et al.]. Hydrodynamic modeling and mathematical modeling of the flow field and removal of inclusions in a seven-hand continuous casting pouring ladle with canal induction heating [Gidrodinamicheskoe modelirovanie i matematicheskoe modelirovanie polya potoka i udaleniya vklyuchenij v semiruch'evom razlivochnom kovshe nepreryvnogo lit'ya s kanal'nym indukcionnym nagrevom]. Acta Metallurgica Sinica. 2021. Vol. 57. Pp. 1229–1240.

9. Smirnov A. N., Smirnov E. N., Verzilov A. P. Physical simulation of the circulation flows and removal of inclusions in the intermediate ladle using a rotating electromagnetic field [Fizicheskoe modelirovanie cirkulyacionnyh potokov i udaleniya vklyuchenij v promezhutochnom kovshe s primeneniem vrashchayushchegosya elektromagnitnogo polya]. Chernye metally. 2020. No. 7. Pp. 14–19. EDN BZDPFP

10. Bhattacharya T. [et al.]. Development of next-generation impact pads for producing ultraclean steel using mathematical models and plant trials. AISTech 2016 Proceedings. Pp. 1547–1572.

11. Meijie Z. [et al.]. Numerical simulation and industrial practice of inclusion removal from molten steel by gas bottomblowing in continuous casting tundish. Journal of Mining and Metallurgy Section B Metallurgy. 2011. Vol. 47. No. 2. Pp. 137–147.

12. Solhed H., Jonsson L., Jonsson P. Modelling of the steel/slag interface in a continuous casting tundish. Steel Research International. 2008. Vol. 79. No. 5. Pp. 348–357. DOI: 10.1002/srin.200806137

13. Liu Z. Q., Qi F. S., Li B. K., Cheung S. C. P. Modeling of bubble behaviors and size distribution in a slab continuous casting mold. International Journal of Multiphase Flow. 2016. Vol. 79. Pp. 190–201. DOI: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2015.07.009

14. Kukharev A. L. Modeling of mixing processes in electro-vortex melt flows [Modelirovanie processov peremeshivaniya pri elektrovihrevyh techeniyah rasplava]. Knowledge-intensive technologies and equipment in industry and building. 2025. No. 8 (82). Pp. 27–35. EDN JMUNFJ

15. Fejler S. V., Protopopov E. V., Komshukov V. P., Ganzer L. A. Development of a mathematical model and numerical calculations of hydrodynamic flows in the intermediate ladle of continuous casting machine [Razrabotka matematicheskoj modeli i chislennye raschety gidrodinamicheskih potokov stali v promezhutochnom kovshe mashiny nepreryvnogo lit'ya zagotovok]. Izv. vuzov. Chernaya metallurgiya. 2008. No. 12. Pp. 15–21. EDN JXGHJP

16. Kuberskii S. V. Hydraulic calculation of the tundish continuous casting machine with electromagnetic stirrer [Gidravlicheskij raschet promezhutochnogo kovsha MNLZ, oborudovannogo elektromagnitnym peremeshivatelem]. Sbornik nauchnyh trudov. 2013. Iss. 40. Pp. 87–95.

17. Kutateladze S. S., Borishanskij V. M. Handbook on heat transfer [Spravochnik po teploperedache]. M. — L. : Gosenergoizdat. 1959. 414 p.

18. Idel'chik I. E. Manual of hydraulic resistors [Spravochnik po gidravlicheskim soprotivleniyam]. Eds. Shtejnberg M. O. 3 ed. repr. and add. M. : Mashinostroenie. 1992. 672 p.

19. Lojcyanskij L. G. Fluid and gas mechanics : studies for universities [Mekhanika zhidkosti i gaza : ucheb. dlya vuzov]. 7 ed. revised. M. : Drofa. 2003. 840 p.

20. Shlihting G. Boundary layer theory : translated from German [Teoriya pogranichnogo sloya : per. s nemeckogo]. M. : Nauka. 1974. 712 p.

21. Kazandzhan B. I., Matveev V. M., Tsavich T. B., Umarov A. M. Experimental study of the conductivity, density and viscosity of a Wood alloy [Eksperimental'noe issledovanie elektroprovodnosti, plotnosti i vyazkosti splava Vuda]. Teplofizika vysokih temperatur. Vol. 27. No. 2. Pp. 269–273.

INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

Kuberskii Sergey Vladimirovich, *PhD in Engineering, Professor, Professor of the Department of Metallurgical Technologies*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia, e-mail: Skuberskiy@yandex.ru

МЕТАЛЛУРГИЯ

УДК 669.187.2 EDN: LZWXXS

Кухарев А. Л.
Донбасский государственный технический университет
E-mail: alex.kuharev@mail.ru

О ЗАВИХРЕННОСТИ ЭЛЕКТРОВИХРЕВЫХ ТЕЧЕНИЙ РАСПЛАВА

Представлены результаты численного исследования полей завихренности при электровихревых течениях расплава в полусферической ванне установки с осесимметричными электродами. Выявлены и проанализированы механизм формирования ядра завихренности вблизи погруженного в расплав электрода, характер изменения вихревых структур по глубине ванны, а также особенности влияния эволюции электровихревых течений и турбулентности на изменение поля завихренности.

Ключевые слова: *расплав, электровихревое течение, закрутка струи, завихренность.*

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Современное развитие ряда металлургических технологий связано с применением различных электромагнитных воздействий на расплав для его рафинирования, а также интенсификации процессов температурной и химической гомогенизации [1, 2].

Протекающий через расплав электрический ток, взаимодействуя с собственным магнитным полем, способствует формированию в расплаве электровихревых течений (ЭВТ), которые характеризуются азимутальной закруткой, т. е. вращательным движением струи вокруг оси симметрии. При этом магнитное поле Земли и внешние магнитные поля усиливают интенсивность закрутки [3, 4].

Для исследования особенностей закручивания ЭВТ в работе [5] нами использовался анализ полей азимутальной компоненты вектора скорости в различные моменты времени. В дополнение к этому анализу для идентификации и исследования топологии вихревых структур целесообразно использовать переменную завихренности, характеризующую интенсивность вращательного движения жидкости в данной точке потока [6].

Некоторые исследования завихренности ЭВТ проведены в работе [4] для условий воздействия внешних магнитных полей. Для данного вида течений остались недостаточно изученными особенности распределения завихренности при отсутствии внешних магнитных полей, а также влияние эволюции ЭВТ на изменение поля завихренности.

Постановка задачи. Данная статья является продолжением работы [5], в которой нами численно исследована эволюция азимутальных возмущений ЭВТ расплава в полусферической ванне установки с осесимметричными электродами во временном диапазоне t [0, 100] с. В ранее опубликованных наших работах приведены особенности конструкции данной установки, методика моделирования и верификация численных результатов.

Целью настоящей работы является анализ полей завихренности при эволюции ЭВТ.

Объект исследования — токопроводящие расплавы в технологических установках.

Предмет исследования — нестационарные электровихревые течения в расплаве.

Задачи исследования:

– математическая постановка задачи анализа завихренности;

– анализ полей завихренности в сечениях ванны в различные моменты времени;

– выявление закономерностей влияния эволюции ЭВТ на распределение завихренности в расплаве.

Методика исследования. Нестационарные гидродинамические процессы ис-

следовались в полусферической ванне диаметром 188 мм, заполненной эвтектическим сплавом: индий — галлий — олово при токе в электродах 250 А.

Одной из основных особенностей работы данной установки является погружение верхнего электрода (медный стержень диаметром 5 мм с полусферическим торцом [3]) в расплав на глубину своего радиуса (2,5 мм), что также учтено нами при моделировании.

Изложение материала. Плотность завихренности является псевдовекторной величиной и определяется как ротор скорости [7]:

$$\vec{\omega} = \nabla \times \vec{v}, \qquad (1)$$

где $\vec{v}$ — вектор скорости, м/с.

В общем случае применение операции ротора $\nabla\times$ к уравнению Навье — Стокса позволяет получить уравнение для завихренности [7]. Для наших условий моделирования это уравнение может быть записано в виде

$$\frac{\partial\vec{\omega}}{\partial t} + (\vec{v}\cdot\nabla)\vec{\omega} - (\vec{\omega}\cdot\nabla)\vec{v} = \\ = \frac{\eta_{эф}\nabla^2\vec{\omega}}{\rho} + \nabla\times\left(\frac{\vec{F}_{эм}}{\rho}\right), \qquad (2)$$

где ρ — плотность, кг/м^3, $\eta_{эф}$ — эффективный коэффициент динамической вязкости, Па·с; $\vec{F}_{эм}$ — электромагнитная сила, Н/м^3.

В левой части уравнения (2) первый член описывает изменение завихренности во времени, второй — конвективный член, характеризующий силы инерции, а третий член характеризует растяжение или наклон поля завихренности из-за градиентов скорости потока. В правой части уравнения (2) первый член характеризует диффузию завихренности из-за эффектов вязкости, а второй член — изменение завихренности, вызванное ротором силы Лоренца.

В данной работе нами также определялись интегральные значения завихренности в горизонтальных сечениях ванны:

$$\omega_S = \int_S \omega dS, \qquad (3)$$

где S — площадь соответствующего сечения ванны, м^2, перпендикулярного вертикальной оси Z, направленной вверх.

В начале рассмотрены графики распределения завихренности в горизонтальных сечениях ванны расплава в момент времени $t = 20$ с (рис. 1). К этому моменту времени ЭВТ уже полностью развито, но эффекты турбулентности еще незначительны [5].

Из рисунка 1, *а* видно, что вокруг оси ванны формируется ядро завихренности с максимальными значениями ~153 с$^{-1}$, при этом вне ядра завихренность близка к нулю. Отметим, что структура линий завихренности в ядре близка к спиральной, а диаметр ядра $D_я$ относительно диаметра ванны $D_в$ составляет $D_я \approx 0{,}05D_в$.

По мере движения вглубь ванны $D_я$ увеличивается, что также характерно для струйных течений [6]. Так, в сечениях при $Z = -30$ мм — $D_я \approx 0{,}08D_в$, при $Z = -60$ мм — $D_я \approx 0{,}13D_в$, а в сечении при $Z = -90$ мм — $D_я \approx 0{,}2D_в$.

Как видно из рисунков 1, *б* и *в*, максимальные значения завихренности в средней по глубине части ванны более чем в 2 раза меньше, чем на рисунке 1, *а*, область высокой завихренности образуется также вдоль боковых стенок ванны.

В придонной части ванны (рис. 1, *г*) наблюдается картина «размывания» завихренности, т. е. выравнивание ее значения по данному сечению. При этом поле завихренности имеет вид, близкий к концентрическим окружностям. Значения завихренности на оси ванны минимальны, а на ее периферии — максимальны.

В целом поля завихренности, показанные на рисунке 1, практически симметричны относительно оси ванны.

Отметим, что на основании анализа полей скорости нами выявлено, что причиной появления очагов завихренности вблизи боковых стенок ванны являются градиенты скорости (см. уравнение (2)). На рисунке 2

приведены графики векторных полей скорости с наложением на них скалярного поля модуля градиента скорости вблизи боковой стенки. Из рисунка видно, что в горизонтальном сечении при Z = –4 мм вблизи стенки вектора скорости направлены в основном по касательной к боковой поверхности ванны. В этой связи градиентов скорости вблизи стенки не возникает (рис. 2, *а*). В сечении при Z = –30 мм вблизи боковой стенки в картине течения выделяются особые точки типа «узел», в которых сходится множество линий тока (показаны белым цветом). [6]. Именно вблизи этих точек градиенты скорости достигают значений ~7 $с^{-1}$ (рис. 2, *б*), что также наблюдается и в картине завихренности (рис. 1, *б*).

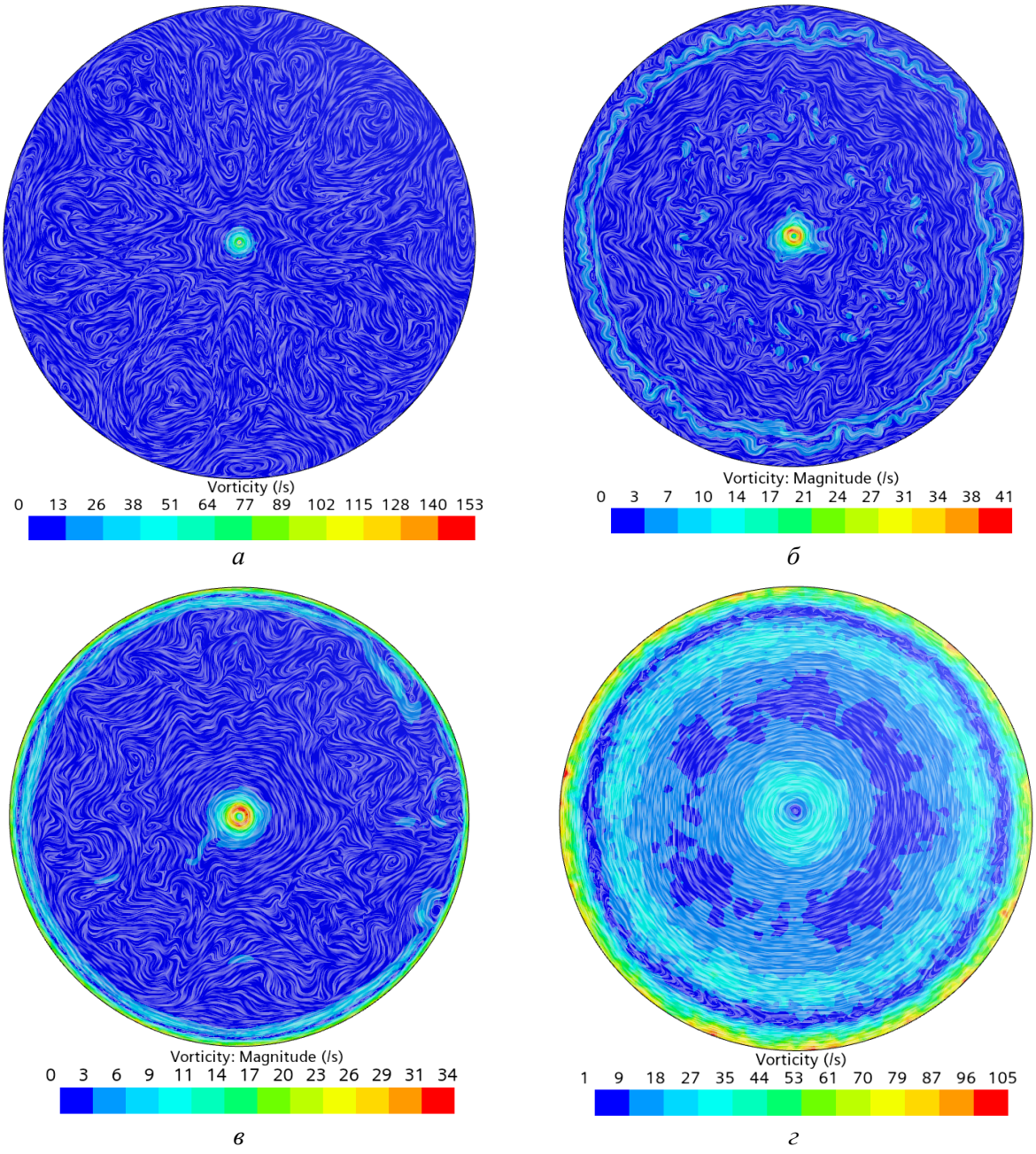


Рисунок 1 — Графики распределения завихренности в горизонтальных сечениях при *t* = 20 с (*а* — Z = –4 мм; *б* — Z = –30 мм; *в* — Z = –60 мм; *г* — Z = –90 мм)

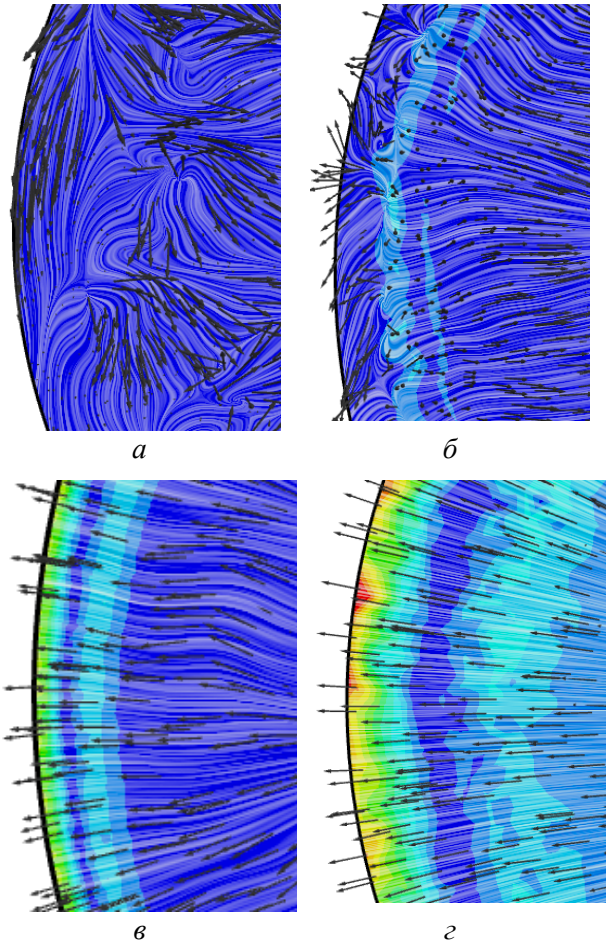


Рисунок 2 — Графики распределения модуля градиента скорости, наложенные на векторное поле скорости в горизонтальных сечениях при $t = 20$ с (*а* — Z = –4 мм; *б* — Z = –30 мм; *в* — Z = –60 мм; *г* — Z = –90 мм)

По мере движения вглубь ванны (рис. 2, *в* и *г*) направление векторов скорости у стенки становится преимущественно радиальным, т. е. перпендикулярным к стенке. Взаимодействие потоков расплава с твердой поверхностью стенок приводит к возникновению достаточно больших градиентов скорости, главным образом в направлении оси Z (~24 $с^{-1}$ — для рисунка 2, *в* и ~100 $с^{-1}$ — для рисунка 2, *г*). Соответственно, рисунки 1, *в* и *г* отображают эти эффекты в картинах завихренности.

Для детального анализа распределения завихренности по глубине ванны нами построен график зависимости значения интегральной завихренности ω_s (рис. 3). Видно, что наибольшие значения ω_s наблюдаются в сечении, расположенном вблизи поверхности расплава (~0,25 $м^2/с$). По мере движения вглубь ванны ω_s резко уменьшается и при $Z \approx -2$ мм составляет около 0,06 $м^2/с$. Затем при $Z < -80$ мм ω_s незначительно увеличивается, а при $Z < -92$ мм снова уменьшается.

Для определения причины появления максимальной завихренности вблизи поверхности расплава нами построен график ее распределения вблизи верхнего электрода (рис. 4). Из рисунка 4 видно, что максимальные значения завихренности формируются вдоль боковых стенок верхнего электрода и достигают ~$2{,}7 \cdot 10^3$ $с^{-1}$.

Также рассмотрен момент зарождения ЭВТ. На рисунке 5, *а* приведен график распределения скорости вблизи верхнего электрода при $t = 0{,}1$ с. Из рисунка видно, что начальный участок ЭВТ представляет собой полую струю, движущуюся вдоль поверхности электрода. Это приводит к значительным градиентам завихренности вокруг боковой поверхности электрода (рис. 5, *б*).

Таким образом, нами уточнен полученный в работе [5] вывод о первоначальной закрутке ЭВТ, возникающей вследствие обтекания струи полусферической поверхности погруженного в расплав электрода.

Далее приведены особенности изменения поля завихренности при эволюции ЭВТ.

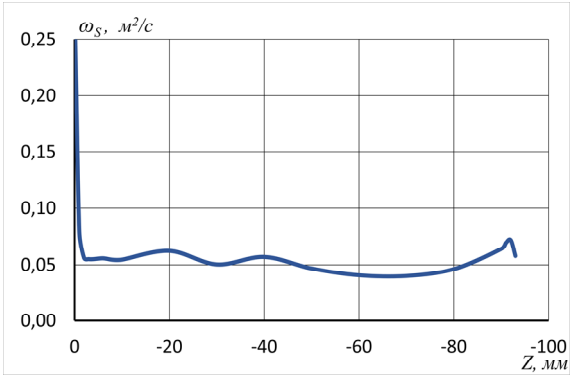


Рисунок 3 — График распределения интегральной завихренности ω_s по глубине ванны

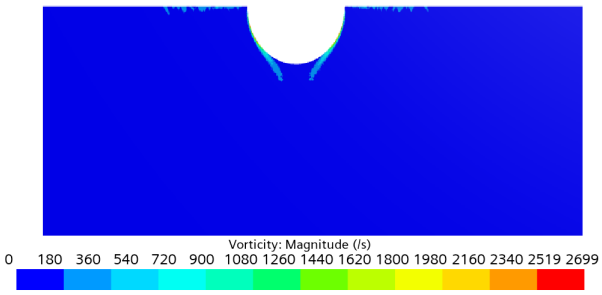
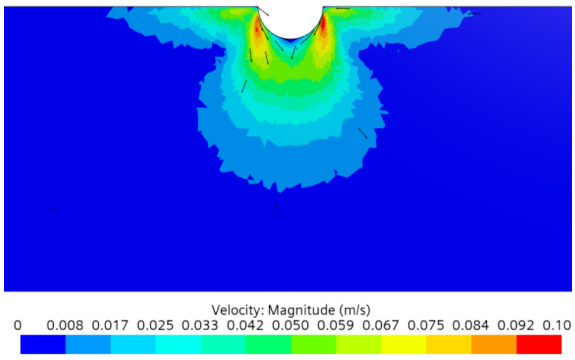
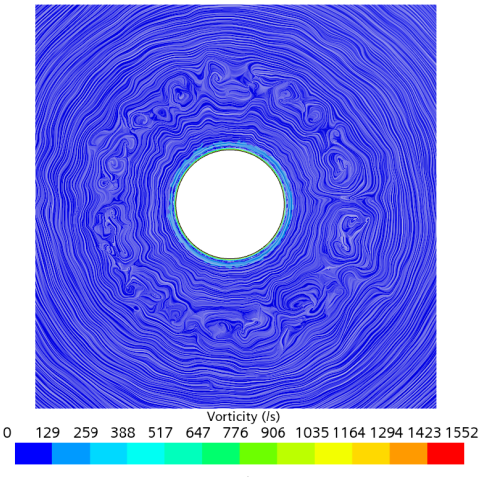


Рисунок 4 — График распределения завихренности вблизи верхнего электрода при $t = 20$ с



а



б

Рисунок 5 — График распределения скорости (*а*) и завихренности (*б*) вблизи верхнего электрода при $t = 0{,}1$ с

На рисунке 6 приведен график распределения завихренности для момента времени ($t = 1{,}5$ с), при котором зафиксирована интенсивная закрутка струи в придонной области ванны при взаимодействии формирующихся вторичных вихрей со встречно направленным полоидальным течением [5]. При этом $D_я \approx 0{,}21 D_в$, а максимальные значения завихренности ~41 $с^{-1}$. Исходя из данных, приведенных в работе [3], можно отметить, что причиной формирования вышеуказанных вторичных вихрей является азимутальная закрутка струи.

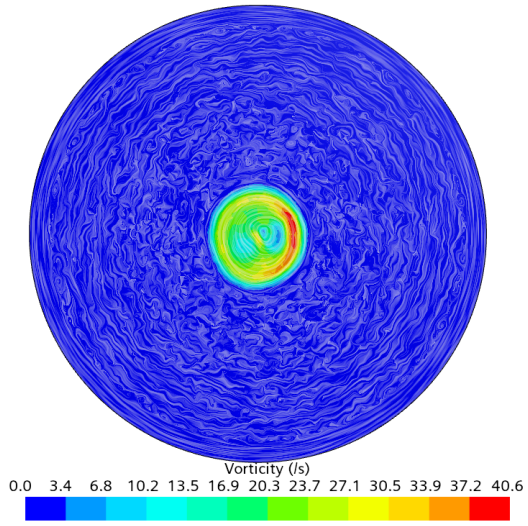


Рисунок 6 — График распределения завихренности в горизонтальном сечении $Z = -75$ мм при $t = 1{,}5$ с

На рисунке 7 приведен график распределения завихренности при $t = 6$ с. В этот момент времени хорошо проявляется механизм адвекции завихренности, при котором ядро «размывается», а вторичные вихри при $\omega \approx 1–18$ $с^{-1}$ сносятся полоидальным течением к боковым стенкам ванны. Далее эти вихри перемещаются вдоль боковых стенок ванны и вблизи поверхности расплава вновь устремляются вглубь ванны, поглощаясь полоидальным течением. С течением времени размеры этих вихрей и значения завихренности существенно уменьшаются (рис. 1, *б*).

Также рассмотрено влияние турбулентности на завихренность. В работе [5] нами было показано, что в придонной области ванны происходят сильные колебания кинетической энергии азимутальной компоненты течения за счет эффектов турбулентности. На рисунке 8 приведен график распределения завихренности в горизон-

тальном сечении ванны (Z = –90 мм) при $t = 70$ с. Сравнивая рисунок 8 и рисунок 1, *г*, можно отметить существенное нарушение осевой симметрии поля: смещение ядра завихренности относительно центра сечения, неравномерность поля завихренности в центре сечения и вдоль боковых стенок ванны. При этом линии завихренности сильно растягиваются и деформируются, и вихри вытягиваются, принимая форму, близкую к эллиптической.

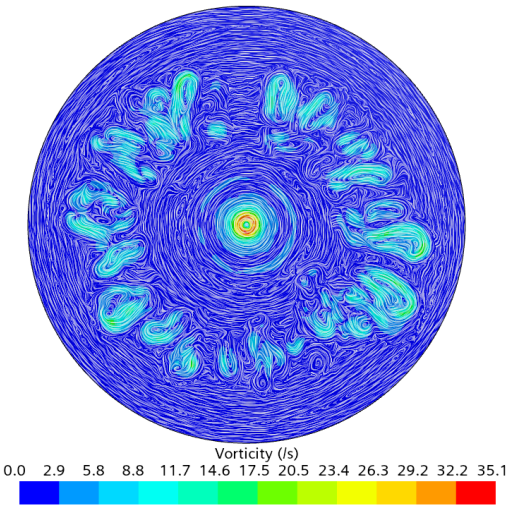


Рисунок 7 — График распределения завихренности в горизонтальном сечении Z = –60 мм при $t = 6$ с

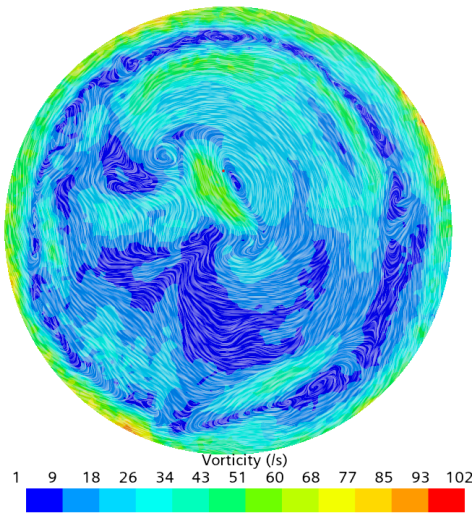


Рисунок 8 — График распределения завихренности в горизонтальном сечении Z = –90 мм при $t = 70$ с

Таким образом, использование переменной завихренности существенно дополняет методику идентификации вихревых структур и позволяет более детально исследовать механизмы их генерации, эволюции и распада.

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

1. Показано, что первоначальное формирование ядра завихренности происходит вблизи поверхности расплава практически сразу после подачи на электроды электрического тока и обусловлено следующими особенностями:

– начальный участок ЭВТ представляет собой полую струю, формирующуюся вокруг погруженного в расплав электрода;

– при движении вглубь ванны струя обтекает полусферическую поверхность электрода, при этом максимальные значения завихренности превышают 10^3 $с^{-1}$.

2. По мере движения вглубь ванны диаметр ядра завихренности увеличивается, а ее значения уменьшаются, что также характерно для струйных течений. В придонной части ванны ядро завихренности «размывается», при этом зоны максимальной завихренности (~100 $с^{-1}$) формируются вдоль боковых стенок ванны за счет наличия достаточно больших градиентов скорости.

3. Наличие перемежаемой турбулентности в области нижней стенки ванны (при $t \approx 70$ с) способствует более интенсивному «размыванию» завихренности, нарушению осевой симметрии поля, смещению ядра относительно оси ванны, существенной деформации и растяжению вихревых линий.

4. Приведенная методика может применяться при исследовании турбулентных процессов в расплавах плавильных агрегатов и рудовосстановительных печей, а также агрегатов для внепечной обработки и разливки.

Список источников

1. Исследование скорости расходования электродов, разработка конструкции и системы управления перемещением рудно-восстановительных блоков при дуговом глубинном восстановлении / С. В. Куберский, М. Ю. Проценко, Р. Н. Саратовский, В. И. Проценко // Наукоемкие технологии и оборудование в промышленности и строительстве. 2026. № 12 (86). С. 117–126. EDN JRLUEB

2. Куберский С. В. Использование физического моделирования для определения параметров электромагнитного перемешивания стали в промежуточном ковше // Наукоемкие технологии и оборудование в промышленности и строительстве. 2025. № 9 (83). С. 49–56. EDN IXXABF

3. Виноградов Д. А. Электровихревое течение жидкого металла в полусферическом контейнере при воздействии внешнего магнитного поля : дис. … канд. физ.-мат. наук. М. : [б. и.], 2026. 129 с.

4. Колесниченко И. В. Фундаментальные аспекты магнитной гидродинамики жидких металлов в области значений параметров, характерных для технологических приложений : дис. … д-ра физ.-мат. наук. Пермь : [б. и.], 2024. 345 с.

5. Кухарев А. Л. Эволюция азимутальных возмущений электровихревых течений расплава // Наукоемкие технологии и оборудование в промышленности и строительстве. 2026. № 12 (86). С. 97–106. EDN IIJQUZ

6. Методы и концепции визуализации вихревых течений в задачах вычислительной газовой динамики / К. Н. Волков, В. Н. Емельянов, И. В. Тетерина, М. С. Яковчук // Вычислительные методы и программирование. 2016. Т. 17. № 1. С. 81–100. DOI: 10.26089/NumMet.v17r109 EDN YTTYTR

7. Долуденко А. Н., Куликов Ю. М., Савельев А. С. Хаотизация течения под действием объемной силы // Компьютерные исследования и моделирование. 2024. Т. 16. № 4. С. 883–912. DOI: 10.20537/2076-7633-2024-16-4-883-912 EDN EQZIML

© Кухарев А. Л., 2026

Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. МТ ДонГТУ Куберским С. В., начальником патентного отдела ООО «ЮГМК» Великоцким Р. Е.

Статья поступила в редакцию 02.10.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРЕ

Кухарев Алексей Леонидович, *д-р техн. наук, доцент, профессор каф. автоматизированного управления и инновационных технологий*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия, e-mail: alex.kuharev@mail.ru

Kukharev A. L. *(Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, e-mail: alex.kuharev@mail.ru)*

ON THE VORTICITY OF ELECTROVORTEX MELT FLOWS

The results of numerical investigation of vorticity fields at electrovortex melt flows in a hemispherical bath of an installation with axisymmetric electrodes are presented. There have been revealed and analyzed the mechanism of vorticity core formation near the electrode immersed in the melt, the nature of changes in vortex structures at bath depth, as well as the features of evolution influence of electrovortex flows and turbulence on the change of the vorticity field.

Key words: *melt, electrovortex flow, jet swirl, vorticity.*

References

1. Kuberskii S. V., Protsenko M. Yu., Saratovskiy R. N., Protsenko V. I. Investigation of electrode consumption rate and development of the design and movement control system for ore-reduction blocks

in arc deep recovery [Issledovanie skorosti raskhodovaniya elektrodov, razrabotka konstrukcii i sistemy upravleniya peremeshcheniem rudno-vosstanovitel'nyh blokov pri dugovom glubinnom vosstanovlenii]. Knowledge-intensive technologies and equipment in industry and building. 2026. No. 12 (86). Pp. 117–126. EDN JRLUEB

2. Kuberskii S. V. Using physical modeling to determine the parameters of electromagnetic stirring of steel in the intermediate ladle [Ispol'zovanie fizicheskogo modelirovaniya dlya opredeleniya parametrov elektromagnitnogo peremeshivaniya stali v promezhutochnom kovshe]. Knowledge-intensive technologies and equipment in industry and building. 2025. No. 9 (83). Pp. 49–56. EDN IXXABF

3. Vinogradov D. A. Electrovortex flow of liquid metal in a hemispherical container under the influence of an external magnetic field : thesis ... of the PhD in Physical and Mathematical Sciences [Elektrovihrevoe techenie zhidkogo metalla v polusfericheskom kontejnere pri vozdejstvii vneshnego magnitnogo polya : dis. ... kand. fiz.-mat. nauk]. M. : [n. p.]. 2026. 129 p.

4. Kolesnichenko I. V. Fundamental aspects of the magnetic hydrodynamics of liquid metals in the field of parameter values peculiar to technological applications : thesis ... of Doctor of Physical and Mathematical Sciences [Fundamental'nye aspekty magnitnoj gidrodinamiki zhidkih metallov v oblasti znachenij parametrov, harakternyh dlya tekhnologicheskih prilozhenij : dis. ... d-ra fiz.-mat. nauk]. Perm : [n. p.]. 2024. 345 p.

5. Kukharev A. L. Evolution of azimuth perturbations of electro-vortex melt flows [Evolyuciya azimutal'nyh vozmushchenij elektrovihrevyh techenij rasplava]. Knowledge-intensive technologies and equipment in industry and building. 2026. No. 12 (86). Pp. 97–106. EDN IIJQUZ

6. Volkov K. N., Emel'yanov V. N., Teterina I. V., Yakovchuk M. S. Methods and concepts for the visualization of vortex flows in computational gas dynamics tasks [Metody i koncepcii vizualizacii vihrevyh techenij v zadachah vychislitel'noj gazovoj dinamiki]. Numerical Methods and Programming. 2016. Vol. 17. No. 1. Pp. 81–100. DOI: 10.26089/NumMet.v17r109 EDN YTTYTR

7. Doludenko A. N., Kulikov Yu. M., Savel'ev A. S. Chaotic flow under the action of volumetric force [Haotizaciya techeniya pod dejstviem ob"emnoj sily]. Computer research and modeling. 2024. Vol. 16. No. 4. Pp. 883–912. DOI: 10.20537/2076-7633-2024-16-4-883-912 EDN EQZIML

INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

***Kukharev Aleksey Leonidovich*,** *Doctor of Technical Sciences, Associate Professor, Professor of the Department of Automated Control and Innovative Technologies*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia, e-mail: alex.kuharev@mail.ru

МЕТАЛЛУРГИЯ

УДК 669.162.262 EDN: MQYRIT

Куберский С. В., Должиков В. В., Федотов О. В., Щербаков И. В.
Донбасский государственный технический университет
**E-mail: Skuberskiy@yandex.ru*

АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ УТИЛИЗАЦИИ ТЕХНОГЕННЫХ ОТХОДОВ ПРИ АГЛОМЕРАЦИИ ЖЕЛЕЗОРУДНОЙ ШИХТЫ

Проведен анализ эффективности утилизации техногенных отходов при агломерации железорудной шихты с точки зрения удельной производительности агломашин и содержания железа в готовом агломерате. Рассмотрены характеристики различных железосодержащих флюсующих добавок, использовавшихся на металлургическом предприятии в составе агломерационной шихты. Предложены пути эффективной утилизации отходов в аглодоменном переделе.

Ключевые слова: *агломерационное производство, техногенные отходы, конвертерная пыль, шлам, металлургические шлаки, производительность, содержание железа, эффективность.*

Финансирование: *работа выполнена в рамках государственного задания Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (тема № 218 ФБ (FRRU-2026-0003)).*

Стратегия научно-технологического развития металлургической промышленности Российской Федерации и её приоритетные направления в числе основных научно-технических задач предусматривают утилизацию различных техногенных отходов, что способствует улучшению состояния окружающей среды и снижению зависимости отечественных предприятий от импортного сырья.

В настоящее время основным видом окускованного железорудного сырья на предприятиях металлургического комплекса России является агломерат, содержание которого в железорудной части доменной шихты составляет 70–80 % [1].

Поэтому агломерационное производство является важным звеном технологической цепочки производства черных металлов и требует пристального внимания с точки зрения совершенствования технологии и применяемого оборудования [2, 3].

Важной особенностью этого передела является возможность переработки большого количества различных железосодержащих отходов: шламов и пылей коксовых, агломерационных, доменных, сталеплавильных цехов, продуктов переработки металлургических шлаков (МОД, МОС, МСП), прокатной окалины (сухой и промасленной) и др. [4, 5].

В условиях дефицита железорудного сырья, а также для решения экологических проблем, связанных с размещением металлургических отходов, шлаки текущего производства и отвальные, как правило, подвергаются переработке. Магнитные фракции крупностью от +10 до +350 мм, извлеченные из сталеплавильных шлаков, используются в качестве металлошихты при производстве чугуна и стали, а мелкие фракции (0–10 мм) с содержанием железа около 47 % направляются на агломерацию, заменяя часть агломерационной руды и концентрата [6–9].

По данным работы [10], такая технология на одном из предприятий отрасли позволила в 2018 и 2019 гг. снизить закупку железорудного концентрата на 318,5 и 258,4 тыс. т соответственно.

Большим преимуществом агломерационного производства является возможность переработки тонкодисперсных отходов, к которым в первую очередь относятся шламы и пыли. Данный подход способствует улучшению экологической обстановки, но с технологической точки зрения требует дополнительных исследований.

Поэтому ***целью*** настоящего исследования являлся анализ эффективности утилизации техногенных отходов при агломерации железорудной шихты в условиях действующего металлургического предприятия.

В качестве основных показателей эффективности в данной работе были выбраны удельная производительность агломерационного цеха (УП), которая определяется массой годного продукта, спеченного на одном квадратном метре агломерационной ленты в единицу времени (т агломерата/м^2 площади в «горячий час», т/м^2·ч) [3, 11], а также содержание железа в агломерате (Fe %), которое является одним из наиболее значимых факторов для доменного процесса.

Для достижения поставленной цели в работе решались следующие ***задачи***:

– анализ производственных данных по составу агломерационной шихты (АШ) и основным показателям производства;

– выбор наиболее важных и статистически значимых факторов, влияющих на производительность агломашин и качество агломерата;

– определение корреляционных связей между рассматриваемыми параметрами;

– разработка технологических рекомендаций, способствующих повышению эффективности производства.

Объект исследования — процесс агломерации железорудного сырья.

Предмет исследования — эффективность использования техногенных отходов при производстве агломерата.

Для определения влияния различных параметров и факторов агломерационного процесса на эффективность технологии были использованы методы математической статистики, позволяющие оценить тесноту связи между рассматриваемыми параметрами и показателями эффективности с помощью корреляционного анализа.

Для исследования были выбраны результаты работы агломерационной фабрики за период 2015–2025 гг. Этот период характеризовался нестабильными поставками сырья и длительными месячными простоями. После отсеивания аномальных значений выборка содержала среднемесячные показатели за 115 месяцев.

После анализа состава АШ была выделена группа «традиционных» составляющих: железорудный концентрат, агломерационная руда, колошниковая пыль, известняк, топливо. В группу «нетрадиционных» составляющих (добавок) включили железосодержащие материалы, использовавшиеся на предприятии не менее 9 месяцев (табл.). К этим материалам относятся:

– конвертерная пыль (КП), улавливаемая аспирационными установками на всех стадиях сталеплавильного передела в количестве 18–28 кг/т стали [12];

– прокатная окалина (ПО), образующаяся в прокатных цехах и нагревательных колодцах;

– скрап (СК) — зашлакованные железосодержащие отходы металлургического производства;

– шлак несортированный (ШН), крупность — 0–20 мм;

– шламы с радиальных отстойников (ШРО) и карт обезвоживания (ШКО);

– металлосодержащие отходы мартеновского (МОС-1), конвертерного (МСП-1) и доменного производства (МОД-1).

Данные добавки представляют собой техногенные отходы, основные характеристики которых приведены в таблице.

Шламы с карт обезвоживания (ШКО), радиальных отстойников (ШРО), окалина и МОС-1 использовались и ранее в 2008–2012 гг. Характеристики и особенности их использования описаны в работе [12].

Анализ корреляционной матрицы, созданной для получения целостной картины связей между основными анализируемыми факторами, показал, что из всего многообразия техногенных отходов в АШ только добавки ШКО, СК, МСП-1 и КП оказывают заметное влияние на рассматриваемые технологические показатели.

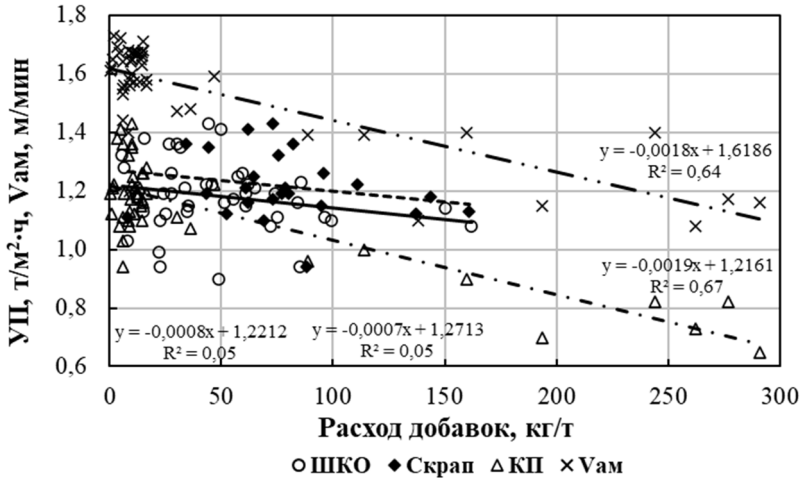
Для получения количественных оценок влияния добавок на показатели эффективности был проведен регрессионный анализ статистически значимых связей.

Моделирование выполняли с помощью линейных парных уравнений регрессии, для которых рассчитывали коэффициенты и статистические характеристики (рис. 1).

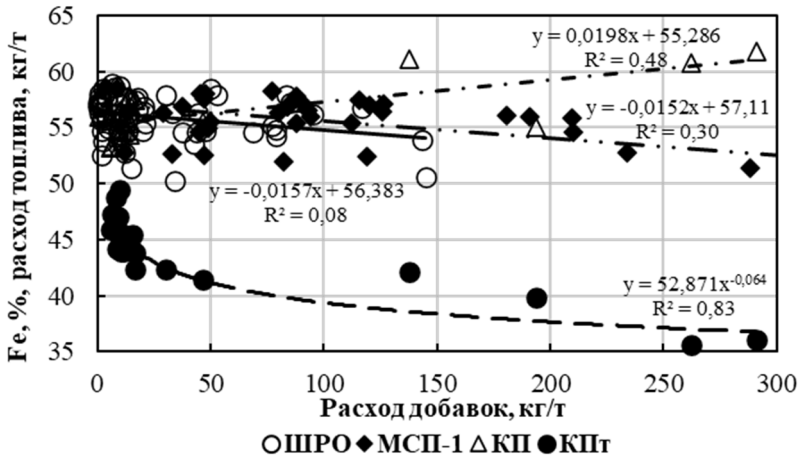
Таблица

Характеристики добавок

Добавка	Период применения, мес.	Расход, кг/т (min/max)	Содержание Fe, %	Фракция, мм
КП	47	1,5/290	46–61	0–0,1
ПО	112	1/134	71–74	0–5
СК	24	43/161	65–85	0–20
ШРО	61	0,5/143	41–44	0–0,1
ШКО	42	5,4/162	40–45	0–0,5
МОС-1	13	1/184	45–58	0–10
МОД-1	36	2/56	38–42	0–10
МСП-1	41	5/302	37–43	0–10



а



б

Рисунок 1 — Влияние различных добавок в АШ на показатели эффективности

В соответствии с полученными зависимостями УП снижается при увеличении в составе АШ количества СК, ШКО и КП. Незначительное снижение содержания железа в агломерате наблюдается при добавках ШРО и МСП-1, а использование КП обеспечивает рост этого важного для доменного процесса показателя, что можно объяснить высоким содержанием железа в этой добавке (табл.).

Таким образом, полученные результаты (рис. 1) свидетельствуют о значительном влиянии на рассматриваемые показатели именно КП.

Используемая КП представляет собой смесь восьми пылей, собранных на различных участках кислородно-конвертерного цеха (ККЦ). Общее содержание железа в пыли шести участков составляет 30–66 %, причем в двух пылях присутствует от 28 до 30 % металлического железа. Пыль, собранная на участках подачи сыпучих и ферросплавов к конвертеру, а также выгрузки и хранения сыпучих и ферросплавов, богата основными окислами (CaO — более 60 %, MgO — 9–10 %) при низком содержании кремнезема (3–4 %) и содержит незначительное количество железа (Fe_2O_3 — 5–6 %). Особенностью КП является большое содержание в ней мелких фракций (фракция <0,4 мм составляет около 91 %).

Расчеты, проведенные с использованием установленных уравнений регрессии, позволили определить, что добавка 1 кг КП повышает содержание железа в среднем на 0,0198 %, при этом УП уменьшается на 0,0019 т/м^2·ч (0,156 %) и скорость агломашины ($V_{ам}$) — на 0,0018 м/мин (0,11 %).

Рассматривая повышение содержания железа в агломерате при использовании КП, необходимо отметить, что этот показатель является одним из наиболее значимых для доменного процесса. Повышение содержания железа на 1 % снижает расход кокса на 1,7 % и повышает производительность доменной печи на 1 % [13]. Поэтому КП является весьма эффективной добавкой в АШ.

Одной из основных причин уменьшения УП является снижение скорости спекания при добавке КП в АШ, что обусловлено высоким содержанием в КП тонкодисперсных частиц, которые ухудшают газопроницаемость шихты и замедляют процесс спекания.

Дополнительные исследования влияния КП на агломерационный процесс показали, что расход её на уровне 10 кг/т способствует снижению расхода топлива на 0,355 кг/т.

Механизм этого явления можно объяснить особенностями технологии доменной плавки. При выплавке чугуна образующийся шлак должен иметь определенный состав, что обеспечивается вводом в доменную шихту флюсующих добавок. Основная часть этих добавок состоит из флюсующего компонента CaO. Однако в природе это соединение входит в состав известняка ($CaCO_3$) и может быть выделено из него при термическом разложении. Для экономии доменного кокса этот процесс целесообразно реализовать в условиях агломерационного производства, вводя известняк в состав АШ и добавляя необходимое количество топлива. Корреляционный анализ данных показал статистически значимую связь между количествами топлива и известняка в АШ.

Приведенные выше данные свидетельствуют о том, что в КП содержится значительное количество CaO (около 19 %). Часть его связана в силикаты, а оставшееся количество ($CaO_{своб}$) может переходить в агломерат, обеспечивая частичную замену известняка и снижение расхода топлива. Корреляционный анализ данных подтверждает статистически значимую связь между количествами КП и известняка в АШ (рис. 2).

Кроме того, дополнительным источником тепла при агломерации может быть металлическое железо, содержащееся в КП, окисление которого в ходе спекания имеет экзотермический характер.

Зависимость основности агломерата от расхода КП носит экстремальный характер:

максимум достигается при 150–200 кг/т, а при более высоких значениях (до 300 кг/т) основность снижается.

С целью снижения расхода основного флюса в АШ в течение 9 месяцев вводили 20–80 кг/т ШН, что обеспечило замещение 15–20 % традиционно используемого известняка (рис. 3). Данные рисунка 3 показывают, что добавки КП и ШН способствуют снижению расхода известняка, являясь дополнительным источником $CaO_{своб}$. Однако основность агломерата при этом снижается.

Такие различия в изменении основности при использовании КП (рис. 2), а также комплекса КП-ШН (рис. 3) требуют дополнительных исследований.

Проведенные расчеты свидетельствуют о том, что увеличение содержания железа, обусловленное добавкой КП в состав АШ в количестве 50–70 кг/т, обеспечивает эффективность агломерационного производства, несмотря на снижение УП. При этом обеспечивается полная утилизация этого техногенного отхода (при суточной производительности аглофабрики 10–12 тыс. т, а ККЦ — 15–20 тыс. т стали), снижение расхода известняка, агломерационного топлива, железорудного концентрата и агломерационной руды, а также кокса при производстве чугуна и повышение производительности доменной печи.

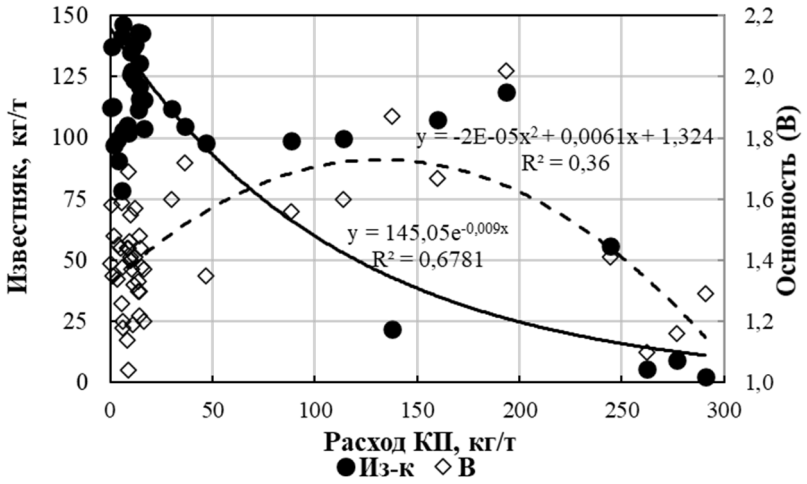


Рисунок 2 — Влияние КП на расход известняка и основность агломерата

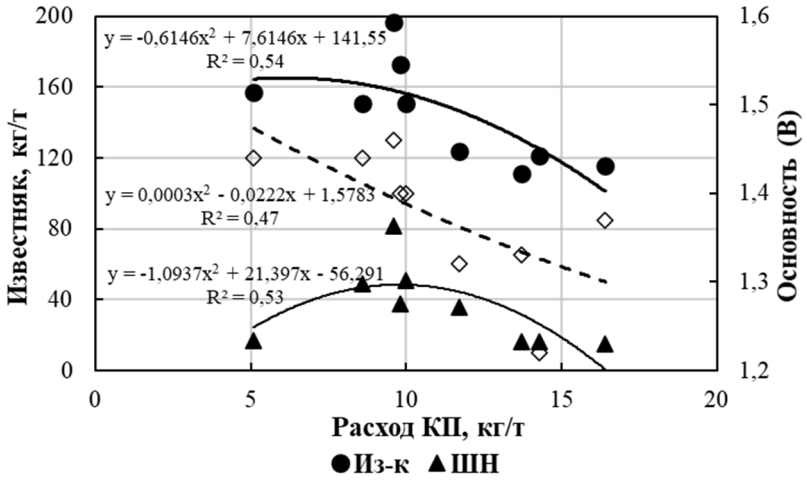


Рисунок 3 — Влияние КП на расход известняка, ШН и основность агломерата

Для обеспечения эффективности при вводе в АШ большего количества КП необходимы дополнительные исследования, связанные с совершенствованием технологии подготовки её к агломерационному переделу и оптимизацией состава АШ при утилизации этих техногенных отходов.

По результатам исследований можно сделать следующие **выводы:**

– проведен анализ эффективности утилизации техногенных отходов при агломерации железорудной шихты с точки зрения УП агломашин и содержания железа в агломерате;

– рассмотрены характеристики железосодержащих добавок, использовавшихся на предприятии в составе АШ не менее 9 месяцев;

– показано, что значительное влияние на исследованные технологические параметры оказывает количество КП в составе АШ;

– проведена количественная оценка влияния КП на показатели агломерационного процесса;

– определено, что расход КП в количестве 50–70 кг/т позволяет реализовать полную её утилизацию при допустимом снижении УП в агломерационном процессе, не приводящем к падению эффективности аглодоменного передела в целом.

В ходе последующих исследований предполагается проанализировать влияние КП на основность агломерата при больших её присадках, усовершенствовать технологию её подготовки к агломерационному переделу, а также оптимизировать состав АШ в условиях утилизации большого количества техногенных отходов.

Список источников

1. Одинцов А. А. Современное состояние технологии производства железорудного агломерата в отечественной металлургии // Вестник Сибирского государственного индустриального университета. 2022. № 3 (41). С. 28–36. EDN BGRHTT

2. Совершенствование технологии производства окатышей и нового железорудного сырья для современной доменной плавки : в 2 т. Т. 1. Теория, технология и оборудование подготовки шихт и их окомкования в производстве окатышей : монография / Ф. М. Журавлёв [и др.] ; Национальная металлургическая академия Украины, Криворожский национальный университет. Вологда : Инфра-Инженерия, 2020. 332 с.

3. Савельев С. Г., Кондратенко М. Н. Системное исследование технологических параметров, определяющих интенсивность агломерационного процесса // Известия высших учебных заведений. Черная Металлургия. 2021. Т. 64. № 3. С. 184–191. DOI: 10.17073/0368-0797-2021-3-184-191 EDN WETYKV

4. Рецикл техногенных от ходов при производстве агломерата и чугуна / В. А. Долинский, Л. Д. Никитин, А. А. Одинцов, К. И. Домнин // Известия вузов. Черная металлургия. 2010. № 8. С. 41–44. EDN QCHJJV

5. Dasgupta R., Reddy P. S. R. Sintering by recirculation of ferrogenous waste // Transactions of the Indian Institute of Metals. Vol. 63. 2010. C. 859–862. DOI: 10.1007/s12666-010-0131-9 EDN SDNIUT

6. Утилизация отходов металлургического производства черных металлов : монография / Н. В. Панишев [и др.]. Магнитогорск : Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та им. Г. И. Носова, 2018. 69 с. EDN VKUROW

7. Bondarenko V., Filonenko O. Analysis of the accumulation and influence of metallurgical slag to the environment // Збірник наукових праць Національного гірничого університету. 2020. Vol. 61. P. 78–93. EDN DAYVKV

8. Иванков С. И., Шубов Л. Я., Скобелев К. Д. Систематизация методов переработки отходов горно-металлургического комплекса // Научные и технические аспекты охраны окружающей среды. 2020. № 6. С. 2–93. DOI: 10.36535/0869-1002-2020-06-1 EDN JEMGOU

9. Makhotkina E. S., Shubina M. V. Industrial, Ecological and Resource-Efficient Aspects of Vanadium Production and Use of Technogenic Vanadium Sources // Solid State Phenomena. 2017. Vol. 265. P. 994–998. DOI: 10.4028/www.scientific.net/SSP.265.994 EDN ZSRIJH

10. Айкашев А. В., Панишев Н. В., Махоткина Е. С. Эффективность переработки металлургических шлаков // Теория и технология металлургического производства. 2021. № 4 (39). С. 9–12. EDN SCCCJY

11. Панычев А. А. Математическое моделирование параметров агломерационного процесса : монография. Москва, Вологда : Инфра-Инженерия. 2023. 164 с.

12. Анализ работы агломерационного цеха АМК в условиях нестабильного поступления природного сырья / И. Ф. Русанов, С. В. Куберский, И. М. Мищенко, В. Ф. Кузьменко // Сборник научных трудов ДонГТИ. 2020. № 21 (64). С. 46–52. EDN MFQEXP

13. Товаровский И. Г. Нормативная оценка влияния параметров доменной плавки на расход кокса и производительность // Сталь. 2014. № 5. С. 4–11. EDN UADSMV

© Куберский С. В., Должиков В. В., Федотов О. В., Щербаков И. В., 2026

Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. МТ ДонГТУ Романчуком А. Н., начальником патентного отдела ООО «ЮГМК» Великоцким Р. Е.

Статья поступила в редакцию 05.10.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Куберский Сергей Владимирович, *канд. техн. наук, профессор каф. металлургических технологий Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Россия, e-mail: Skuberskiy@yandex.ru*

Должиков Валерий Васильевич, *канд. техн. наук, доцент каф. металлургических технологий Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Россия*

Федотов Олег Витальевич, *старший преподаватель каф. металлургических технологий Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Россия*

Щербаков Илья Витальевич, с*тудент каф. металлургических технологий Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Россия*

***Kuberskii S. V., Dolzhikov V. V., Fedotov O. V., Shcherbakov I. V.** *(Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, *e-mail: Skuberskiy@yandex.ru)*

ANALYSIS OF THE EFFICIENCY OF MAN-MADE WASTE UTILIZATION IN IRON ORE CHARGE SINTERING

This study analyzes the efficiency of man-made waste utilization in iron ore charge sintering from the stand point of the specific productivity of sintering machines and the iron content of the finished sinter. The characteristics of various iron-bearing fluxing additives used in charge sintering at a metallurgical plant are reviewed. Ways to improve the efficiency of waste utilization in the sintering and blast furnace process are proposed.

Key words: *sintering production, man-made waste, converter dust, slurry, metallurgical slags, productivity, iron content, efficiency.*

Funding: *the research was carried out within the state assignment of Ministry of Science and Higher Education of the Russian Federation (theme № 218 FB (FRRU-2026-0003)).*

References

1. Odintsov A. A. The current state of iron ore agglomerate production technology in the domestic metallurgy [Sovremennoe sostoyanie tekhnologii proizvodstva zhelezorudnogo aglomerata v

otechestvennoj metallurgii]. Bulletin of the Siberian State Industrial University. 2022. No. 3 (41). Pp. 28–36. EDN BGRHTT

2. Zhuravlyov F. M. [et al.]. Improvement of the pellets' production technology and the new iron ore raw material for modern blast furnace smelting: in 2 vol. Vol. 1. Theory, technology and equipment for preparing charges and their pelletizing in the production of pellets : monograph [Sovershenstvovanie tekhnologii proizvodstva okatyshej i novogo zhelezorudnogo syr'ya dlya sovremennoj domennoj plavki : v 2 t. T. 1. Teoriya, tekhnologiya i oborudovanie podgotovki shiht i ih okomkovaniya v proizvodstve okatyshej : monografiya]. National Metallurgical Academy of Ukraine, Kryvyi Rih National University. Vologda : Infra-Inzheneriya. 2020. 332 p.

3. Savel'ev S. G., Kondratenko M. N. Systemic investigation of technological parameters that determine the intensity of sintering process [Sistemnoe issledovanie tekhnologicheskih parametrov, opredelyayushchih intensivnost' aglomeracionnogo processa]. Izvestiya vuzov. Chernaya metallurgiya. 2021. Vol. 64. No. 3. Pp. 184–191. DOI: 10.17073/0368-0797-2021-3-184-191 EDN WETYKV

4. Dolinskij V. A., Nikitin L. D., Odincov A. A., Domnin K. I. Recycling of man-made wastes in the production of sintering and iron [Recikl tekhnogennyh othodov pri proizvodstve aglomerata i chuguna]. Izvestiya vuzov. Chernaya metallurgiya. 2010. No. 8. Pp. 41–44. EDN QCHJJV

5. Dasgupta R., Reddy P. S. R. Sintering by recirculation of ferrogenous waste. Transactions of the Indian Institute of Metals. Vol. 63. 2010. Pp. 859–862. DOI: 10.1007/s12666-010-0131-9 EDN SDNIUT

6. Panishev N. V. [et al.]. Waste utilization of ferrous metal production: a monograph [Utilizaciya othodov metallurgicheskogo proizvodstva chernyh metallov : monografiya]. Magnitogorsk : Izd-vo Magnitogorsk. gos. tekhn. un-ta im. G. I. Nosova. 2018. 69 p. EDN VKUROW

7. Bondarenko V., Filonenko O. Analysis of the accumulation and influence of metallurgical slag to the environment. Zbirnik naukovikh prats NGU. 2020. Vol. 61. Pp. 78–93. EDN DAYVKV

8. Ivankov S. I., Shubov L. Ya., Skobelev K. D. Systematization of methods for processing waste from the mining and metallurgical complex [Sistematizaciya metodov pererabotki othodov gorno-metallurgicheskogo kompleksa]. Scientific and technical aspects of environmental protection. 2020. No. 6. Pp. 2–93. DOI: 10.36535/0869-1002-2020-06-1 EDN JEMGO

9. Makhotkina E. S., Shubina M. V. Industrial, Ecological and Resource-Efficient Aspects of Vanadium Production and Use of Technogenic Vanadium Sources. Solid State Phenomena. 2017. Vol. 265. Pp. 994–998. DOI: 10.4028/www.scientific.net/SSP.265.994 EDN ZSRIJH

10. Ajkashev A. V., Panishev N. V., Makhotkina E. S. The efficiency of metallurgical slag processing [Effektivnost' pererabotki metallurgicheskih shlakov]. Theory and Process Engineering of Metallurgical Production. 2021. No. 4 (39). Pp. 9–12. EDN SCCCJY

11. Panychev A. A. Mathematical modeling of agglomeration process parameters : a monograph. [Matematicheskoe modelirovanie parametrov aglomeracionnogo processa : monografiya]. Moscow, Vologda : Infra-Inzheneriya. 2023. 164 p.

12. Rusanov I. F., Kuberskii S. V., Mishchenko I. M., Kuz'menko V. F. Overview the work of sintering shop of Alchevsk Iron-and-Steel Works in conditions of unstable input of natural raw materials [Analiz raboty aglomeracionnogo cekha AMK v usloviyah nestabil'nogo postupleniya prirodnogo syr'ya]. Collection of Scientific Papers of DonSTI. 2020. No. 21 (64). Pp. 46–52. EDN MFQEXP

13. Tovarovskij I. G. Normative assessment of the influence of blast furnace smelting parameters on coke consumption and productivity [Normativnaya ocenka vliyaniya parametrov domennoj plavki na raskhod koksa i proizvoditel'nost']. Stal'. 2014. No. 5. Pp. 4–11. EDN UADSMV

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Kuberskii Sergey Vladimirovich, *PhD in Engineering, Professor, Professor of the Department of Metallurgical Technologies*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia, e-mail: Skuberskiy@yandex.ru

МЕТАЛЛУРГИЯ

Dolzhikov Valeriy Vasilyevich, *PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Metallurgical Technologies*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

Fedotov Oleg Vitalievich, *Senior lecturer of the Department of Metallurgical Technologies*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

Shcherbakov Il'ya Vital'evich, *Student of the Department of Metallurgical Technologies*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

МЕТАЛЛУРГИЯ

УДК 621.7.073+621.73.043 EDN: NEAIUM

[1,*]Братцев В. Г., [1]Поданёва В. К., [2]Хлебников А. С.
[1]Донбасский государственный технический университет,
[2]Завод Прогресс 2000
**E-mail: somp@dontu.ru*

ПРИМЕНЕНИЕ НЕЙРОСЕТИ ДЛЯ ОЦЕНКИ СОСТОЯНИЯ ШТАМПОВ ГОРЯЧЕЙ ШТАМПОВКИ

В работе рассмотрен способ оценки состояния штампов горячей штамповки и прогнозирования их стойкости по фотографиям штамповочного ручья, анализируемым в нейросети. Обоснован выбор трещин разгара в качестве основного диагностического признака оценки состояния штампа, динамики процесса трещинообразования и прогноза стойкости. Предложены параметры количественной оценки термоциклических трещин. Приведены примеры применения способа на практике.

Ключевые слова: *штамп, ручей, трещина, разгара, термоциклическая, износ, наплавка, оценка, состояние, стойкость, фотография, нейросеть, анализ, удельная, средняя, длина, площадь.*

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Ремонт наплавкой штампов горячей штамповки повышает стойкость и сокращает затраты на новую оснастку. Наплавленный слой, как правило, превосходит основу по теплостойкости, износостойкости за счет наличия карбидов легирующих элементов. Вместе с тем увеличивается риск образования трещин разгара, которые становятся одной из основных причин отказов [1, 2].

Ускоренное развитие термоциклических трещин в наплавленном слое вызвано следующими факторами:

1. Образованием знакопеременного поля остаточных напряжений [3]: растягивающих в наплавленном слое, сжимающих в основном металле, сложнонапряженного состояния в переходной зоне.

2. Резким скачком напряжений на границе между основным и наплавленным металлом [4, 5], что вызывает образование микротрещин в пограничных слоях, снижает сопротивление термоусталости и способствует развитию сетки разгара.

3. Термическими напряжениями, возникающими в процессе циклов «нагрев — охлаждение» при штамповке [1]. Термические напряжения суммируются с остаточными после наплавки, что ускоряет зарождение трещин разгара, развитие трещин на границе между основным и наплавленным металлом, вплоть до выкрашивания наплавленного слоя.

Для снижения негативных эффектов применяют нагрев, перед и во время наплавки, послойную наплавку с промежуточным отпуском, термоциклическую обработку. В процессе эксплуатации следят за соблюдением температурного режима, охлаждения, смазки штампов, своевременно выполняют зачистку дефектов. Таким образом, образование термоциклических трещин напрямую связано с напряженным состоянием, структурой металла, и опосредовано с технологическим процессом, и технологической дисциплиной.

Для оценки состояния штампов, планирования остановок для текущих ремонтов, прогнозирования стойкости необходим способ оперативной диагностики, позволяющий получить достоверные количественные результаты. Применяемые в отраслевой практике и рекомендуемые в нормативах инструментальные методы обнаружения и измерения дефектов (ультразвуковой, магнитопорошковый, с помощью щупов или профилографа) требуют дорогостоящего инструмента, снятия штампа с пресса, значительных затрат

времени. Применение капиллярного метода для обнаружения микротрещин осложнено загрязнениями, требует тщательной очистки и обезжиривания. Лучше всего для оперативного контроля состояния подходит визуальный метод, но он не дает точной количественной оценки, не позволяет сохранить результаты для анализа динамики процесса, зависит от опыта работника. Фотографирование и программная обработка изображений сочетает простоту визуальной оценки с информативностью инструментальных методов, такой вариант может стать полноценным способом оперативного контроля и прогнозирования состояния штампов на прессе.

Постановка задачи. Учитывая доминирующую роль трещин разгара в процессе разрушения поверхности рабочего ручья штампа, требуется выделить параметры оценки термоциклических трещин, связанные с количеством выполненных штамповок. Необходимо установить зависимости между выбранными параметрами и предельным состоянием штампа. Требуется предложить способ оперативного контроля выбранных параметров и анализа результатов, доступный цеховому персоналу, обеспечивающий приемлемую достоверность.

Таким образом, ***целью*** работы является разработка методики оперативной оценки состояния штампов горячей штамповки по фотографиям.

Объект исследования — процесс образования трещин разгара в наплавленном слое.

Предмет исследования — динамика изменения параметров трещин разгара и ее влияние на состояние штампа.

Задачи исследования:

– обосновать выбор трещин разгара в качестве основного признака оценки состояния штампа;

– выбрать параметры, характеризующие трещины разгара и динамику их развития, пригодные для анализа по фотографии;

– разработать алгоритм оценки состояния штампа в нейросети по фотографиям на основе анализа параметров трещин разгара;

– выявить зависимости между параметрами трещин разгара и предельным состоянием штампа, стойкостью, проверить полученные зависимости на практике.

Для **обоснования** выбора признака оценки состояния штампов рассмотрим причины вывода их из эксплуатации (отказов):

1. Термоусталостные трещины и сетка разгара приводят к выкрашиванию и разрушению поверхности ручьев. Наличие трещин способствует залипанию штампованных поковок в ручье, перегреву поверхности, что ускоряет износ. Трещины копируются на поковку в виде выступов, что может быть недопустимо по требованиям к необрабатываемым поверхностям.

2. Износ, смятие, пластическая деформация ручьев и плоскости разъема являются причинами остальных отказов [1].

По результатам эксплуатации восстановленных наплавкой штампов на прессовом участке ООО «Завод Прогресс 2000» установлено, что трещины разгара являются основной причиной текущего ремонта штампов в период времени, составляющий 50–70 % от стойкости. Далее усиливается влияние износа. Ввиду высокой твердости наплавленного слоя локальное смятие наблюдается на кромках с малыми радиусами и не является причиной вывода штампов из эксплуатации.

Помимо перечисленного выбор трещин разгара обусловлен:

– закономерностью, предсказуемостью;

– информативностью;

– простотой и скоростью диагностики;

– экономической, эксплуатационной целесообразностью и безопасностью.

Термоусталостные трещины возникают закономерно после определенного числа циклов работы. Развиваются от единичных трещин до сетки в соответствии с определенными зависимостями.

По сравнению с износом, задирами и смятием трещины несут больший объем диагностической информации. По количеству, протяженности, взаимному пересечению, раскрытию трещин можно судить об остав-

шемся ресурсе штампа. Время возникновения и скорость развития трещин указывают на температурный режим работы [6]. Чем выше нагрев, тем быстрее появляются трещины и тем гуще сетка разгара. При эффективном охлаждении трещины мельче, а применение смазки снижает скорость развития в несколько раз [7]. Нарушения в технологии наплавки способствуют концентрации трещин на границе с основным металлом. Значительные растягивающие остаточные напряжения в наплавленном металле становятся причиной более раннего и интенсивного трещинообразования.

Трещины быстро выявляются и оцениваются в ходе визуального осмотра без снятия штампа. Тогда как для контроля износа, структуры, твердости применяются инструментальные методы, требующие снятия штампа с пресса.

Контроль текущего состояния трещин и динамики их развития позволяет прогнозировать стойкость штампа, планировать остановку для замены дублером или ремонта. Своевременный ремонт, до увеличения глубины трещин свыше 3–5 мм, позволяет провести восстановительную наплавку без фрезерования дефектного слоя и повторной обработки ручья. Таким образом сохраняется запас по высоте для последующих ремонтов, что увеличивает общую стойкость штампа и снижает затраты на новую оснастку. Оценка предельного состояния по сетке разгара позволяет избежать аварийных простоев из-за разрушения ручья, а в худшем случае — заклинивания пресса. Залипание, выкрашивание — потенциально травмоопасные ситуации. Перечисленные причины подтверждают экономическую и эксплуатационную значимость контроля трещинообразования, а также важность для обеспечения безопасной работы.

Параметры контроля. По отраслевому опыту для принятия решения о дальнейшей эксплуатации, ремонте или отбраковке контролируются следующие параметры:

– плотность сетки разгара;

– ширина раскрытия трещин;

– глубина трещин;

– длина одиночных трещин;

– количество трещин на 1 дм^2;

– локализация очагов сетки разгара.

Допустимые значения отличаются в зависимости от точности штампа и места расположения дефекта. В нагруженных зонах допуски ужесточаются, к примеру, для галтелей — в 2 раза, для знаков — в 1,5 раза.

В профильной литературе есть указания по контролю суммарной длины трещин на единицу площади (мм/дм^2), размера сетки разгара, сопутствующих дефектов, к которым относятся: износ рабочей поверхности, наволакивание металла, разгарные раковины, твердость поверхности менее 38HRC, шероховатость — более Ra2,5 мкм. Обобщенный алгоритм проверки отображен на рисунке 1.

Контроль параметров трещин осуществляется визуально-оптическим и визуально-измерительным методом. Для этого используются микроскоп с увеличением 50–100×, лупа с измерительной шкалой, наборы щупов, штангенциркули. Плотность сетки определяется сравнением с эталонными образцами. Количество трещин подсчитывается через прозрачный шаблон-сетку, накладываемый на контролируемый участок поверхности. Глубина залегания трещин определяется прямыми и косвенными (капиллярным, ультразвуковым, магнитопорошковым) методами.

Выполнение приведенного алгоритма контроля требует снятия штампа с пресса, поэтому рассмотрим параметры, которые, при определенных условиях, могут быть определены по фотографии штампа на прессе:

– плотность сетки разгара;

– ширина раскрытия трещин;

– размер ячейки сетки разгара;

– длина одиночной трещины (макс.);

– количество трещин на единицу площади;

– суммарная длина трещин на единицу площади;

– локализация очагов сетки разгара.

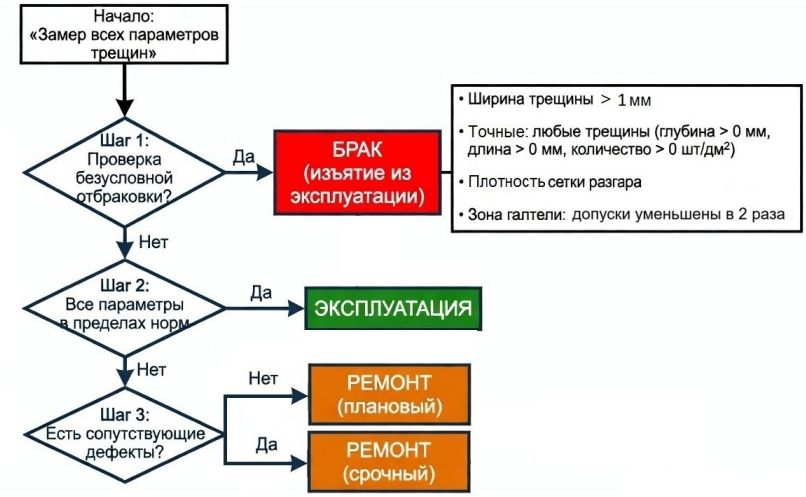


Рисунок 1 — Обобщенный алгоритм проверки штампа

Определение перечисленных параметров по фотографии требует высокого разрешения, отсутствия перспективных искажений, наличия масштабных маркеров или элементов гравюры, по которым удобно определять коэффициент масштаба.

При съемке на прессе участки могут быть не видны с одного ракурса, повторяемость которого сложно обеспечить без использования штатива. Четкость изображения, получаемого с камеры телефона, недостаточна для точного определения ширины трещин. Неизбежны ошибки в определении размеров трещин по масштабным маркерам или элементам.

Чтобы уменьшить погрешности, предлагаем отказаться от определения истинных размеров, перейдя к работе с проекциями. Такое упрощение обосновано при съемке и сравнении одних и тех же участков штампа в течение периода эксплуатации. Вероятно, измерение проекций трещин позволит оценить текущее состояние и скорость процесса трещинообразования. При наличии анализа фотографий идентичного штампа за весь период эксплуатации, вероятно, можно прогнозировать стойкость контролируемого. С развитием сетки разгара количество трещин увеличивается, а длина уменьшается, предположительно средняя длина проекций трещин характеризует стадию трещинообразования и износа. Плотность сетки разгара определяется количеством и суммарной длиной проекций трещин на единицу проекции площади.

Таким образом, основные требования к фотографиям: повторяемость ракурса, наличие масштабных маркеров или элементов гравюры. В качестве контролируемых параметров на участке принимаем:

– количество трещин разгара;

– суммарную длину проекций трещин;

– среднюю длину проекции трещины;

– удельное количество трещин на единицу проекции площади;

– удельную длину проекций трещин на единицу проекции площади.

Методика. Исследование образования термоциклических трещин проводили на матрицах чеканочного штампа подвески триангеля, эксплуатируемых на прессовом участке ООО «Завод Прогресс 2000». Чеканка выполняется на кривошипно-коленном чеканочном прессе КБ 8336 усилием 4000 кН. На рисунке 2 представлены заготовки до и после штамповки.

Заготовки (Ст3) в зоне штамповки нагреваются партиями в газовом прямоточном горне с инжекционной горелкой. Матрицы чеканочного штампа (рис. 3) изготовлены из стали 5ХНМ, радиусные участки штамповочных ручьев после ремонта наплавлены электродами ОЗШ-3.



Рисунок 2 — Заготовки до и после штамповки



Рисунок 3 — Матрицы чеканочного штампа, восстановленные наплавкой

Химический состав наплавленного металла по данным изготовителя ООО «СЗСМ» приведен в таблице 1.

Химический состав наплавленного слоя матриц, выведенных из эксплуатации из-за износа и трещин, по итогам анализа рентгенофлуоресцентным спектрометром TrueXEnergy приведен в таблице 2.

Пониженное содержание хрома в таблице 2, по сравнению с данными изготовителя, может быть связано с перемешиванием наплавленного металла с основным, влиянием повторной наплавки (третий ремонт наплавкой), износом поверхности ручьев. Твердость поверхности после наплавки 54–58 HRC. В ходе эксплуатации вследствие отпуска твердость поверхности ручьев снижается до 42–54 HRC, меньшие значения в зонах максимального износа при достижении предельного состояния.

Таблица 1

Химический состав металла, наплавленного электродами Э-37Х9С2 ОЗШ-3

Химический элемент	Массовая доля элементов, %
Углерод, C	0,30–0,50
Хром, Cr	8,00–11,00
Марганец, Mn	0,40–1,00
Фосфор, P	≤ 0,03
Сера, S	≤ 0,02
Кремний, Si	1,40–2,80

Таблица 2

Химический состав наплавленного слоя по результатам анализа

Химический элемент	Средняя массовая доля элементов, %
Молибден, Mo	0,212
Хром, Cr	2,123
Никель, Ni	0,805
Марганец, Mn	0,540
Фосфор, P	0,146
Сера, S	–
Кремний, Si	1,046
Медь, Cu	0,183

Примечание: погрешности измерения могут быть вызваны частичным перекрытием пиков химических элементов с близкими энергиями флуоресценции.

Для оценки состояния выбрана нижняя матрица как наиболее термически нагруженная. Трещины разгара фиксировались в зоне штамповки правого ребра жесткости, на участке: галтельное сопряжение с дном ручья (R8), вертикальная стенка ручья, галтельное сопряжение (R8) с плоским углублением, плоское углубление. Фото выполнялись после 300, 600, 1100, 1400, 1800, 2300, 3600, 5400, 6800 (фактическая стойкость) штамповок.

Фотографии загружались в ChatGPT 5.5, задавался следующий алгоритм анализа:

1. Указывали размеры масштабных элементов (для рассматриваемых матриц: общая длина и ширина; глубина углубления под ребро жесткости, диаметр крепежных отверстий, глубина ручья).

2. Указывали зону анализа: описанием и выделением сплайном в графическом редакторе (только на первой фотографии).

3. Задавали критерии учета трещин.

Вертикальные трещины образуются первыми, поэтому они выбраны базовыми для отслеживания изменений. Ответвления от первоначальной трещины учитывали как новые трещины. Горизонтальные трещины, образовавшиеся до интенсивного развития сетки разгара, учитывались каждая в отдельности. При развитии сетки разгара, если невозможно определить, является ли трещина продолжением существующей, все новые короткие горизонтальные, наклонные ответвления учитывались как новые трещины. Не учитывались: одиночные риски, неизвестной природы, следы обработки, следы износа. Отфильтровывались блики, загрязнения, границы окисленных зон.

Формулы расчета контролируемых параметров сведены в таблицу 3.

Для оценки динамики трещинообразования рассчитываются: прирост количества трещин (Δn), прирост суммарной длины проекций трещин ($\Delta L_{сум}$), изменение средней длины проекции трещины ($\Delta L_{ср}$) между этапами контроля.

Скорость появления трещин kn:

$$kn = \frac{\Delta n}{\Delta Q}, \qquad (1)$$

где ΔQ — прирост количества штамповок.

Таблица 3

Формулы расчета контролируемых параметров

Контролируемый параметр	Расчетная формула
Суммарная длина проекций трещин	$L_{сум} = l_1 + l_2 + l_3 + ... + l_n$
Средняя длина проекции трещины	$L_{ср} = \frac{L_{сум}}{n}$
Удельное количество трещин на единицу проекции площади	$n_{уд} = \frac{n}{S_{пр}}$
Удельная длина проекций трещин на единицу проекции площади	$l_{уд} = \frac{L_{сум}}{S_{пр}}$

Скорость роста суммарной длины проекций трещин kL:

$$kL = \frac{\Delta L_{сум}}{\Delta Q}. \qquad (2)$$

Качественный **анализ состояния** матриц по фотографиям за период стойкости представлен в таблице 4.

Таблица 4

Качественный анализ состояния матриц за период стойкости

Количество штамповок Q, шт.	Обозначение этапа
300	Начальная стадия повреждения поверхности
600	Развитие начальных трещин
1100	Начало формирования сетки разгара
1400	Развитие сетки разгара
1800	Интенсивное развитие трещин
2300	Развитая сетка разгара
3600	Развитая сетка с множеством мелких трещин
5400	Предкритическое состояние поверхности
6800	Критическое состояние (предельный износ)

Для иллюстрации качественной оценки состояния матриц на рисунке 4 приведены фотографии рассматриваемого участка после 600, 1800, 2300, 6800 штамповок.

Для количественного анализа в качестве предельного (критического) состояния принято состояние матриц после $Q = 6800$ штамповок. Итоговая оценка выполнялась по комплексному показателю износа W (термин «износ» здесь означает выработку ресурса по стойкости, а не абразивный или адгезионный износ поверхности). Для 0 штамповок $W = 0$, для 6800 — $W = 1$. Зависимость W от контролируемых параметров можно представить в виде

$$W = 0,5\frac{l_{уд}}{l_{уд.кр}} + 0,3\frac{L_{сум}}{L_{уд.кр}} + 0,2\frac{n}{n_{кр}}, \qquad (3)$$

где индекс «кр» обозначает параметры, соответствующие предельному состоянию матрицы. Коэффициенты 0,5, 0,3, 0,2 — определяют вклад каждого из параметров, предложены по результатам количественного анализа (табл. 5, рис. 5).

Зависимости контролируемых параметров трещинообразования от количества выполненных штамповок отображены на графиках (рис. 5).

Изменение средней длины проекций трещин в ходе эксплуатации штампа подтверждает сделанное предположение о взаимосвязи со стадией износа. В начале эксплуатации (Q = 300–600) формируются первичные трещины (рис. 4), средняя длина проекций $L_{ср}$ увеличивается от 2,83 до 3,67 мм. В стадии формирования и развития сетки разгара (Q = 600–3600) происходит удлинение и соединение между собой трещин, $L_{ср}$ плавно растет до пикового значения 4,20 мм. В стадии интенсивного ветвления трещин (Q = 3600–6800) средняя длина уменьшается до 3,81 м с одновременным ростом количества мелких вторичных трещин, формирующих густую замкнутую сетку разгара (рис. 4).

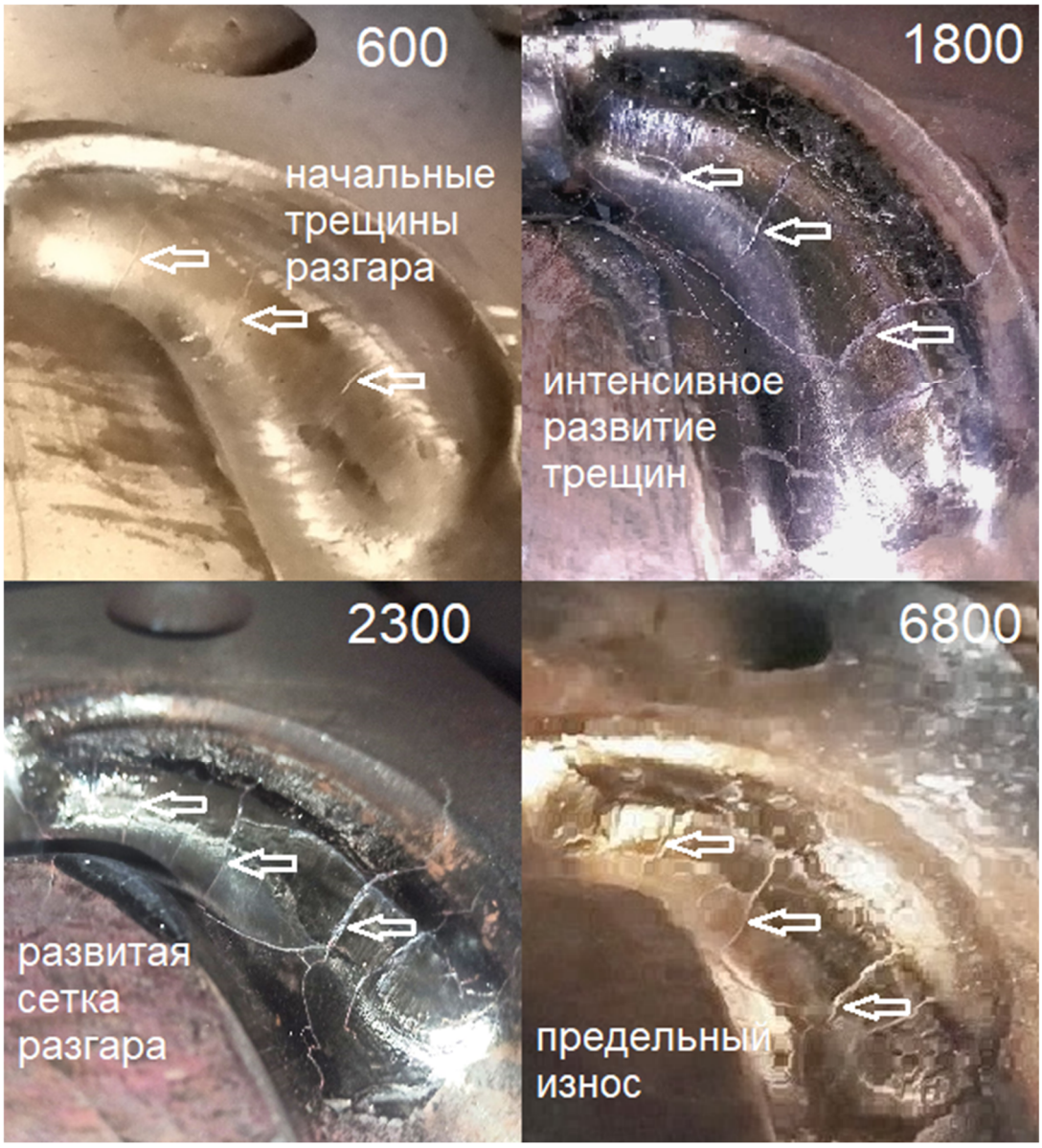


Рисунок 4 — Состояние рассматриваемого участка после 600, 1800, 2300, 6800 штамповок

Таблица 5

Количественный анализ состояния матриц за период стойкости

Q, шт	n, шт	$L_{сум}$, мм	$L_{ср}$, мм	$n_{уд}$, шт/мм^2	$l_{уд}$, мм/мм^2	W
300	3	8,5	2,83	0,006	0,017	0,057
600	6	22	3,67	0,012	0,044	0,139
1100	9	35	3,89	0,018	0,070	0,218
1400	11	44	4,00	0,022	0,088	0,273
1800	14	56	4,00	0,028	0,112	0,347
2300	18	75	4,17	0,036	0,150	0,461
3600	25	105	4,20	0,050	0,210	0,644
5400	34	135	3,97	0,068	0,270	0,837
6800	42	160	3,81	0,084	0,320	1,000

Примечание: площадь проекции рассматриваемого участка 500 мм^2.

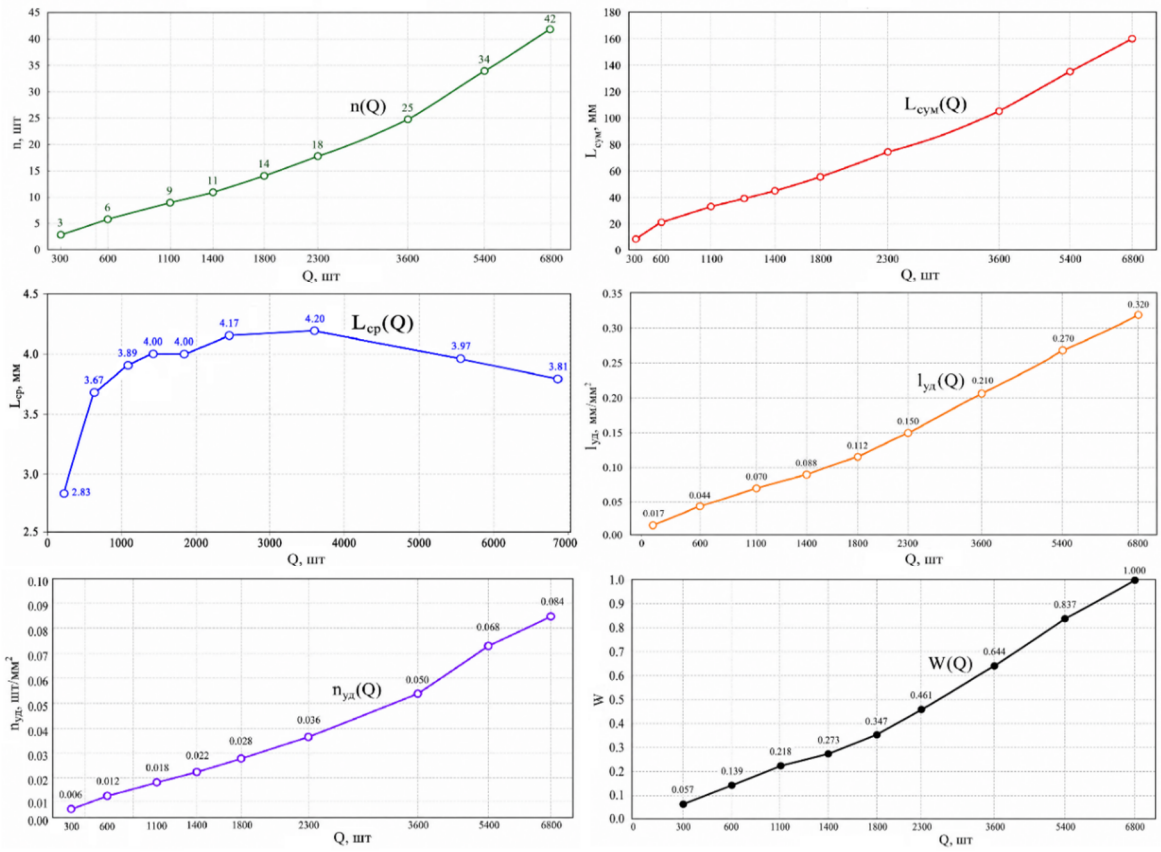


Рисунок 5 — Зависимости параметров трещинообразования от количества штамповок

Показатель W растет практически линейно во всём диапазоне. Переход в зону интенсивного (предкритического) износа происходит на рубеже 5000 штамповок. По итогам анализа зависимостей получены формулы (табл. 6) для прогнозирования состояния матриц по фотографиям выбранного участка.

Для рассматриваемого штампа расчетная стойкость по комплексному показателю W составляет 6275 штамповок. Для проверки полученных зависимостей с помощью нейросети были проанализированы фотографии идентичных матриц (рис. 6), восстановленных наплавкой электродами ОЗШ-3, с известным количеством штамповок.

Таблица 6

Формулы прогнозирования состояния матриц

Параметр	Прогнозная формула	R^2
Количество трещин	$n_{пр} = 0,00627Q - 0,56$	0,99
Суммарная длина проекций трещин	$L_{сум.пр} = 0,0241Q + 0,31$	0,99
Удельная длина проекций трещин, мм/мм^2	$l_{уд} = 0,0000482Q + 0,00062$	0,99
Комплексный показатель износа	$W_{пр} = 0,000153Q + 0,04$	0,99

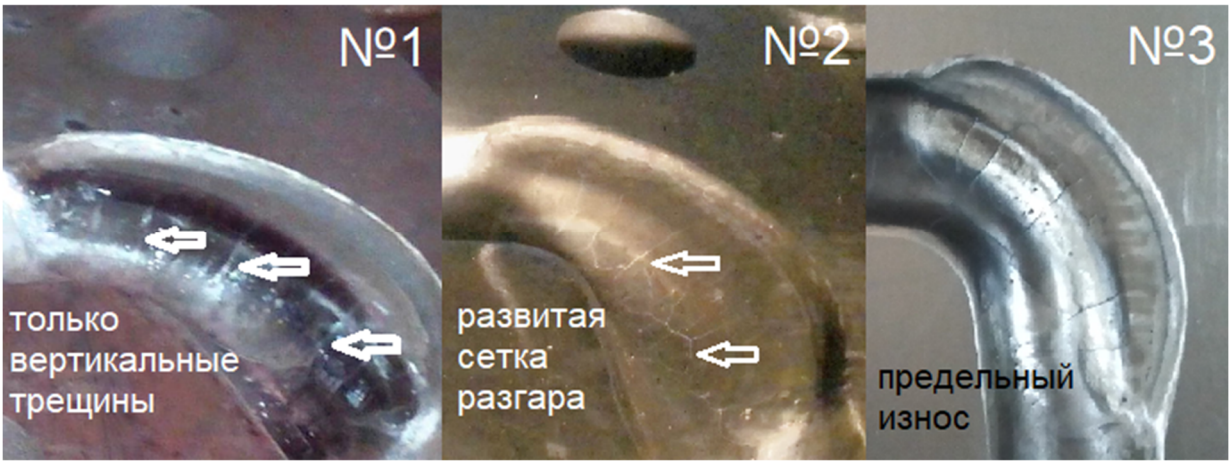


Рисунок 6 — Идентичные матрицы

Таблица 7

Сравнение расчетных и фактических показателей наработки

Параметр	Матрица № 1	Матрица № 2	Матрица № 3
Расчетная наработка $Q_{пр}$, шт.	~2100	~3800	~6400
Комплексный износ W	0,32	0,57	0,96
Фактическая наработка $Q_ф$, шт.	~2000	~4000	~7000
Разница, %	5 %	5 %	8,6 %

Результаты сравнения данных, представленные в таблице 7, свидетельствуют о высокой сходимости прогнозных значений наработки с фактическими.

Выводы:

1. Предложены параметры и алгоритм оценки состояния штампов горячей штамповки по фотографиям с помощью нейросети.

2. Предложена оценка состояния штампов по комплексному показателю износа.

3. Установленные математические зависимости для наработки проверены на практике, получена высокая сходимость расчетов с фактическими результатами.

4. Разработанная методика позволяет оперативно оценить состояние ручьев и динамику износа, прогнозировать стойкость, планировать ремонт и замену штампов. Анализ фотографий за период эксплуатации может быть полезным для определения технологических нарушений при штамповке, проблем с качеством термообработки и наплавки штампов.

5. Для проверки методики необходимы дополнительные наблюдения за динамикой трещинообразования различных штампов горячей штамповки. Выдвинутые предположения требуют проверки для штампов без наплавки из разных инстру-

ментальных сталей, а также восстановленных наплавкой разными марками электродов. Необходимо установить влияние отличий в структуре, твердости, балле зерна на полученные математические зависимости для одинаковых штампов.

Список источников

1. The failure mechanisms of hot forging dies / Z. Gronostajski [et al.] // Materials Science and Engineering A. 2016. Vol. 657. P. 147–160. DOI: 10.1016/j.msea.2016.01.030

2. Бартенев Д. В. Разработка наплавочного сплава и технологии упрочнения и ремонта штампов горячего деформирования : дис. ... канд. техн. наук. Курск, 2008. 138 с.

3. Residual stress in welded joints — formation, distribution and impact on fatigue life [Electronic resource] // Weldfab World : [website]. [2026]. URL: https://www.weldfabworld.com/residual-stress-in-welded-joints/ (date of treatment: 31.08.2026).

4. Бабинец А. А. Методика оценки термической стойкости многослойного наплавленного металла // Автоматическая сварка. 2015. № 10. С. 49–53. EDN UYRIKZ

5. Структурная неоднородность в зоне термического влияния при сварке (наплавке) / Б. И. Носовский, С. В. Гулаков, М. Б. Носовский, И. С. Псарёва // Вестник Приазовского государственного технического университета. 2006. № 16. С. 1–5.

6. Томило А. П. Температурный режим штампов горячей штамповки : автореф. дис. ... канд. техн. наук. Минск : БПИ, 1965. 16 с.

7. Петров А. Н. Петров П. А., Петров М. А. Теория обработки металлов давлением: штампы, износ и смазочные материалы : учебник для вузов. 2-е изд., испр. и доп. М. : Юрайт, 2025. 127 с.

© Братцев В. Г., Поданёва В. К., 2026
© Хлебников А. С., 2026

Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. МТ ДонГТУ Куберским С. В., директором ООО «Завод Прогресс 2000» Самгиным А. О.

Статья поступила в редакцию 05.08.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Братцев Виталий Геннадьевич, *зам. директора ИЦ СОМП, УПНИ*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия, e-mail: somp@dontu.ru

Поданёва Виктория Константиновна, *инженер ИЦ СОМП, УПНИ*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

Хлебников Алексей Славентьевич, *главный инженер*
Завод Прогресс 2000
г. Алчевск, Россия

Bratsev V. G., Podanyova V. K.** *(Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, *e-mail: somp@dontu.ru), Khlebnikov A. S.** *(Zavod Progress 2000, Alchevsk, Russia)*

APPLYING A NEURAL NETWORK TO ASSESS THE CONDITION OF HOT STAMPING DIES

The paper considers a method for assessing the condition of hot stamping dies and predicting their service life based on stamping lane photos analyzed by a neural network. The choice of fire cracking as the primary indicator for assessing die condition, monitoring crack formation and service life prediction is justified. The parameters for the quantitative assessment of thermocyclic cracks are proposed. Examples of how the method is used in practice are given.

Key words: *die, lane, crack, burn-back, thermocyclic, wear, overlay welding, assessment, condition, service life, photo, neural network, analysis, specific, average, length, surface area.*

References

1. Gronostajski Z. [et al.]. The failure mechanisms of hot forging dies. Materials Science and Engineering A. 2016. Vol. 657. Pp. 147–160. DOI: 10.1016/j.msea.2016.01.030

2. Bartenev D. V. Development of a surfacing alloy and technology for hardening and repairing hot deformation dies : thesis … PhD in Engineering [Razrabotka naplavochnogo splava i tekhnologii uprochneniya i remonta shtampov goryachego deformirovaniya : dis. ... kand. tekhn. nauk]. Kursk. 2008. 138 p.

3. Residual stress in welded joints — formation, distribution and impact on fatigue life. Weldfab World. 2026. URL: https://www.weldfabworld.com/residual-stress-in-welded-joints/ (date of treatment: 31.08.2026).

4. Babinets A. A. Methodology for assessing the thermal stability of multilayer deposited metal [Metodika ocenki termicheskoj stojkosti mnogoslojnogo naplavlennogo metalla]. Avtomaticheskaya Svarka. 2015. No. 10. Pp. 49–53. EDN UYRIKZ

5. Nosovskij B. I., Gulakov S. V., Nosovskij M. B., Psaryova I. S. Structural heterogeneity in the heat-affected zone during welding (surfacing) [Strukturnaya neodnorodnost' v zone termicheskogo vliyaniya pri svarke (naplavke)]. Vestnik Priazovskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. 2006. No. 16. Pp. 1–5.

6. Tomilo A. P. Temperature regime of hot stamping dies : synopsis of thesis… PhD in Engineering [Temperaturnyj rezhim shtampov goryachej shtampovki : avtoref. dis. ... kand.. tekhn. nauk]. Minsk : BPI. 1965. 16 p.

7. Petrov A. N. Petrov P. A., Petrov M. A. Theory of metal forming: dies, wear and lubricant s: a textbook for universities. 2nd ed., repr. and add. [Teoriya obrabotki metallov davleniem: shtampy, iznos i smazochnye materialy : uchebnik dlya vuzov. 2-e izd., ispr. i dop]. M. : Yurajt. 2025. 127 p.

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Bratsev Vitaly Gennadievich, *Deputy Director of the Engineering Center of "Machine-tool design provision of mechanical facilities", Advanced Research Projects Agency*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia, e-mail: somp@dontu.ru

Podanyova Viktoriya Konstantinovna, *Engineer of the Engineering Center of "Machine-tool design provision of mechanical facilities", Advanced Research Projects Agency*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

Khlebnikov Aleksey Slaventievich, *Chief Engineer*
Zavod Progress 2000,
Alchevsk, Russia

МЕТАЛЛУРГИЯ

УДК 669.162.262 EDN: SDEQUJ

Должиков В. В., *Лебедев В. А., Баринова Ю. Ю.
Донбасский государственный технический университет
**E-mail: lebedev_6082@mail.ru*

СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ КАЧЕСТВА КОКСА НА СОДЕРЖАНИЕ СЕРЫ В ЧУГУНЕ

Приведен статистический анализ изменения содержания серы в чугуне в зависимости от основных показателей качества доменного кокса за определенный технологический период. В результате проведенных исследований не выявлено существенного влияния качества кокса (прочность, истираемость, содержание серы) на содержание серы в чугуне, выпускаемом из доменной печи, что может быть связано с высокой инерционностью работы агрегата и его способностью к сглаживанию колебаний состава шихты и чугуна на определенном временном промежутке.

Ключевые слова: *чугун, качество кокса, содержание серы в чугуне.*

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Кокс является основным видом топлива и восстановителем железа в технологии выплавки чугуна в доменной печи [1, 2]. От уровня его качества во многом зависят как особенности протекания доменной плавки, так и характеристики получаемого чугуна. Одним из наиболее значимых показателей качества чугуна считается содержание серы, относящейся к числу вредных примесей и поступающей в чугун из кокса [1, 3].

Достижение высоких технико-экономических показателей работы доменной печи, включая производительность агрегата, снижение расхода кокса и других восстановителей, а также увеличение продолжительности кампании, в значительной мере определяется качеством используемого кокса [1, 4]. Особую роль при этом играют его физические и химические свойства. Требования к данным характеристикам обусловлены функциями, выполняемыми коксом в ходе доменного процесса.

Постановка задачи. Для эффективного управления технологическим процессом производства чугуна в доменных печах необходимо знать, как влияют качественные характеристики кокса на химический состав выплавляемого чугуна и в первую очередь на содержание серы в нем, являющейся основной вредной примесью.

Также необходимо учитывать, что современная технология выплавки чугуна всегда предусматривает корректировку технологического процесса в т. ч. для его десульфурации путем обеспечения требуемой основности шлака при изменении качества используемой шихты.

Объект исследования — технологический процесс производства чугуна в доменных печах.

Предмет исследования — механизм влияния характеристик качества кокса на содержание серы в чугуне.

Цель исследования: оценка связи между содержанием серы в чугуне и ключевыми показателями качества кокса в реальном технологическом процессе.

Задачи исследования:

– выявление статистически значимых связей между содержанием серы в чугуне и ключевыми показателями качества кокса;

– интерпретация полученных результатов и обоснование их причин с точки зрения технологии производственного процесса.

Методика исследования. Статистические расчеты взаимосвязей между характеристиками качества доменного кокса и выплавляемого чугуна с использованием производственных данных за конкретный календарный период.

Изложение материала. Оценка качества кокса осуществляется по комплексу

показателей, имеющих большое значение для доменного производства. К основным химическим характеристикам относятся содержание серы, а также зольность кокса, величина которой обратно связана с содержанием углерода.

В качестве механических характеристик рассматриваются показатель истираемости M10, а также показатели прочности M25 и M40, отражающие способность коксовых кусков сохранять целостность структуры под воздействием внешних нагрузок [1, 3].

Помимо перечисленных параметров, для характеристики качества кокса используют показатели реакционной способности (CRI) и прочности кокса после реакции (CSR), определяемые различными методами [5, 6]. Вместе с тем существующие способы оценки требуют дополнительного анализа с точки зрения их точности и достоверности. Основным недостатком большинства методик является невозможность одновременного моделирования воздействия высоких температур, окислительной атмосферы и механических нагрузок, характерных для реальных условий доменной плавки [3, 5].

Для выполнения статистического анализа был выбран период в 18 суток. Информация о содержании серы в чугуне и характеристиках кокса была получена на основании данных плавильных журналов доменной печи полезным объемом 1719 м^3.

Временные ряды изменения содержания серы в чугуне и отдельных характеристик кокса представлены на рисунках 1 и 2. Значения содержания серы в чугуне приведены с временным сдвигом относительно показателей кокса, что учитывает транспортное запаздывание процесса [4, 7, 8]. Величина транспортного запаздывания принималась равной 7 часам.

Временной ряд содержания серы в коксе (рис. 1) характеризуется нестационарностью. Во второй половине анализируемого периода (после 150–170 наблюдений) отмечается увеличение содержания серы с последующим снижением к завершению наблюдений. Среднее значение показателя возросло с 0,94 до 1,03 %, тогда как среднеквадратичное отклонение практически не изменилось и составило $s = 0{,}034$ %. Проверка по t-критерию показала статистическую значимость различий средних значений с вероятностью 99,75 % [7].

Одновременно временной ряд содержания серы в чугуне оставался практически неизменным. Средние значения показателя для соответствующих интервалов составили 0,021 и 0,024 % при сохранении среднеквадратичного отклонения на уровне $s = 0{,}008$ %.

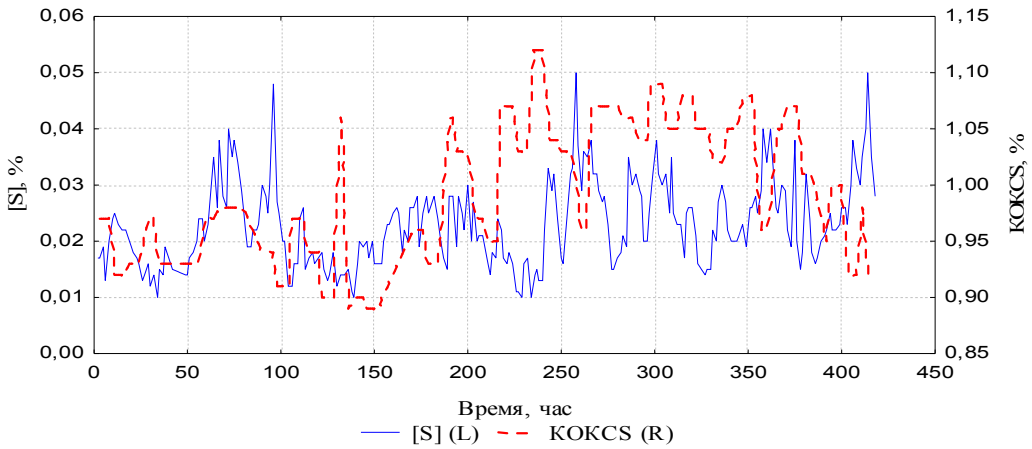


Рисунок 1 — Изменение содержания серы в чугуне [S] и коксе KOKCS во времени

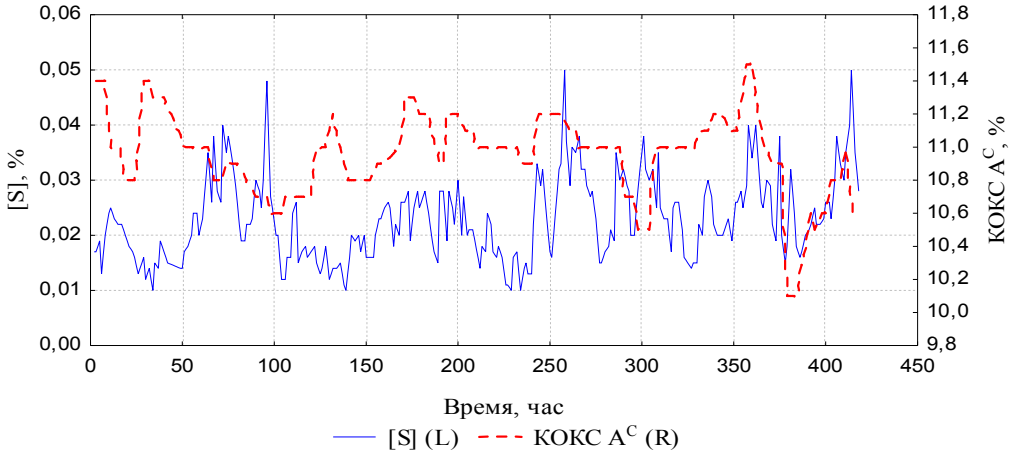


Рисунок 2 — Изменение содержания серы в чугуне [S] и золы в коксе КОКС A^C во времени

Из рисунка 2 следует, что временные ряды содержания серы в чугуне [S] и зольности кокса обладают свойством стационарности, что подтверждено результатами статистической проверки по методикам, приведенным в работах [7, 8].

Для оценки стационарности временного ряда содержания серы в чугуне [S] была построена автокорреляционная функция (рис. 3). Быстрое уменьшение ее со временем — признак стационарности ряда.

Полученные результаты свидетельствуют об отсутствии статистически значимой зависимости между содержанием серы в коксе и содержанием серы в чугуне по данной выборке.

Для объяснения данного факта могут быть предложены две версии:

– колебания содержания серы в коксе нивелируются значительной аккумулирующей способностью шлака в печи;

– прогнозируемые отклонения компенсируются соответствующими технологическими приемами, в частности повышением основности шлака [2, 4]. В исследуемом периоде кокс поступал в доменную печь из двух коксовых цехов, несколько отличающихся технологией.

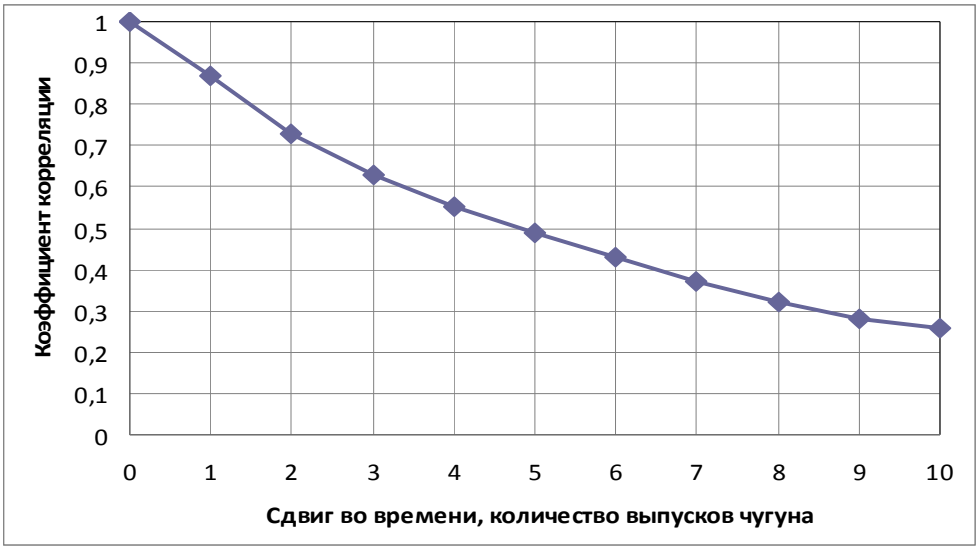


Рисунок 3 — Автокорреляционная функция изменения содержания серы в чугуне [S]

Проведенные статистические исследования позволили установить, что, из всех анализируемых показателей только показатель М10 является статистически чувствительным к используемым технологическим процессам.

С целью выявления статистических взаимосвязей между рассматриваемыми характеристиками качества кокса, а также содержания серы в чугуне рассчитаны парные коэффициенты корреляции по данным анализируемого периода. Результаты расчетов приведены в таблице.

Следует обратить внимание на статистически значимую связь показателя М10 с содержанием серы и золы в коксе. Это еще раз подтверждает сделанный выше вывод о представительности показателя М10 как характеристики качества кокса.

Таблица

Коэффициенты парной корреляции исследуемых характеристик (курсивом выделены значимые)

Переменные	Кокс М10	Кокс W	Кокс S	[S]	Кокс A^C
Кокс М10	1,00	–0,13	***0,24***	0,16	***0,34***
Кокс W	–0,13	1,00	–0,15	–0,02	***–0,20***
Кокс S	***0,24***	–0,15	1,00	0,10	0,06
[S]	0,16	–0,02	0,10	1,00	0,02
Кокс A^C	***0,34***	***–0,20***	0,06	0,02	1,00

Из данных таблицы следует, что ни одна из рассмотренных характеристик кокса не имеет статистически значимой связи с содержанием серы в чугуне.

В исследуемом периоде основность шлака была достаточно высокой (на уровне 1,20). Это определяет его высокую аккумулирующую способность по сере.

При анализе временных рядов изменения содержания серы в коксе и изменения основности шлака статистически значимой связи не было обнаружено. При средней основности шлака 1,21 в первом периоде (сера в коксе 0,94 %) повышение основности до 1,22 во втором периоде (сера в коксе 1,03 %) оказалось статистически незначимым. Следует отметить, что «… для выплавки одного и того же сорта чугуна, но в разных печах одного цеха, неизбежно требуются различные шлаковые режимы, что объясняется особенностями их дутьевого режима, объема, профиля, настылей, разгара кладки, состояния засыпного аппарата и т. д.» [1].

Выводы и направление дальнейших исследований. На основании полученных результатов можно сделать следующие выводы:

1. Проведенный статистический анализ, в рамках исследуемого интервала изменений качественных показателей доменного кокса, не выявил корреляции между уровнем серы в коксе и ее концентрацией в чугуне. Даже при возрастании содержания серы в коксе во второй половине анализируемого периода существенных изменений уровня серы в чугуне зафиксировано не было.

2. Не удалось установить статистически значимых связей между содержанием серы в чугуне и ключевыми показателями качества кокса, включая его сернистость, зольность, влажность, а также показателем истираемости М10.

3. Для показателя истираемости кокса М10 была обнаружена статистически значимая взаимосвязь с содержанием серы и золы в коксе.

4. Анализ временных рядов продемонстрировал, что динамика содержания серы в коксе носит нестационарный характер. В то же время ряд значений содержания серы в чугуне остается практически неизменным, демонстрируя стационарность.

5. Наиболее вероятным объяснением отсутствия выраженного влияния вариаций в качестве кокса на содержание серы в чугуне является относительно высокая основность шлака и инерционность показателей работы доменной печи при устойчивом технологическом режиме, что проявляется в способности к сглаживанию колебаний.

6. Результаты проведенного исследования указывают на необходимость учета совокупности технологических факторов

доменной плавки при оценке влияния качества кокса на химический состав чугуна. К таким факторам относятся основность шлака, температурный режим, расход восстановителей и газодинамические особенности процесса.

7. Практическая ценность данной работы заключается в подтверждении устойчивости доменного процесса к умеренным колебаниям показателей качества кокса. Сделанные выводы могут быть применены при анализе существующих технологических режимов и их последующей оптимизации.

В дальнейшем планируются аналогичные исследования параметров работы доменных печей различного объема.

Список источников

1. Металлургия чугуна : учебник для вузов / Е. Ф. Вегман и [др.] ; под ред. Ю. С. Юсфина. М. : Академкнига, 2004. 774 с. URL: https://djvu.online/file/LEzlVxZ2ioOiY.

2. Гилева Л. Ю., Каплун Л. И., Загайнов С. А. Металлургия чугуна : учебное пособие / под ред. С. А. Загайнова. Екатеринбург : Изд-во Уральского университета, 2021. 128 с. URL: https://www.iprbookshop.ru/books/161235/details.

3. Теплотехника доменного процесса / под общ. ред. Б. И. Китаева и Ю. Г. Ярошенко. М. : Металлургия, 1978. 248 с.

4. Доменное производство : справочник : в 2 т. / под ред. д-ра техн. наук, проф. Е. Ф. Вегмана. М. : Металлургия, 1989. Т. 1 : Подготовка руд и доменный процесс. 494 с.

5. ГОСТ Р 54250-2010 (ИСО 18894:2006). Кокс. Определение реакционной способности кокса (CRI) и прочности кокса после реакции (CSR). М. : Стандартинформ, 2011. 16 с.

6. ISO 18894:2018. Coke — Determination of coke reactivity index (CRI) and coke strength after reaction (CSR). Geneva : International Organization for Standardization, 2018. URL: https://www.iso.org/standard/72266.html.

7. Сеньченков В. И. Статистические методы обработки экспериментальных данных. СПб. : ГУАП, 2006. 243 с.

8. Максимова О. В. Математическая статистика и анализ данных : учебное пособие. М. : Издательский Дом МИСиС, 2023. 172 с. URL: https://www.iprbookshop.ru/books/137534/details.

© Должиков В. В., Лебедев В. А., Баринова Ю. Ю., 2026

Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. МТ ДонГТУ Куберским С. В., нач. патентного отдела ООО «ЮГМК» Великоцким Р. Е.

Статья поступила в редакцию 01.10.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Должиков Валерий Васильевич, *канд. техн. наук, доцент каф. металлургических технологий*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

Лебедев Владимир Александрович, *канд. техн. наук, доцент каф. металлургических технологий*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия, e-mail: lebedev_6082@mail.ru

Баринова Юлия Юрьевна, *студент каф. металлургических технологий*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

Dolzhikov V. V., *Lebedev V. A., Barinova Yu. Yu. *(Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, *e-mail: lebedev_6082@mail.ru)*

STATISTICAL ANALYSIS OF THE EFFECT OF COKE QUALITY ON SULFUR CONTENT IN PIG IRON

A statistical analysis of the variation of sulfur content in pig iron depending on the main quality indicators of blast furnace coke over a certain process period is presented. The studies found no significant effect of coke quality (strength, abrasion resistance, sulfur content) on the sulfur content in pig iron tapped from the blast furnace, which may be attributed to the high inertia of the unit's operation and its ability to smooth out fluctuations in burden and pig iron composition over a given period of time.

Key words: *pig iron, coke quality, sulfur content in pig iron.*

References

1. Vegman E. F. [et al.]. Pig iron metallurgy: a textbook for universities [Metallurgiya chuguna : uchebnik dlya vuzov]. Eds. Yusfina Yu. S. M. : Akademkniga. 2004. 774 p. URL: https://djvu.online/file/LEzlVxZ2ioOiY.

2. Gileva L. Yu., Kaplun L. I., Zagajnov S. A. Pig iron metallurgy: a study guide [Metallurgiya chuguna : uchebnoe posobie]. Eds. Zagajnov S. A. Ekaterinburg: Izd-vo Ural'skogo universiteta. 2021. 128 p. URL: https://www.iprbookshop.ru/books/161235/details.

3. Heat engineering of the blast furnace process [Teplotekhnika domennogo processa]. Endorsed by Kitaeva B. I. and Yaroshenko Yu. G. M. : Metallurgiya. 1978. 248 p.

4. Blast furnace production: handboo k: in 2 vol. [Domennoe proizvodstvo : spravochnik : v 2 t.]. Eds. Doctor in Engineering, Professor Vegman E. F. M. : Metallurgiya. 1989. Vol. 1 : Podgotovka rud i domennyj process. 494 p.

5. GOST R 54250-2010 (ISO 18894:2006). Coke. Determination of coke reactivity (CRI) and coke strength after reaction (CSR). [GOST R 54250-2010 (ISO 18894:2006). Koks. Opredelenie reakcionnoj sposobnosti koksa (CRI) i prochnosti koksa posle reakcii (CSR)]. M. : Standartinform. 2011. 16 p.

6. ISO 18894:2018. Coke — Determination of coke reactivity index (CRI) and coke strength after reaction (CSR). Geneva : International Organization for Standardization. 2018. URL: https://www.iso.org/standard/72266.html.

7. Sen'chenkov V. I. Statistical methods for processing experimental data [Statisticheskie metody obrabotki eksperimental'nyh dannyh]. SPb. : SUAI. 2006. 243 p.

8. Maksimova O. V. Mathematical statistics and data analysis: a study guide [Matematicheskaya statistika i analiz dannyh : uchebnoe posobie]. M. : Izdatel'skij Dom MISiS. 2023. 172 p. URL: https://www.iprbookshop.ru/books/137534/details.

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Dolzhikov Valeriy Vasilyevich, *PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Metallurgical Technologies*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

Lebedev Vladimir Aleksandrovich, *PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Metallurgical Technologies*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia, e-mail: lebedev_6082@mail.ru

Barinova Yulia Yurievna, *Student of the Department of Metallurgical Technologies*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

МАШИНОСТРОЕНИЕ

MECHANICAL ENGINEERING

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 669.18 EDN: TWEPNM

[1,*]Еронько С. П., [2]Петров П. А., [2]Проценко М. Ю., [2]Петров М. П.
[1]Донецкий национальный технический университет,
[2]Донбасский государственный технический университет
**E-mail: ersp52@mail.ru*

КОНСТРУКТИВНОЕ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ И РАСЧЕТ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМЫ МЕХАНИЗИРОВАННОЙ ЗАМЕНЫ ПОГРУЖНЫХ СТАКАНОВ НА СЛЯБОВОЙ МНЛЗ

Описаны конструктивные особенности усовершенствованной системы механизированной замены погружных стаканов, защищающих сталь от вторичного окисления на участке «промежуточный ковш — кристаллизатор» машины непрерывного литья слябовой заготовки. Приведены методики расчетов энергосиловых параметров ее структурных механизмов, а также рекомендации по практическому применению полученных данных при разработке новых отечественных систем быстрой смены защитных огнеупорных элементов, способных конкурировать с зарубежными аналогами, что будет способствовать решению задач принятой в стране программы импортозамещения.

Ключевые слова: *кристаллизатор, слябовая заготовка, погружной стакан, силовой механизм, гидроцилиндр, блок управления.*

Проблема и ее связь с научными и практическими задачами. При выполнении серийной разливки периодически требуется производить замену огнеупорного погружного стакана, который обеспечивает экранирование струи стали, истекающей из промежуточного ковша в кристаллизатор слябовой машины непрерывного литья заготовок, от кислорода окружающей воздушной среды [1, 2]. При этом важно выполнить эту замену за минимально возможный промежуток времени, что обусловлено стремлением предотвратить образование на поверхности отливаемой заготовки так называемых пережимов, вызванных даже кратковременным прекращением поступления жидкой стали в кристаллизатор [3, 4]. Для выполнения указанных условий за последнее десятилетие в практике непрерывной разливки стали нашли применение специальные гидравлические устройства, позволяющие осуществить замену отработанного погружного стакана за доли секунды. Однако две вспомогательные операции, связанные с подачей на приемные салазки закрепленного на днище промежуточного ковша разливочного устройства нового защитного огнеупорного элемента и уборки отработанного изделия, выполняют вручную. Это не только приводит к увеличению длительности операций, но и нарушает оптимальные траектории потоков жидкой стали в верхней части кристаллизатора одновременно находящимися в нем двумя погружными стаканами, что ухудшает условия формирования корочки слитка, и, кроме того, требует от обслуживающего персонала выполнять тяжелую работу [5, 6].

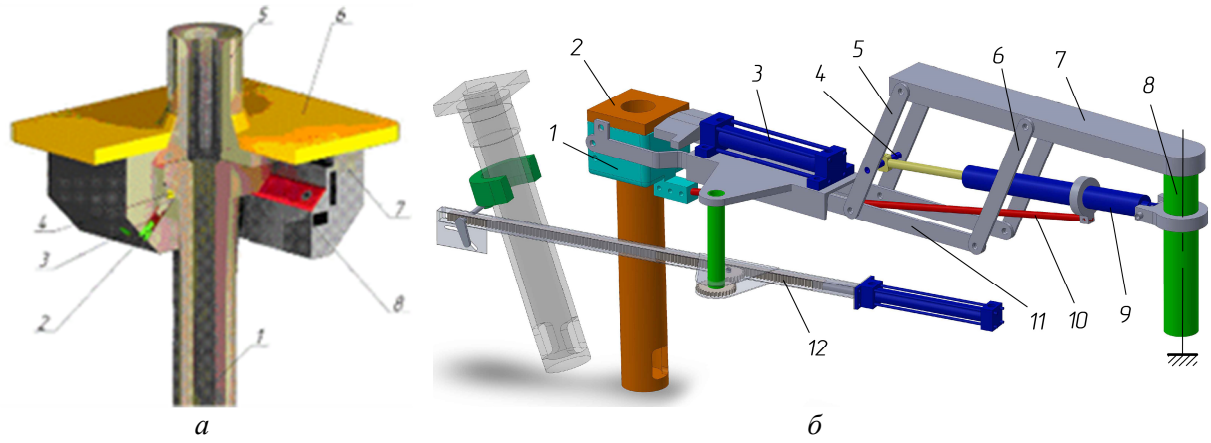
В связи с этим начаты изыскания путей устранения отмеченных недостатков, одним из которых следует признать создание комплексной разливочной системы, включающей устройство, выполняющее быстрое проталкивание сменного комплекта погружных стаканов, а также двух механизмов, осуществляющих в нужной последовательности подачу нового и уборку отработанного огнеупорных изделий [7, 8].

Успешное решение поставленной задачи требует, с учетом достоинств и недостатков известных аналогов, описанных в открытых литературных источниках [9–11], поиска новых идей, которые предусматривают комплексное применение нескольких

механизмов в одной системе, позволяющей выполнить быструю механизированную замену огнеупорного погружного стакана.

Цель работы — разработка нового отечественного варианта механизированной системы замены погружного стакана, предназначенной для защиты стали от вторичного окисления на участке между промежуточным ковшом и кристаллизатором при непрерывном литье слябовых заготовок крупными сериями.

Изложение материала и результатов исследования. В соответствии с действующим соглашением о научно-техническом сотрудничестве между кафедрами «Механическое оборудование заводов черной металлургии им. В. Я. Седуша» Донецкого национального технического университета и «Машины металлургического комплекса» Донбасского государственного технического университета в 2020 году начаты совместные исследования, направленные на разработку прогрессивных образцов оборудования для выполнения вспомогательных операций по обслуживанию МНЛЗ. На основе результатов ранее выполненных исследований и разработок в данной научно-технической области специалистами профильных кафедр разработана усовершенствованная конструкция системы, предназначенной для механизированной замены погружного стакана, входящего в конструкцию разливочного устройства промежуточного ковша. Конструктивное исполнение системы показано на рисунке 1, *а*, а ее 3D-модель приведена на рисунке 1, *б*.



а *б*

Рисунок 1 — Общий вид разливочного устройства промежуточного ковша (*а*) и модернизированная система для замены его погружного огнеупорного стакана (*б*)

Разливочное устройство (рис. 1, *а*) включает фланец *6*, несущий корпус *7* с продольными направляющими *8*, на которые опирается своей верхней частью погружной стакан *1*. Для прижатия стакана к базовой плите разливочного стакана *5* служат пружины *3*, опирающиеся своими нижними торцами на резьбовые пробки *2* и передающие усилие через элементы *4*.

Система быстрой механизированной замены погружного стакана (рис. 1, *б*) включает поворотную колонну *8* (установленную на специальной платформе или рычаге, закрепленном на раме тележки промковша), снабженную в верхней части консолью *7*, к которой шарнирно прикреплены с возможностью поворота две пары планок *5* и *6*, несущие на нижних своих концах две балки *11*. Эти балки в совокупности с консолью *7* и планками *5* и *6* образуют параллелограммный механизм. Сверху на передних концах балок *11* закреплена пластина, на которой находится горизонтально расположенный гидроцилиндр *3*, и вилка *1* на шарнирах, несущая сменный погружной стакан *2*. Вилка *1* посредством регулируе-

мой тяги *10* связана с корпусом гидроцилиндра *9*, шток которого шарнирно соединен с поперечиной *4*, связывающей в средней части две передние планки *5*. С целью расширения технических возможностей разработанной системы она была дополнена механизмом *12* удаления замененного погружного стакана из кристаллизатора без участия разливщика. Конструктивно механизм выполнен в виде несущей полой балки квадратного сечения с кронштейном, к заднему торцу которой посредством фланца присоединен гидроцилиндр. Последний приводит в движение размещенные внутри балки и последовательно связанные между собой реечную и кулачковую передачи. Их работа обеспечивает поворот балки в горизонтальной плоскости на заданный угол относительно манипулятора в сторону вытолкнутого отработанного стакана, захват изделия губками и его одновременное отклонение в вертикальной плоскости для вывода из полости кристаллизатора.

Для выполнения проектирования разработанной системы предварительно подготовили методики расчета энергосиловых параметров входящих в ее состав 3-х структурных механизмов, приводимых в действие гидроцилиндрами.

Расчетная схема механизма пространственного перемещения погружного стакана при его подаче на приемные салазки разливочного устройства промежуточного ковша представлена на рисунке 2.

В соответствии с представленной схемой силовой гидроцилиндр при работе преодолевает нагрузки, связанные с подъемом платформы, на которой размещен силовой гидроцилиндр механизма проталкивания погружных стаканов и закреплен кронштейн, удерживающий механизм уборки отработанного огнеупорного элемента. При этом максимальная нагрузка на гидравлический привод механизма будет в конечном положении.

Пренебрегая массой четырех структурных звеньев параллелограммного механизма, которые удерживают на весу две горизонтальные балки, несущие плиту с размещенным на ней гидроцилиндром для проталкивания погружных стаканов и прикрепленным к ней механизмом уборки отработанного стакана, а также поворотную скобу с новым погружным стаканом, составим уравнение моментов сил относительно центра О:

$$F_{\text{ц}} \cdot h = P_{\text{п}} \cdot h_{\text{п}} + P_{\text{ц}} \cdot h_{\text{ц}} + P_{\text{м}} \cdot h_{\text{м}} + P_{\text{пс}} \cdot h_{\text{пс}},$$

где $P_{\text{п}}$ — сила тяжести платформы;

$P_{\text{ц}}$ — сила тяжести гидроцилиндра для проталкивания погружных стаканов;

$P_{\text{м}}$ — сила тяжести механизма уборки отработанного погружного стакана;

$P_{\text{пс}}$ — сила тяжести погружного стакана.

Откуда сила, развиваемая гидроцилиндром подъема платформы,

$$F_{\text{ц}} = \left(P_{\text{п}} \cdot h_{\text{п}} + P_{\text{ц}} \cdot h_{\text{ц}} + P_{\text{м}} \cdot h_{\text{м}} + P_{\text{пс}} \cdot h_{\text{пс}} \right) / h .$$

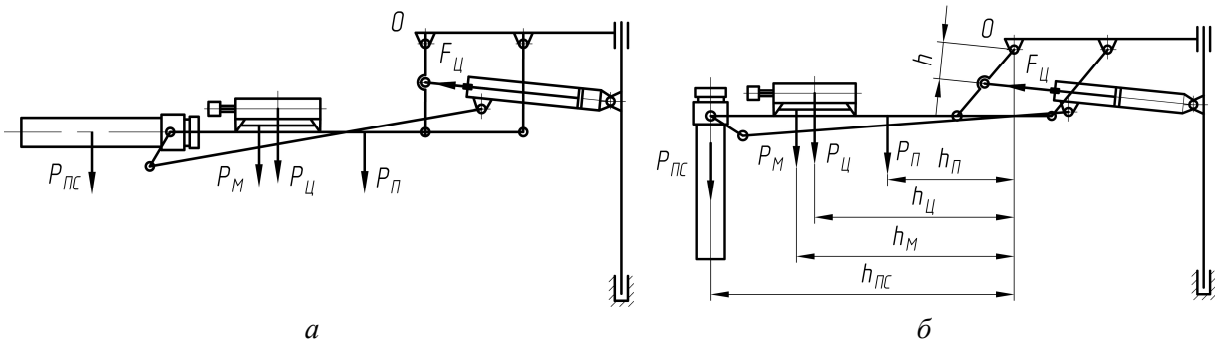


Рисунок 2 — Расчетная схема параллелограммного механизма, обеспечивающего подачу нового погружного стакана к разливочному устройству промежуточного ковша слябовой МНЛЗ в исходном (*а*) и конечном (*б*) положениях

На основании рассчитанного значения силы $F_ц$ подбирают основные характеристики приводного гидроцилиндра. После выбора рабочего давления p из стандартного ряда, создаваемого насосом маслостанции, рассчитывают требуемый диаметр поршня силового гидроцилиндра:

$$d_п = \sqrt{4 \cdot F_ц / (\pi \cdot p)}\,.$$

Расчет силовых параметров гидравлического привода механизма, осуществляющего проталкивание двух погружных стаканов, выполнен в соответствии с расчетной схемой, показанной на рисунке 3. На его элементы действуют статические и динамические нагрузки.

Согласно данным, приведенным в работах [9–12], статические силы сопротивления перемещению погружных огнеупорных стаканов связаны с трением в зонах контакта огнеупорных элементов разливочной системы и в опорном узле, образованном металлической обечайкой погружного стакана и прижимными штифтами. Дополнительная составляющая сопротивления возникает при смещении отработанного стакана и обусловлена необходимостью разрушения корки, образующейся на стенках сталевыпускного канала промежуточного ковша при серийной разливке стали, а также раскрытием губок вилки, сжимающих верхнюю часть сменного погружного стакана при его выталкивании на приемные направляющие. С учетом этого предварительно следует определить требуемую силу прижатия огнеупорных элементов, при которой исключается возможность прохода жидкой стали между их контактными поверхностями. К тому же значение данной силы потребуется для определения нагрузок, вызванных трением между контактными поверхностями элементов разливочной системы при их относительном перемещении.

Минимальное значение силы прижатия огнеупорных элементов определяется из выражения

$$F_{пр} = P_{пс} + P_{см} + F_{сопр} \cdot h / l_п + \\ + F_{ис} \cdot h_{ис} / l_п + F_{им} \cdot h_{им} / l_п,$$

где $P_{пс}$ — сила тяжести погружного стакана;

$P_{см}$ — вес столба жидкого металла, оказывающий давление на плиту погружного стакана со стороны промежуточного ковша;

$F_{сопр}$ — сила гидродинамического сопротивления, возникающая при перемещении стакана, часть которого погружена в расплавленный металл;

$F_{ис}$, $F_{им}$ — соответственно сила инерции, действующая на погружной стакан в начальный момент его перемещения при замене, и сила инерции расплавленного металла, находящегося во внутреннем канале погруженной части стакана;

$l_п$ — длина фланца погружного стакана.

h, $h_{ис}$, $h_{им}$ — соответственно расстояние от фланца погружного стакана до действия силы $F_{сопр}$, $F_{ис}$, $F_{им}$.

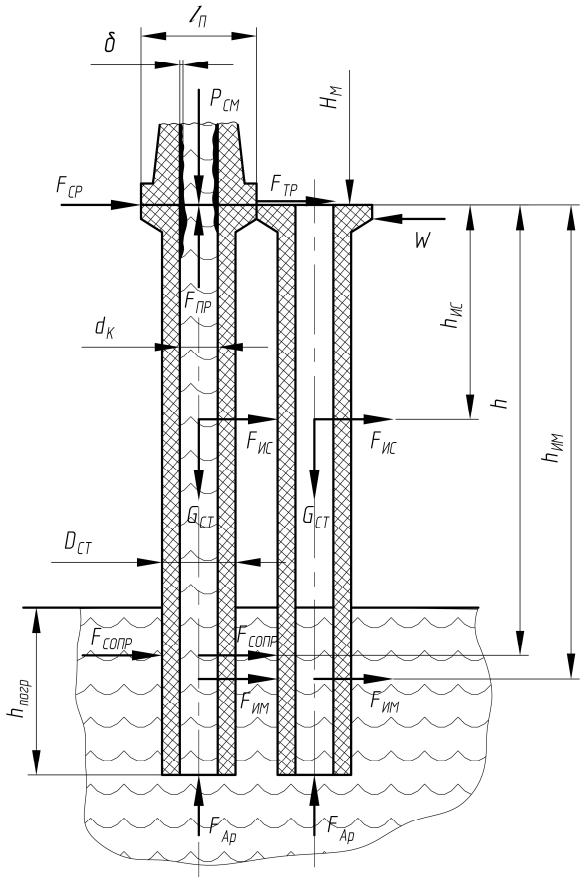


Рисунок 3 — Схема приложения сил, действующих на погружные стаканы во время их проталкивания в разливочном устройстве промежуточного ковша

Силу, обусловленную весом столба жидкой стали, вычисляют по следующей зависимости:

$$P_{\text{см}} = \rho_{\text{с}} g H_{\text{м}} \cdot \pi d_{\text{к}}{}^2 / 4,$$

где $\rho_{\text{с}}$ — плотность жидкой стали;

g — ускорение свободного падения;

$H_{\text{м}}$ — глубина расположения фланца погружного стакана под уровнем расплава в промежуточном ковше;

$d_{\text{к}}$ — диаметр сталевыпускного канала.

Усилие, обусловленное фронтальным сопротивлением участка погружного стакана, погруженного в расплавленный металл, в процессе его перемещения:

$$F_{\text{сопр}} = c \cdot \frac{\rho_{\text{с}} \cdot S_{\text{ст}}}{2} \cdot v_0^2,$$

где c = 0,4 — коэффициент лобового сопротивления;

$S_{\text{ст}}$ — площадь максимального поперечного сечения стакана в плоскости, перпендикулярной направлению движения;

v_0 — скорость перемещения стакана в расплаве стали.

Параметр $S_{\text{ст}}$ представляет собой площадь сечения погружного стакана, на которую воздействует динамический напор жидкой стали:

$$S_{\text{ст}} = h_{\text{погр}} \cdot D_{\text{ст}},$$

где $h_{\text{погр}}$ — высота части погружного стакана, погруженная в жидкий металл;

$D_{\text{ст}}$ — наружный диаметр погружного стакана.

Скорость перемещения погружного стакана относительно металла в кристаллизаторе при треугольной циклограмме движения:

$$v_0 = 2 \cdot l_{\text{п}} / t_{\text{З}},$$

где $t_{\text{з}}$ — время, за которое осуществляют замену погружного стакана.

Силы инерции погружного стакана $F_{\text{ис}}$ и жидкого металла $F_{\text{им}}$, находящегося внутри канала погруженной части данного стакана:

$$F_{\text{ис}} = m_{\text{ст}} \cdot a_{\text{ст}};$$

$$F_{\text{им}} = m_{\text{м}} \cdot a_{\text{м}}.$$

Здесь $m_{\text{ст}}$ и $m_{\text{м}}$ — соответственно масса погружного стакана и металла, находящегося в заглубленной части его канала, $a_{\text{ст}} = a_{\text{м}}$ — ускорение стакана, развиваемое приводом при его замене:

$$a_{\text{ст}} = v_0 / t_{\text{р}},$$

где $t_{\text{р}}$ — время разгона стакана, $t_{\text{р}} = 0{,}5 \cdot t_{\text{з}}$.

Зная силу прижатия огнеупорных изделий разливочной системы, можно определить суммарную силу трения $F_{\text{тр}} = F_{\text{тр1}} + F_{\text{тр2}} + F_{\text{тр3}}$ между контактными поверхностями элементов системы при их относительном перемещении.

Сила трения, возникающая между контактирующими рабочими поверхностями керамических элементов разливочного устройства:

$$F_{\text{тр1}} = \mu_{\text{п}} \cdot (F_{\text{пр}} + F_{\text{Ар}}),$$

где $\mu_{\text{п}}$ — коэффициент трения скольжения между контактными поверхностями огнеупорных элементов;

$F_{\text{Ар}}$ — сила Архимеда, действующая на погружной стакан.

Сила трения между металлическими поверхностями в опорном узле разливочного устройства:

$$F_{\text{тр2}} = \mu_{\text{с}} \cdot F_{\text{пр}},$$

где $\mu_{\text{с}}$ — коэффициент трения скольжения между контактными металлическими поверхностями.

Сила трения, возникающая между контактирующими поверхностями металлических элементов приемных салазок и обечайки сменного погружного стакана:

$$F_{\text{тр3}} = \mu_{\text{с}} \cdot (G_{\text{ст}} - F_{\text{Ар}}),$$

где $G_{\text{ст}}$ — вес погружного стакана.

Усилие разрушения настыли, образующейся на внутренней поверхности сталевыпускного канала промежуточного ковша МНЛЗ:

$$F_{\text{ср}} = k_1 \cdot \sigma_{\text{в}} \cdot S_{\text{ср}},$$

где k_1 — коэффициент, равный отношению максимального сопротивления срезу к

пределу прочности материала образующейся корки;

$\sigma_в$ — предел прочности стали при заданной температуре;

$S_{ср}$ — площадь поперечного сечения срезаемой корки:

$$S_{ср} = \pi \cdot (d_к \cdot \delta - \delta^2),$$

где $d_к$ — диаметр канала погружного стакана;

δ — толщина образующейся затвердевшей металлической корки.

Значения параметров, входящих в приведенные выше уравнения, при выполнении расчетов допускается принимать следующим образом: $\mu_п = 0{,}3–0{,}7$; $\mu_с = 0{,}15–0{,}18$; $k_1 = 0{,}7–0{,}8$; $\sigma_в = 50–60$ МПа; $\delta = 5–8$ мм.

В результате суммарное сопротивление перемещению W погружного стакана при его замене может быть представлено в виде

$$W = F_{ср} + F_{тр} + 2F_{сопр} + 2F_{ис} + 2F_{им}.$$

Параметры приводного гидроцилиндра устанавливают на основе расчетного значения силы W. После выбора рабочего давления p из стандартного ряда, создаваемого насосом маслостанции, определяют необходимый диаметр поршня силового гидроцилиндра:

$$d_п = \sqrt{4 \cdot W / (\pi \cdot p)}.$$

Расчет энергосиловых параметров привода механизма уборки отработанного огнеупорного изделия выполняется с учетом значений действующей технологической нагрузки. Определение указанной нагрузки выполним с использованием расчетной схемы, приведенной на рисунке 4.

При составлении расчетной схемы учитывали то обстоятельство, что для снижения нагрузки на привод рассматриваемого механизма во время отвода заменяемого погружного стакана его захват должен осуществляться в зоне расположения центра тяжести самого огнеупорного изделия с целью исключения появления крутящего момента, который вызовет дополнительную силу, действующую со стороны копира на ролик поворотного рычага. В таком случае суммарная нагрузка на привод механизма будет складываться из сил сопротивления, вызванных трением скольжения двух ползунов, закрепленных на концах зубчатой рейки, и действующей на нее силы, требуемой для поворота всего механизма в горизонтальной плоскости относительно удерживающей его стойки, которая с помощью кронштейна жестко связана с горизонтальной пластиной параллелограммного механизма манипулятора. При расчете рассматриваем положение механизма, когда его подвижная часть начинает перемещение относительно несущей полой балки с отработанным погружным стаканом, зажатым губками схвата манипулятора.

Суммарная сила сопротивления перемещению подвижной части механизма

$$F_с = F_{тр1} + F_{тр2} + F_{зр},$$

где $F_{тр1}$ — сила трения скольжения между поверхностями переднего ползуна и несущей полой балки;

$F_{тр2}$ — сила трения скольжения между поверхностями заднего ползуна и несущей полой балки;

$F_{зр}$ — сила сопротивления перемещению зубчатой рейки, вызванная действием момента сопротивления повороту несущей полой балки относительно удерживающей ее стойки.

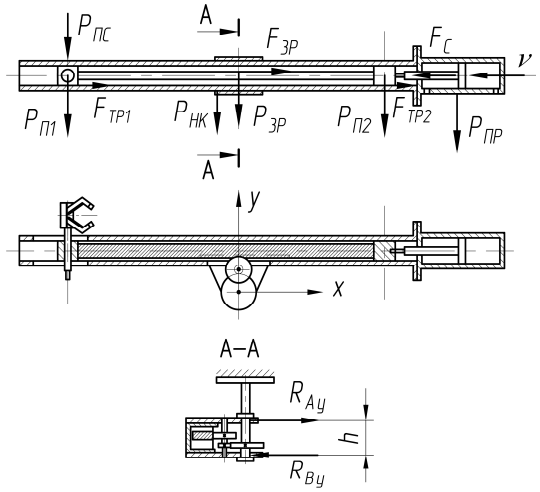


Рисунок 4 — Расчетная схема для определения нагрузки, преодолеваемой приводом механизма уборки отработанного погружного стакана

Сумма сил трения скольжения:

$$F_{тр1} + F_{тр2} = \left(P_{п1} + P_{пс} + P_{зр} + P_{п2}\right)\mu,$$

где $P_{п1}$ — суммарная сила тяжести переднего ползуна и связанного с ним схвата;

$P_{пс}$ — сила тяжести погружного стакана, удерживаемого схватом;

$P_{зр}$ — сила тяжести зубчатой рейки;

$P_{п2}$ — сила тяжести заднего ползуна;

μ — коэффициент трения скольжения между контактными поверхностями ползунов и полой несущей балкой.

Для определения силы сопротивления перемещению зубчатой рейки $F_{зр}$, вызванной действием момента сопротивления повороту несущей полой балки относительно удерживающей ее стойки, рассмотрим схему этого узла, приведенную на разрезе А–А рисунка 4.

В горизонтально расположенных подшипниках скольжения двух щек, между которыми закреплена несущая консоль, действуют моменты сопротивления повороту щек относительно стойки. Суммарное значение указанных моментов составит

$$M_{с} = \left(R_{А} + R_{В}\right)\mu \cdot d_{ц} / 2,$$

где $R_{А}$ и $R_{В}$ — силы реакций подшипниковых опор;

$d_{ц}$ — диаметр цапфы подшипника.

С целью определения опорных реакций составим систему уравнений равновесия для моментов сил, действующих на систему уборки отработанного погружного стакана в двух ортогональных плоскостях, проходящих через оси X и Y.

Сумма моментов относительно оси У:

$$P_{пс}x_{пс} + P_{нк}x_{нк} + P_{п1}x_{п1} + P_{зр}x_{зр} - \\ -P_{п2}x_{п2} - P_{пр}x_{пр} = R_{Ax}h,$$

где $P_{нк}$ — сила тяжести несущей консоли;

$P_{пр}$ — сила тяжести привода;

$x_{пс}$, $x_{нк}$, $x_{п1}$, $x_{зр}$, $x_{п2}$, $x_{пр}$ — плечо действия соответствующей силы относительно оси У.

Откуда

$$R_{Ax} = R_{Bx} = (P_{пс}x_{пс} + P_{нк}x_{нк} + P_{п1}x_{п1} + \\ +P_{зр}x_{зр} - P_{п2}x_{п2} - P_{пр}x_{пр}) / h.$$

Сумма моментов относительно оси X:

$$P_{пс}y_{пс} + P_{нк}y_{нк} + P_{п1}y_{п1} + P_{зр}y_{зр} + \\ +P_{п2}y_{п2} + P_{пр}y_{пр} = R_{Ay}h,$$

где $y_{пс}$, $y_{нк}$, $y_{п1}$, $y_{зр}$, $y_{п2}$, $y_{пр}$ — плечо действия соответствующей силы относительно оси X.

Откуда

$$R_{Ay} = R_{By} = (P_{пс}y_{пс} + P_{нк}y_{нк} + P_{п1}y_{п1} + \\ +P_{зр}y_{зр} + P_{п2}y_{п2} + P_{пр}y_{пр}) / h.$$

Тогда

$$R_{А} = \sqrt{R_{Ax}^2 + R_{Ay}^2} \text{ и } R_{В} = \sqrt{R_{Bx}^2 + R_{By}^2}.$$

Сила сопротивления перемещению зубчатой рейки $F_{зр}$, вызванная действием момента сопротивления повороту несущей полой балки относительно стойки, определяется из выражения

$$F_{зр} = M_{С} / (i_{зп} \cdot r_{зк}),$$

где $i_{зп}$ — передаточное число зубчатой пары;

$r_{зк}$ — радиус делительной окружности зубчатого колеса, находящегося в зацеплении с зубчатой рейкой.

Полученное значение суммарной силы сопротивления перемещению подвижной части механизма $F_{с}$ позволяет рассчитать параметры гидравлического привода, непосредственно перемещающего зубчатую рейку, например, диаметр поршня силового гидроцилиндра определяется выражением

$$d_{п} = \sqrt{4 \cdot F_{с} / \left(\pi \cdot p\right)}.$$

Приведенные методики расчета были использованы при проектировании опытного образца разработанной системы механизированной замены погружного стакана [13].

Выводы и направления дальнейших исследований. С учетом того что в разработанной системе каждая из трех операций выполняется в строгой последовательности с помощью отдельных гидравлических механизмов, целесообразно управление ее

функционированием осуществлять в автоматическом режиме, что упростит работу обслуживающего персонала. Поэтому в ближайшее время с привлечением специалистов соответствующего профиля будет разработан блок автоматического управления, которым планируется укомплектовать опытно-промышленный образец предложенной системы.

Список источников

1. Куклев А. В., Лейтес А. В. Практика непрерывной разливки стали. М. : Металлургиздат, 2011. 432 с. EDN QNCXMX

2. Смирнов А. Н., Куберский С. В., Штепан Е. В. Непрерывная разливка стали. Донецк : ДонНТУ, 2011. 482 с.

3. Вдовин К. Н., Точилкин В. В., Ячиков И. М. Непрерывная разливка стали. Гидромеханика машин непрерывного литья заготовок. Магнитогорск : Изд-во Магнитогорск. гос. техн. ун-та, 2014. 348 с. EDN TSQULF

4. Валуев Д. В., Гизатулин Р. А. Непрерывная разливка стали и сплавов : учебное пособие. Томск : Изд-во Томского политехн. ун-та, 2014. 406 с.

5. Шахов С. И., Шахов Д. С. Модернизация машин непрерывного литья стали с целью повышения качества готовой продукции // Черная металлургия: бюллетень научно-технической и экономической информации. 2018. № 10 (1426). С. 50–61. EDN YMQXZB

6. Столяров А. М., Селиванов В. Н. Непрерывная разливка стали. Машины непрерывного литья заготовок : учебное пособие. Москва ; Вологда : Инфра-Инженерия, 2020. 192 с. EDN YMHHXL

7. Проектные особенности и ввод в эксплуатацию высокопроизводительной двухручьевой слябовой МНЛЗ на заводе фирмы COSIPA / Д. Гузела [и др.] // Металлургическое производство и технология. 2005. № 1. С. 22–27.

8. Смирнов А. Н., Несвет В. В. Опыт непрерывной разливки стали длинными сериями на многоручьевой МНЛЗ // Сталь. 2002. № 8. С. 36–39.

9. Еронько С. П., Ткачев М. Ю., Ошовская Е. В. Гидравлическое моделирование процесса смены погружных стаканов на слябовой МНЛЗ // Электрометаллургия. 2016. № 10. С. 15–22. EDN WWCYEZ

10. Еронько С. П., Сотников А. Л., Ткачев М. Ю. Совершенствование системы быстрой смены погружных стаканов для серийной разливки стали на слябовых МНЛЗ // Металлургические процессы и оборудование. 2012. № 3 (29). С. 26–38. EDN PCXTQT

11. Еронько С. П., Ошовская Е. В., Ткачев М. Ю. Исследование и совершенствование системы быстрой смены погружных стаканов промежуточного ковша слябовой МНЛЗ // Известия вузов. Черная металлургия. 2016. № 1. С. 49–56. DOI: 10.17073/0368-0797-2016-1-49-56 EDN VQZZEN

12. Расчет и конструирование системы быстрой замены погружных стаканов при непрерывной разливке стали / С. П. Еронько, А. Л. Сотников, М. Ю. Ткачев, В. А. Чеченев // Металл и литье Украины. 2011. № 12. С. 36–44. EDN YDNTDZ

13. Использование компьютерного и физического моделирования при разработке систем быстрой смены погружных стаканов / С. П. Еронько, М. Ю. Ткачев, В. Ф. Борисенко, А. И. Землянский // Черная металлургия: бюл. ин-та «Черметинформация». 2016. № 2. С. 38–44. EDN VXBXKB

© Еронько С. П., 2026
© Петров П. А., Проценко М. Ю., Петров М. П., 2026

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. ТМИК ЛГУ им. В. Даля Витренко В. А., к.т.н., доц., зав. каф. ММК ДонГТУ Денисовой Н. А.

Статья поступила в редакцию 20.07.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Еронько Сергей Петрович, *д-р техн. наук, профессор каф. механического оборудования заводов черной металлургии им. В. Я. Седуша*
Донецкий национальный технический университет,
г. Донецк, Россия, e-mail: ersp52@mail.ru

Петров Павел Александрович, *канд. техн. наук, доцент каф. машин металлургического комплекса*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

Проценко Михаил Юрьевич, *канд. техн. наук, доцент, начальник управления перспективных научных исследований*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

Петров Максим Павлович, *аспирант, каф. машин металлургического комплекса*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

Eron'ko S. P. *(Donetsk National Technical University, Donetsk, Russia, e-mail: ersp52@mail.ru)***, Petrov P. A., Protsenko M. Yu., Petrov M. P.** *(Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia)*

DESIGN IMPROVEMENT AND CALCULATION OF THE POWER AND FORCE PARAMETERS OF THE MECHANIZED SUBMERGED NOZZLES REPLACEMENT SYSTEM AT A SLAB CCM

The design features of the improved mechanized submerged nozzles replacement system, which protects steel from secondary oxidation at the intermediate ladle — crystallizer of the slab continuous casting machine, are described. The paper presents methods for calculating the power-force parameters of its structural mechanisms, as well as recommendations for the practical application of the obtained data in the development of new domestic systems for the rapid replacement of protective refractory elements capable of competing with foreign analogues — which will help to address the objectives of the country's import substitution programme.

Key words: *crystallizer, slab blank, submerged nozzle, power mechanism, hydraulic cylinder, control block.*

References

1. Kuklev A. V., Lejtes A. V. Continuous steel casting practice [Praktika nepreryvnoj razlivki stali]. M. : Metallurgizdat. 2011. 432 p. EDN QNCXMX

2. Smirnov A. N., Kuberskii S. V., Shtepan E. V. Continuous steel casting [Nepreryvnaya razlivka stali]. Donetsk : DonNTU. 2011. 482 p.

3. Vdovin K. N., Tochilkin V. V., Yachikov I. M. Continuous steel casting. Hydromechanics of continuous casting machines [Nepreryvnaya razlivka stali. Gidromekhanika mashin nepreryvnogo lit'ya zagotovok]. Magnitogorsk : Izd. Magnitogorsk. gos. tekhn. un-ta. 2014. 348 p. EDN TSQULF

4. Valuev D. V., Gizatulin R. A. Continuous steel casting and alloys : a training manual [Nepreryvnaya razlivka stali i splavov : uchebnoe posobie]. Tomsk : Izd. Tomskogo politekhn. un-ta. 2014. 406 p.

5. Shakhov S. I., Shakhov D. S. Modernization of continuous steel casting machines to improve the quality of finished products [Modernizaciya mashin nepreryvnogo lit'ya stali s cel'yu povysheniya kachestva gotovoj produkcii]. Ferrous metallurgy. Bulletin of scientific, technical and economic information. 2018. No. 10 (1426). Pp. 50–61. EDN YMQXZB

6. Stolyarov A. M., Selivanov V. N. Continuous steel casting. Continuous casting machines : a training manual [Nepreryvnaya razlivka stali. Mashiny nepreryvnogo lit'ya zagotovok : uchebnoe posobie]. Moscow ; Vologda : Infra-Inzheneriya. 2020. 192 p. EDN YMHHXL

7. Guzela D. [et al.]. Design features and putting into operation the high-performance double-strand slab CCM at the COSIPA plant [Proektnye osobennosti i vvod v ekspluataciyu vysokoproizvoditel'noj dvuhruch'evoj slyabovoj MNLZ na zavode firmy COSIPA]. Metallurgical Plant and Technology. 2005. No. 1. Pp. 22–27.

8. Smirnov A. N., Nesvet V. V. Experience of continuous steel casting in long series on a multi-strand continuous casting machine [Opyt nepreryvnoj razlivki stali dlinnymi seriyami na mnogoruch'evoj MNLZ]. Stal'. 2002. No. 8. Pp. 36–39.

9. Eron'ko S. P., Tkachev M. Yu., Oshovskaya E. V. Hydraulic modeling of the submerged nozzle change process on a slab continuous casting machine [Gidravlicheskoe modelirovanie processa smeny pogruzhnyh stakanov na slyabovoj MNLZ]. Elektrometallurgiya. 2016. No. 10. Pp. 15–22. EDN WWCYEZ

10. Eron'ko S. P., Sotnikov A. L., Tkachev M. Yu. Improving the quick-change system for submerged nozzles for serial steel casting on slab continuous casting machines [Sovershenstvovanie sistemy bystroj smeny pogruzhnyh stakanov dlya serijnoj razlivki stali na slyabovyh MNLZ]. Metallurgical processes and equipment. 2012. No. 3 (29). Pp. 26–38. EDN PCXTQT

11. Eron'ko S. P., Oshovskaya E. V., Tkachev M. Yu. Research and improvement of the system for quick change of submerged nozzles of the intermediate ladle of a slab continuous casting machine [Issledovanie i sovershenstvovanie sistemy bystroj smeny pogruzhnyh stakanov promezhutochnogo kovsha slyabovoj MNLZ]. Izvestiya. Ferrous Metallurgy. 2016. No. 1. Pp. 49–56. DOI: 10.17073/0368-0797-2016-1-49-56 EDN VQZZEN

*12. Eron'ko S. P., Sotnikov A. L., Tkachev M. Yu., Chechenev V. A. Calculation and design of a system for quick replacement of submersed nozzles in continuous stee*l *casting [Raschet i konstruirovanie sistemy bystroj zameny pogruzhnyh stakanov pri nepreryvnoj razlivke stali]. Metal and Casting of Ukraine. 2011. No. 12. Pp. 36–44. EDN YDNTDZ*

13. Eron'ko S. P., Tkachev M. Yu., Borisenko V. F., Zemlyanskij A. I. Using computer and physical modeling in the development of quick-change systems for submerged nozzles [*Ispol'zovanie komp'yuternogo i fizicheskogo modelirovaniya pri razrabotke sistem bystroj smeny pogruzhnyh stakanov]. Chernaya metallurgiya: byul. in-ta «Chermetinformaciya». 2016. No. 2. Pp. 38–44. EDN VXBXKB*

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Eron'ko Sergey Petrovich, *Doctor of Technical Sciences, Professor of the Department of Mechanical Equipment of Ferrous Metallurgy Plants named after prof. Sedush V. Ya.*
Donetsk National Technical University,
Donetsk, Russia, e-mail: ersp52@mail.ru

Petrov Pavel Aleksandrovich, *PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Metallurgical Complex Machines*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

Protsenko Mikhail Yuriyevich, *PhD in Engineering, Assistant Professor, Head of the Advanced Scientific Research Department*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

Petrov Maxim Pavlovich, *Postgraduate of the Department of Metallurgical Complex Machines*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 621.867.72 EDN: FRDXTF

[1]Бабанин А. Я., [2,]*Кикош Т. А., [1]Спажук В. В.
[1]Южное отделение ГНЦ ФГУП «ЦНИИчермет им. И. П. Бардина»,
[2]Донецкий национальный технический университет
**E-mail: kikoshtaras@mail.ru*

ОПТИМАЛЬНЫЙ РАДИУС ПОВОРОТА ТРУБОПРОВОДА ШЛАМОВОЙ МАГИСТРАЛИ С УСЛОВНЫМ ПРОХОДНЫМ СЕЧЕНИЕМ 150 ММ

В статье рассматривается вопрос оптимизации конструкции шламовой транспортной системы (ШТС), в частности её составной части — шламовой магистрали, конструкционные особенности которой определяют производительность всей ШТС и затраты на её эксплуатацию. К особенностям конструкции шламовой магистрали следует отнести её значительную длину и сложную траекторию в связи с особенностями местного рельефа, включающую повороты трубопровода на определенный угол как в горизонтальной, так и в вертикальной плоскости.

В работе выполнен анализ нормативных требований, гидродинамики потока и факторов износа, на основании чего обоснован выбор минимального радиуса поворота, обеспечивающего баланс между технической надежностью и экономической эффективностью. На основе анализа действующих нормативных документов установлено минимальное значение радиуса (не менее 5DN). С использованием эмпирических зависимостей выполнен численный расчет гидравлических потерь в отводах с различными радиусами кривизны. Показано, что увеличение радиуса поворота до (10–15)DN позволяет снизить коэффициент местного сопротивления и существенно уменьшить интенсивность гидроабразивного износа внутренней стенки отвода.

Ключевые слова: *шламовая магистраль, радиус поворота, гидравлические потери, критическая скорость потока, гидроабразивный износ, металлургическое предприятие.*

Введение. В настоящее время на металлургических и горно-обогатительных предприятиях для перемещения образующихся шламов на значительные расстояния (от шламоприемника до шламотстойника) широко применяются шламовые трубопроводные системы (ШТС). Такие системы включают в себя насосные станции, оборудованные насосами соответствующей мощности, а также запорную арматуру. Шламовая магистраль состоит из трубопровода соответствующего диаметра, зачастую имеющего значительную протяженность (10 и более километров), а также сложную траекторию в связи с особенностями местного рельефа. Поэтому транспортируемая в трубопроводе шламовая смесь в процессе движения меняет направление как в горизонтальной, так и в вертикальной плоскости в соответствии с углом поворота трубопровода. Изменение направления движения шламовой смеси существенно влияет на структуру потока, которая определяет гидродинамические параметры и снижает производительность транспортной системы.

Кроме того, структура потока и его скорость движения в значительной мере влияют на абразивный износ трубопровода и запорной арматуры. Исследования оптимального радиуса поворота трубопровода шламовой магистрали с условным проходным сечением 150 мм являются актуальной задачей для оптимизации работы существующих ШТС и проектирования новых. В настоящей работе выполнены гидравлические расчеты коэффициента местного сопротивления отвода 90º для трубопровода условным диаметром 150 мм и на их основе предложены рекомендации по выбору оптимального радиуса изгиба, обеспечивающего баланс между скоростью потока (гидравлической эффективностью) и ресурсом работы шламовой магистрали.

Гидродинамика потока и расчет местных гидравлических потерь. При движении потока шламовой смеси в пря-

мом трубопроводе основную роль играют потери на трение по длине. Однако в местах изменения направления движения возникают гидравлические сопротивления, обусловленные действием центробежных сил [1]. Коэффициент местного сопротивления ζ, который показывает, во сколько раз потери давления (напора) больше динамического давления потока, для труб круглого сечения с плавным поворотом на угол 90º при переходном режиме движения жидкости может быть определен по эмпирической формуле, приведенной в справочной литературе [2]:

$$\zeta = 0{,}02 \cdot (100\lambda)^{2{,}5} + 0{,}106 \cdot (d/R)^{2{,}5}, \quad (1)$$

где d — внутренний диаметр трубопровода, м; R — радиус поворота отвода, м; $\lambda = 0{,}028$ — гидравлический коэффициент трения [2].

Гидравлический расчет для внутреннего диаметра трубопровода DN = 150 мм. Выполним расчет потерь давления на местном сопротивлении для отвода с углом поворота 90º при следующих исходных данных: условный проход DN = 150 мм, наружный диаметр по ГОСТ 10704-91 [3] принимаем 159 мм при толщине стенки $s = 4{,}5$ мм. Тогда внутренний диаметр $d_{вн} = 159 – 2 \cdot 4{,}5 = 150$ мм $\approx 0{,}15$ м.

Принимаем скорость движения гидросмеси $v = 1$ м/с (минимальная рекомендуемая скорость для шламовых смесей); плотность гидросмеси $\rho_{см} = 1400$ кг/м^3.

Рассмотрим четыре варианта радиуса поворота отвода R [4, 5]:

1. $R_1 = 2{,}5 \cdot DN = 375$ мм $\approx 0{,}375$ м.

2. $R_2 = 5 \cdot DN = 750$ мм $\approx 0{,}75$ м (минимально допустимый).

3. $R_3 = 10 \cdot DN = 1500$ мм $\approx 1{,}5$ м (рекомендуемый промежуточный).

4. $R_4 = 15 \cdot DN = 2250$ мм $\approx 2{,}25$ м (наибольший из рекомендуемых).

Коэффициенты местного сопротивления:

$$\zeta_1 = 0{,}02 \cdot (100 \cdot 0{,}028)^{2{,}5} + 0{,}106 \cdot (0{,}15/0{,}375)^{2{,}5} = 0{,}273,$$

$$\zeta_2 = 0{,}02 \cdot (100 \cdot 0{,}028)^{2{,}5} + 0{,}106 \cdot (0{,}15/0{,}750)^{2{,}5} = 0{,}264,$$

$$\zeta_3 = 0{,}02 \cdot (100 \cdot 0{,}028)^{2{,}5} + 0{,}106 \cdot (0{,}15/1{,}5)^{2{,}5} = 0{,}262,$$

$$\zeta_4 = 0{,}02 \cdot (100 \cdot 0{,}028)^{2{,}5} + 0{,}106 \cdot (0{,}15/2{,}25)^{2{,}5} = 0{,}262.$$

Можно заметить, что коэффициенты местного сопротивления после увеличения радиуса поворота свыше 5DN уменьшаются незначительно.

Потери напора на местном сопротивлении определяем по формуле Дарси — Вейсбаха [2]:

$$\Delta p = \zeta \cdot (\rho_{см} \cdot v^2)/2. \quad (2)$$

Результаты расчетов сведены в таблицу 1.

Абсолютное снижение потерь при переходе от минимально допустимого радиуса ($R = 750$ мм) к оптимальному ($R = 2250$ мм) составляет всего около 1,4 Па (менее 0,8 %). Однако это ни в коем случае не означает незначимость увеличения радиуса: при $R/d \geq 5$ формула дает очень близкие значения ζ. Ключевое преимущество увеличения радиуса поворота кроется не в снижении гидравлического сопротивления (которое при $R/d \geq 5$ уже близко к минимальному), а в существенном уменьшении гидроабразивного износа наружной стенки отвода за счет плавного изменения направления движения твердых частиц.

Таблица 1

Результаты гидравлического расчета отвода 90º (DN = 150)

Радиус R, мм	Отношение радиуса поворота трубопровода к внутреннему диаметру трубопровода, R/d	Коэффициент местного сопротивления, ζ	Потери напора Δp, Па
375	2,5	0,273	191,1
750	5	0,264	184,8
1500	10	0,262	183,6
2250	15	0,262	183,4

Влияние радиуса поворота на абразивный износ. Применительно к шламовым магистралям помимо гидравлической эффективности ключевое значение имеет проблема гидроабразивного износа. Движущиеся в потоке твердые частицы с высокой скоростью ударяются о стенки трубопровода, вызывая их постепенное истирание. Интенсивность износа зависит от концентрации, формы, твердости частиц, а также от характера их взаимодействия со стенкой.

На поворотных участках траектория движения частиц изменяет направление, и они под действием центробежной силы концентрируются у внешней стенки поворота. При малом радиусе изгиба ($R/d < 5$) траектория резко меняет направление, что увеличивает количество «косых ударов» о стенку и ускоряет эрозионное разрушение. Увеличение радиуса поворота способствует плавному изменению траектории частиц, снижая концентрацию напряжений и уменьшая темпы износа.

Для изучения гидродинамической структуры потоков и исследования зон, подверженных наибольшему абразивному износу, проведено моделирование потока (рис. 1–4).

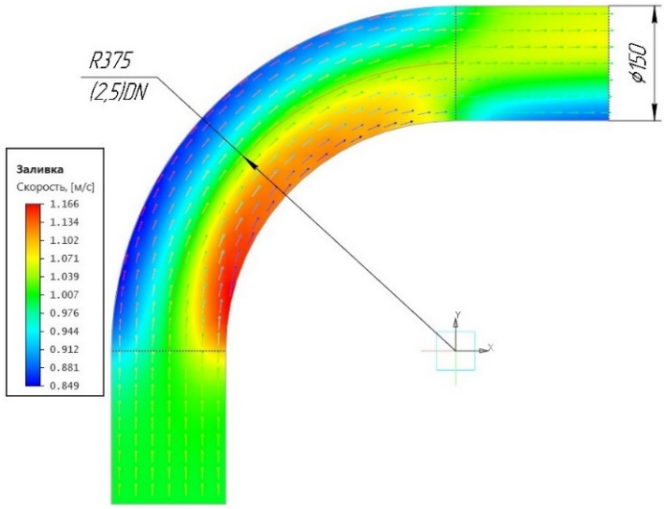


Рисунок 1 — Гидродинамическая структура потока шламовой смеси DN = 150 мм, R = 375 мм

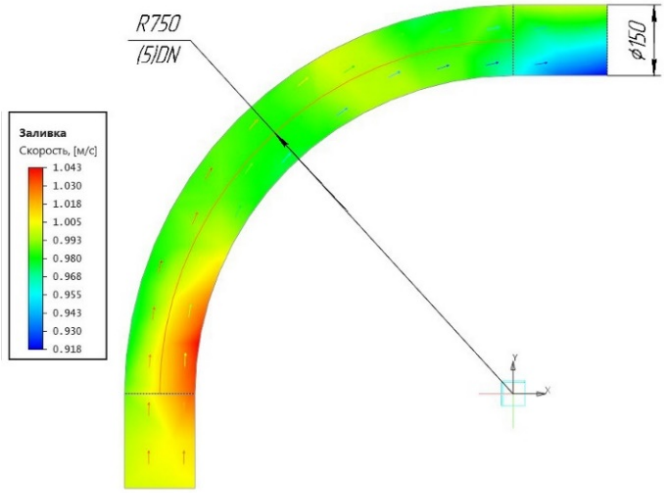


Рисунок 2 — Гидродинамическая структура потока шламовой смеси DN = 150 мм, R = 750 мм

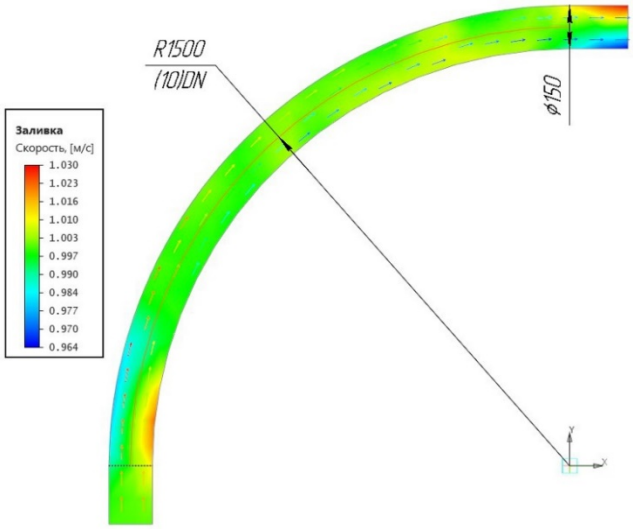


Рисунок 3 — Гидродинамическая структура потока шламовой смеси DN = 150 мм, R = 1500 мм

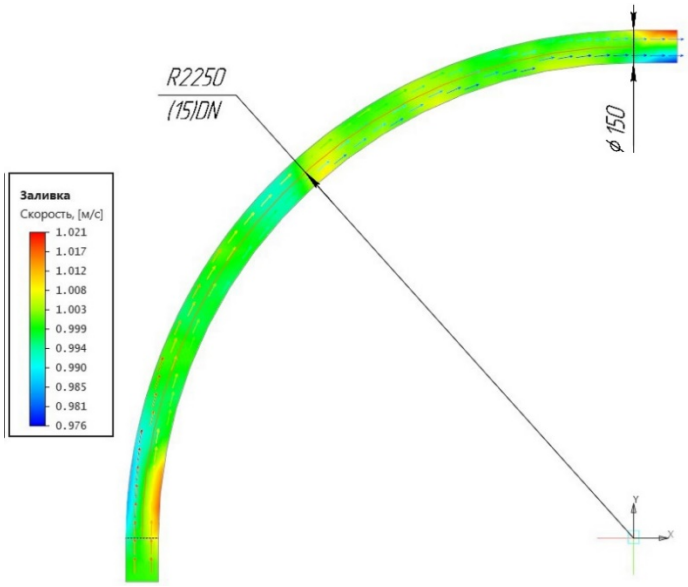


Рисунок 4 — Гидродинамическая структура потока шламовой смеси DN = 150 мм, R = 2250 мм

На рисунке 1 видно, что минимальный радиус 2,5DN приводит к более резкой перестройке потока. Разность скоростей возле внутренней и наружной стенок трубопровода достигает величины 0,317 м/с. Такая неравномерность ускоряет гидроабразивный износ и увеличивает гидравлические потери. Увеличение радиуса до 5DN (рис. 2) заметно выравнивает поле скоростей, разность сокращается примерно до 0,125 м/с. Радиусы 10DN (рис. 3) и 15DN (рис. 4) обеспечивают близкое к оптимальному распределение скоростей. При 10DN разность составляет около 0,066 м/с, а при 15DN — не более 0,045 м/с. Профиль скорости приближается к симметричному, характерному для прямого участка трубопровода. Данные исследования гидродинамической структуры потока сведены в таблицу 2.

По нормативным документам (ГОСТ Р 55990-2014 и СП 284.1325800.2016) минимальный радиус изгиба трубопровода должен составлять не менее 5DN [4, 6].

Таблица 2

Данные исследования гидродинамической структуры потока

Радиус *R*, мм	Отношение радиуса поворота трубопровода к внутреннему диаметру трубопровода *R/d*	Средняя скорость потока, м/с	Минимальная скорость потока, м/с	Максимальная скорость потока, м/с	Разность скоростей потока Δ, м/с
375	2,5	1	0,849	1,166	0,317
750	5		0,918	1,043	0,125
1500	10		0,964	1,030	0,066
2250	15		0,976	1,021	0,045

Сравнительный анализ показывает, что оптимальное значение радиуса для шламовой магистрали находится в диапазоне 10–15DN. Для рассматриваемого диаметра это: $R_{opt} \approx 1500$ мм или 2250 мм. При таком радиусе минимизируются гидравлические потери и интенсивность износа, что дает максимальный ресурс трубопровода при разумных капитальных затратах.

Заключение. Установлено, что применительно к работе шламовых транспортных систем в условиях металлургических предприятий для шламовой магистрали с условным проходом 150 мм оптимальный радиус поворота трубопровода составляет 1500–2250 мм (10–15 внутреннего диаметра трубопровода).

Это позволяет:

– обеспечить минимальный коэффициент местного сопротивления и наименьшие гидравлические потери;

– снизить гидроабразивный износ наружной стенки поворотного участка и тем самым продлить ресурс трубопровода;

– избежать аварийных простоев производства, связанных с повреждением отводов.

Можно выделить, что гидродинамическая структура потока шламовой смеси со средней скоростью потока 1 м/с не будет претерпевать серьезных отличий при изменении проходного сечения трубопровода, как в большую, так и в меньшую сторону.

При проектировании новых и реконструкции действующих шламовых магистралей целесообразно учитывать результаты данных исследований для выработки оптимальной геометрии трассы с целью обеспечения высокой надежности и производительности всей шламовой транспортной системы.

Список источников

1. Мозговой А. Ю. Сборник задач по гидравлике : учеб. пособие. Красноярск : Сиб. федер. ун-т, 2012. 92 с.

2. Справочник по гидравлике / В. А. Большаков [и др.] ; под ред. В. А. Большакова. 2-е изд., перераб. и доп. К. : Высшая школа, 1984. 343 с.

3. ГОСТ 10704-91. Трубы стальные электросварные прямошовные. Сортамент. М. : Изд-во стандартов, 1991. 8 с.

4. ГОСТ Р 55990-2014. Месторождения нефтяные и газонефтяные. Промысловые трубопроводы. Нормы проектирования. М. : Стандартинформ, 2014. 120 с.

5. СП 36.13330.2012. Магистральные трубопроводы : актуализированная редакция СНиП 2.05.06-85. М. : Стандартинформ, 2013. 102 с.*

6. СП 284.1325800.2016. Трубопроводы промысловые для нефти и газа. М. : Стандартинформ, 2017. 84 с.

© Бабанин А. Я., Спажук В. В., 2026
© Кикош Т. А., 2026

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. МОЗЧМ ДонНТУ Еронько С. П., к.т.н., доц., зав. каф. ММК ДонГТУ Денисовой Н. А.

Статья поступила в редакцию 15.09.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Бабанин Анатолий Яковлевич, *д-р. техн. наук, директор научного центра черной металлургии*
Южное отделение ГНЦ ФГУП «ЦНИИчермет им. И. П. Бардина»
г. Донецк, Россия

Кикош Тарас Андреевич, *аспирант каф. механического оборудования заводов черной металлургии*
Донецкий национальный технический университет
г. Донецк, Россия, e-mail: kikoshtaras@mail.ru

Спажук Валерий Витальевич, *директор*
Южное отделение ГНЦ ФГУП «ЦНИИчермет им. И. П. Бардина»
г. Донецк, Россия

Babanin A. Ya. *(South Branch of the SSC FSUE "TSNIIchermet named after I. P. Bardin", Donetsk, Russia)*, **Kikosh T. A.** *(Donetsk National Technical University, Donetsk, Russia, e-mail: kikoshtaras@mail.ru)*, **Spazhuk V. V.** *(South Branch of the SSC FSUE "TSNIIchermet named after I. P. Bardin", Donetsk, Russia)*

OPTIMAL RADIUS OF TURNING THE SLURRY TRUNK PIPELINE WITH A NOMINAL FLOW SECTION OF 150 MM

The article addresses the optimization of the design of a slurry transport system (STS), specifically its component — the slurry trunk, the design features of which determine the performance of the entire STS and its operating costs. The design feature of the slurry trunk is characterized by its significant length and complex routing due to local topography, which includes pipeline bends at specific angles in both the horizontal and vertical planes.

This study analyzes regulatory requirements, flow hydrodynamics and wear factors, on the basis of which the choice of the minimum turning radius that ensures a balance between technical reliability and economic efficiency is justified. Based on an analysis of current regulatory documents, a minimum radius value (at least 5DN) has been determined. Using the empirical correlations, a numerical calculation of hydraulic losses in bends with various radii of curvature was performed. It is shown that increasing the bend radius to (10–15) DN allows to reduce the local resistance coefficient and significantly decrease the intensity of hydro-abrasive wear on the inner wall of the bend.

Key words: *slurry trunk, radius of turning, hydraulic losses, critical flow velocity, hydroabrasive wear, iron and steel works.*

References

1. Mozgovoy A. Yu. Collection of problems in hydraulics : a study guide [Sbornik zadach po gidravlike : ucheb. posobie]. Krasnoyarsk : SibFU. 2012. 92 p.

2. Bol'shakov V. A. [et al.]. Hydraulics handbook [Spravochnik po gidravlike]. Eds. Bol'shakov V. A. 2nd ed. repr. and add. K : Vysshaya shkola. 1984. 343 p.

2. GOST 10704-91. Electrically welded steel line-weld tubes. Range [GOST 10704-91. Truby stal'nye elektrosvarnye pryamoshovnye. Sortament]. M. : Izd-vo standartov. 1991.8 p.

3. GOST P 55990-2014. Oil and gas-oil fields. Field pipelines. Design codes [GOST R 55990-2014. Mestorozhdeniya neftyanye i gazoneftyanye. Promyslovye truboprovody. Normy proektirovaniya]. M. : Standartinform. 2014. 120 p.

4. SP 36.13330.2012. Pipelines: updated version of SNiP 2.05.06-85 [SP 36.13330.2012. Magistral'nye truboprovody : aktualizirovannaya redakciya SNiP 2.05.06-85*]. M. : Standartinform. 2013. 102 p.*

5. SP 284.1325800.2016. Field pipelines for oil and gas [SP 284.1325800.2016. Truboprovody promyslovye dlya nefti i gaza]. M. : Standartinform. 2017. 84 p.

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

***Babanin Anatoly Yakovlevich*,** *Doctor of Technical Sciences, Associate Professor, Director of the Ferrous Metallurgy Research Centre*
South Branch of the SSC FSUE "TSNIIchermet named after I. P. Bardin",
Donetsk, Russia

***Kikosh Taras Andreevich,** Postgraduate student of the Department of Mechanical Equipment of Ferrous Metallurgy Plants*
Donetsk National Technical University,
Donetsk, Russia, e-mail: kikoshtaras@mail.ru

***Spazhuk Valery Vitalievich,** Director*
South Branch of the SSC FSUE "TSNIIchermet named after I. P. Bardin",
Donetsk, Russia

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 621.941.08 EDN: FUCNXZ

Деркачёв С. В., Сидоров В. А., Лавшонок А. В.
Донецкий национальный технический университет
**E-mail: sergey_derkachev@mail.ru*

ПОКАЗАТЕЛИ ВИБРАЦИИ ПРИ НЕИСПРАВНОСТЯХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ЧАСТИ СТАНКОВ С ЧПУ

В статье рассмотрены возможности вибрационного контроля для диагностирования подшипниковых узлов станков с ЧПУ. Представлены результаты спектрального анализа, визуального осмотра и динамической балансировки оснастки, позволившие снизить виброскорость до 0,2 мм/с. Обоснована необходимость комплексного подхода к оценке технического состояния металлорежущего оборудования.

Ключевые слова: *шпиндель, станок с ЧПУ, подшипники, диагностирование, вибрация, спектральный анализ, динамическая балансировка, техническое состояние.*

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Для металлорежущих станков показатели вибрации отражали качество процесса резания в выбранном технологическом диапазоне и состояние механической части станка. Жесткие массивные корпуса, относительно низкие частоты вращения классических токарных и фрезерных станков позволяли минимизировать влияние вибрации на качество обрабатываемого изделия. Появление станков с ЧПУ во многом изменило подходы к техническому обслуживанию и оценке состояния, появлению и устранению неисправностей механической части. Следует отметить более жесткие требования к уровню вибрационных показателей станков с ЧПУ и необходимость своевременного выявления первых признаков проявления неисправностей. Полученные результаты при диагностировании технического состояния некоторых станков с ЧПУ, последовательность постановки диагноза и устранения повышенной вибрации рассматриваются в данной статье.

Вопросы вибрационного контроля станков с ЧПУ составляют основное содержание многочисленных исследований, отражающих попытки использовать полученные данные в технологическом процессе. В работе [1] исследованы способы компенсации вариабельности процесса резания посредством аккумулирования статистики износа режущего инструмента. В качестве косвенного параметра при этом используется уровень вибрации технологической системы, коррелирующий с динамикой износа инструмента. Рассмотренный подход получил развитее в работе [2], результаты которой показывают, что поведение максимальной мощности спектра сигнала вибрации не является случайным, а закономерно изменяется в соответствии со стадиями износа режущего инструмента. Для решения задачи повышения точности прогнозирования стойкости режущего инструмента, авторы [3] предлагают конструкцию устройства измерения вибрации путем измерения вибрации оправки инструмента. В статье [4] приведены результаты исследования амплитудно-частотных характеристик обрабатывающих центров, основанных на согласованном измерении вибрации и частоты вращения шпинделя станка. Система защиты обрабатывающих центров от динамических нагрузок, реализующая мониторинг состояния технологического оборудования по параметрам вибрации и силы, действующей на шпиндель, представлена в работе [5].

В работе [6] предложена математическая модель, которая позволяет преобразовать сигналы вибродатчиков в колебательные перемещения по обобщенным коор-

динатам, а также представлена визуализация трехмерной модели обрабатывающего центра, базирующаяся на временной реализации вибрационного сигнала.

Методы борьбы с вибрацией на многоцелевых сверлильно-фрезерно-расточных станках с ЧПУ стали основным содержанием работы [7]. Результатом работы [8] стали границы частотного диапазона для разных способов закрепления датчиков обрабатывающего центра, определены резонансные частоты конструкций соединений. В статье [9] представлены и обобщены результаты исследований в области контроля вибраций, моделирования систем, систематизированы перспективные направления исследований гашения вибраций станков с ЧПУ.

Результаты исследования износа инструмента и качества поверхности при высокоскоростной обработке сплава Ti6Al4V приведены в работе [10]. В статье [11] утверждается, что правильный выбор параметров резания и угла наклона режущего инструмента позволяет снизить удельную энергию резания при высокоскоростной обработке алюминиевого сплава. Результаты исследования и разработки системы мониторинга и сбора данных для станков с ЧПУ в интеллектуальном производстве представлены в статье [12]. Тема активного контроля вибрации фрезерного станка с ЧПУ стала основной в работе [13]. Объединение вопросов резки металла, вибрации станка с ЧПУ выполнено в работе [14]. Моделирование статического и динамического поведения большого токарного станка большой мощности при номинальных нагрузках приведено в статье [15]. Исследование механики и предварительной обработки вибрационных сигналов для станка с ЧПУ приведено в [16]. О раннем обнаружении износа конструкций обрабатывающего центра с ЧПУ с использованием анализа вибрации и преобразования Фурье для профилактического обслуживания рассказывается в работе [17]. Необходимость одновременного отслеживания и подавления вибрации на основе привода в системах подачи станков с ЧПУ стало основной целью исследований статьи [18]. Проведенный краткий литературный обзор подтверждает актуальность выбранной темы и расширяет объем проведенных исследований данными вибрационных проявлений некоторых неисправностей в механической части станка с ЧПУ.

Постановка задачи. Современные металлорежущие станки с числовым программным управлением (ЧПУ) предъявляют повышенные требования к уровню вибрационных показателей, которые напрямую влияют на качество обработки, точность позиционирования и долговечность механических узлов (шпиндельных узлов, подшипниковых опор, редукторов). В отличие от классических станков жесткие корпуса и высокие рабочие частоты вращения станков с ЧПУ делают их более чувствительными к вибрациям, вызванным дисбалансом, износом подшипников, нарушением посадок или накоплением продуктов окисления в смазке. Существующие стандарты (например, ГОСТ Р ИСО 20816-1-2021) задают общие допустимые уровни вибрации для роторных машин, но не учитывают специфику станков с ЧПУ, где даже небольшие вибрационные отклонения могут приводить к браку деталей, преждевременному отказу инструмента и дорогостоящим ремонтам. Литературный обзор показывает, что большинство исследований сосредоточено либо на диагностировании износа инструмента по вибрации, либо на моделировании динамики станков, однако комплексный подход к выявлению, локализации и устранению причин повышенной вибрации непосредственно в механической части станка с ЧПУ с использованием органолептических, спектральных и термометрических методов проработан недостаточно. Поэтому требуется системное исследование, позволяющее на основе вибрационного контроля и последующего визуального подтверждения дефектов разработать практические рекомендации по

диагностике и устранению вибрационных неисправностей у станков с ЧПУ.

В связи с этим ***целью*** настоящей работы явились разработка и обоснование подхода к диагностированию технического состояния механических узлов металлорежущих станков с ЧПУ на основе вибрационного контроля, спектрального анализа и визуального подтверждения повреждений, а также применение способов снижения уровня вибрации (включая динамическую балансировку оснастки) для повышения качества обработки и надежности оборудования.

Объект исследования — технологический процесс эксплуатации и ремонта металлорежущих станков с ЧПУ (на примере токарного обрабатывающего центра GLS-200M и фрезерного станка FRITZ WERNER TC 1.4 C) в условиях проявления повышенной вибрации.

Предмет исследования — закономерности изменения вибрационных параметров (виброскорости, виброускорения, спектральных составляющих) в подшипниковых узлах шпинделя и других механических элементах станков с ЧПУ при возникновении и развитии повреждений (износ, ослабление посадок, загрязнение смазки, дисбаланс), а также связь этих параметров с характером дефектов, подтвержденных визуальным осмотром.

Задачи исследования:

– Провести оценку технического состояния шпиндельного узла станка с ЧПУ с использованием органолептического метода, измерения общего уровня вибрации (виброскорости, виброускорения) в разных частотных диапазонах и спектрального анализа для выявления диагностических признаков неисправностей.

– Установить зависимости изменения параметров вибрации от частоты вращения шпинделя и идентифицировать характер повреждений (дисбаланс, механические дефекты подшипников, ослабление посадок) на основе линейности/нелинейности этих зависимостей и анализа гармонических составляющих.

– Верифицировать поставленный вибрационный диагноз путем разборки подшипникового узла, визуального осмотра деталей (следы проворота, окисление, состояние сепаратора и тел качения) и сопоставления выявленных дефектов с зарегистрированными вибрационными сигналами.

– Оценить качество ремонта станка с ЧПУ (на примере FRITZ WERNER TC 1.4 C) по результатам вибрационных измерений на холостом и рабочем ходу, выявить характерные спектральные признаки (высокие гармоники, субгармоники, нестабильность спектра), указывающие на перекос, зазоры и неудовлетворительное состояние сопряжений.

– Разработать и апробировать методику динамической балансировки технологического приспособления в собственных опорах станка с ЧПУ для снижения виброскорости до уровня 0,2 мм/с, обеспечивающего рабочую частоту вращения 2500 об/мин, и определить требования к конструкции оснастки (наличие мест под балансировочные грузы).

Методика исследования. Для решения поставленной задачи использовался комплекс методов, включающий органолептический контроль, измерение общего уровня виброскорости (10–1000 Гц) и виброускорения (10–5000 Гц) с последующим спектральным анализом сигналов (пакет ConSpect) в контрольных точках подшипниковых узлов шпинделя, а также термометрию тепловизором. Верификация диагноза выполняется визуальным осмотром разобранных узлов для сопоставления выявленных дефектов (следы проворота, окисление, повреждения сепаратора) с зарегистрированными вибрационными характеристиками.

Изложение материала. Подшипниковые узлы станков с ЧПУ обеспечивают необходимую жесткость шпинделя при выполнении технологических операций, определяя качество поверхности и точность размеров. Долговечность и безотказность данного элемента во многом обеспечивают показатели надежности станка в целом.

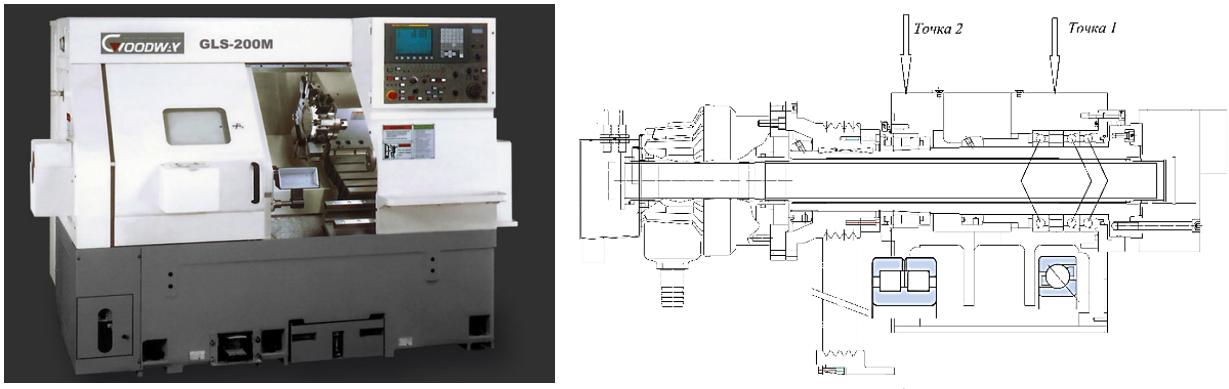
Своевременная идентификация признаков зарождающихся дефектов в данном узле позволит обеспечить наименьшие издержки на восстановление его работоспособности при условии соблюдения сроков выполнения ремонтных работ.

В работах [1, 19, 20] предложено оснащать станки с ЧПУ стационарными системами вибрационного контроля. Также существуют комплексные методики, включающие анализ погрешностей, определяющих положение обрабатывающего инструмента по пяти координатам, включая необходимую коррекцию перемещений на основании анализа показаний оптических датчиков [21], результаты корректируются на основании математической модели шпинделя с учетом значений динамических составляющих шпинделя станка с ЧПУ [22].

Опыт диагностирования металлообрабатывающих станков, полученный при оценке их технического состояния, указывает на низкий уровень вибрационных показателей, определяющих качество обрабатываемой поверхности и индивидуальные особенности границ допустимых значений при диагностировании данного класса оборудования, относительно таких элементов, как подшипники шпиндельного узла, корпусные детали, резьбовые соединения и др. Использование методологии вибрационного диагностирования в данном случае требует применения методологии спектрального анализа.

Предлагаемый в работе алгоритм диагностирования подшипниковых узлов шпинделя станка с ЧПУ типа GLS-200M (рис. 1, *а*), основанный на методах вибрационных измерений и анализе альтернативных подходов, позволяет минимизировать риск ошибок при оценке фактического технического состояния. Привод шпинделя токарного обрабатывающего центра модели GLS-200M осуществляется посредством поликлинового ремня, а сам шпиндель смонтирован на подшипниках качения, заполненных пластичной смазкой (рис. 1, *б*).

Двухрядный роликовый подшипник NN3018 воспринимает доминирующую радиальную составляющую нагрузки и гарантирует высокую точность центрирования. Три шариковых радиально-упорных подшипника 7020A5 скомпонованы по «О»-схеме с тандемным усилением, что позволяет эффективно компенсировать осевые нагрузки. Регулировка зазоров в «О»-образной паре подшипников 7020A5 выполняется с помощью промежуточных колец. Диапазон рабочих частот вращения (42…4200 об/мин) не достигает предельно допустимых значений для применения пластичной смазки (как для NN3018, так и для 7020A5). Мощность шпиндельной группы — 15 кВт.



а б

Рисунок 1 — Станок с ЧПУ GLS-200M (а), схема шпинделя (б), а также расположение контрольных точек измерения вибрации

Диагностические симптомы, указавшие на изменение текущего состояния в работе металлорежущего станка, связаны с использованием органолептических методов, в частности: работа без нагрузки и при реализации технологического процесса сопровождалась изменением звуковой картины, возникли вибрационные явления, а также зафиксирован локальный перегрев узлов. Локализация источника аномального шума позволила выдвинуть предположение о возникновении отклонений в работе подшипникового узла. Принятие решения о необходимости проведения ремонтных операций определило необходимость определения уровня развития дефекта, приобретенного при эксплуатации.

Использование анализатора вибрации 795М позволило провести измерения общего уровня показателей вибрации на подшипниковых узлах шпинделя при работе станка без нагрузки. Дополнительно использовался виброметр 795М-107В, позволяющий выполнять аналогичные измерения и планирующийся для дальнейшего оснащения службы диагностирования.

Полученные значения фиксировались в памяти приборов, и после передачи данных была выполнена компьютерная обработка с использованием специализированного программного обеспечения ConSpect, позволившего получить спектральные составляющие вибрационных сигналов.

Крепление пьезоэлектрического датчика ДН-3 осуществлялось при использовании ниодимового магнита с усилием 50 Н. Датчик располагался в контрольных точках, указанных на рисунке 1, *б*: точка 1 — подшипниковый узел холостой стороны (шариковые подшипники); точка 2 — подшипниковый узел приводной стороны — от шкива (роликовые подшипники).

Общий уровень вибрационных показателей предполагает измерение: среднеквадратичного значения виброскорости (СКЗ) в частотном диапазоне 10…1000 Гц и среднеквадратичного (СКЗ) и пикового (ПИК) значения виброускорения в частотном диапазоне 10…4000 Гц. Результаты проведенных измерений станка без начальных отклонений в характере шума и исследуемого объекта, приведенные в таблице 1, выполненные на фиксированной частоте 2000 об/мин при реализации одинаковых технологических режимов позволили использовать метод взаимной оценки при определении технического состояния. Анализ полученных значений указывает на сопоставимость радиальных составляющих в вертикальном и горизонтальном направлениях и значительные различия СКЗ виброскорости в осевом направлении для станка с нехарактерным шумом подшипников. Высокая жесткость корпуса шпиндельного узла не позволяет локализовать место повреждения. Однако фиксация осевых перемещений реализуется блоком радиально-упорных шариковых подшипников.

При изменении частоты вращения шпинделя от 500 до 3000 об/мин в режиме холостого хода установлены зависимости изменения параметров вибрации (рис. 2). Для виброскорости (рис. 2, *а*) характерны линейные зависимости с различным углом наклона для роликового и шариковых подшипников. Следовательно, это не дисбаланс, для которого характерны квадратичные зависимости, а механические повреждения подшипников.

Таблица 1

Результаты измерения виброскорости в контрольных точках станков

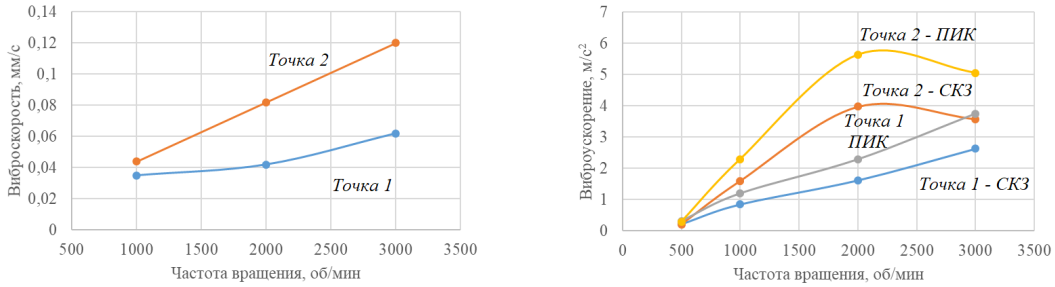
Точка измерения	Среднеквадратичное значение виброскорости (мм/с) для направлений измерения, частотный диапазон 10…1000 Гц		
	Вертикальное	Горизонтальное	Осевое
1	0,26 / 0,20	0,19 / 0,18	0,32 / 0,04
2	0,24 / 0,22	0,14 / 0,15	0,34 / 0,05

Примечание: в знаменателе — значения для исправного шпинделя.

Как видно из рисунка 2, *б*, линейность виброускорения сохраняется для шарикоподшипников, а вот роликовый подшипник демонстрирует уже нелинейную картину. Это прямой признак того, что подшипниковые узлы оказывают влияние друг на друга, когда начинают проявляться повреждения. Самые высокие показатели виброускорения возникают как раз в районе роликоподшипника.

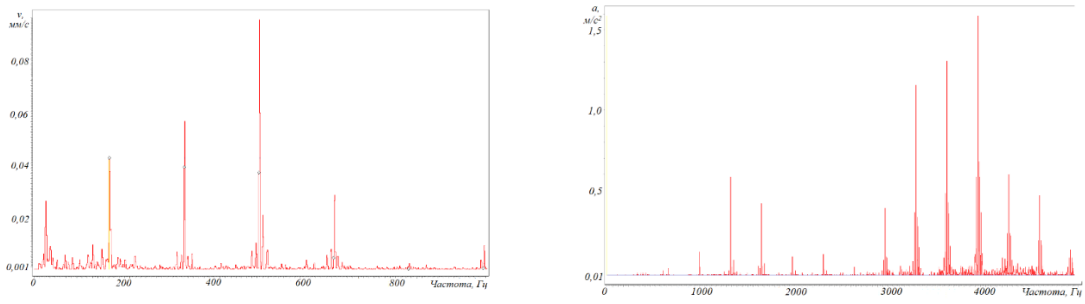
Спектральный анализ виброскоростных и виброускоренческих параметров (рис. 3) проведен в условиях, соответствующих начальной фазе зарождения дефектов. В спектре вибрационного сигнала идентифицированы гармоники оборотной частоты и боковые полосы как основные составляющие. Динамика этих составляющих показателей вибрации анализировалась при постепенном ступенчатом повышении частоты вращения шпинделя в диапазоне от 500 до 3000 об/мин.

Диагностические признаки, выявленные в ходе исследования, характеризуются линейной зависимостью от первой гармоники частоты вращения шпинделя. Присутствие гармонических составляющих интерпретируется как следствие ослабления посадочного натяга или наличия зазоров. Частота указанных гармоник соответствует процессу перекатывания тел качения по наружной дорожке радиально-упорного шарикоподшипника 7020A5 и практически идентична 10-й гармонике оборотной частоты шпинделя, что создает неоднозначность при постановке диагноза. В диапазоне 500…1000 об/мин наблюдается нестабильность виброускорения. При дальнейшем повышении частоты вращения фиксируется модуляция вибрационного сигнала частотой вращения сепаратора, проявляющаяся в виде боковых полос вблизи гармоник.



а б

Рисунок 2 — Зависимости изменения параметров виброскорости (а) и виброускорения (б) от частоты вращения



а б

Рисунок 3 — Спектрограммы виброскорости (а) и виброускорения (б) подшипниковых узлов шпинделя станка GLS-200M

В качестве дополнительного диагностического признака выступает повышенная амплитуда высших гармоник, что интерпретируется как следствие развития повреждения. Низкий абсолютный уровень составляющих обусловлен демпфирующими свойствами корпусных деталей и начальной стадией развития дефекта. Поставленный диагноз: техническое состояние подшипникового узла шпинделя — неудовлетворительное и требуется ремонтное вмешательство. Степень повреждения — переходная от начальной к развитой форме. Возможные дефекты: увеличенный осевой люфт либо радиальный зазор, ослабление посадки подшипника, начальная стадия разрушения сепаратора. Принятое решение: инициировать подготовку к ремонту (замене подшипниковых узлов) и контролировать техническое состояние шпиндельных подшипников в динамике.

Повторные измерения, выполненные через месяц эксплуатации станка, зафиксировали увеличение показателей вибрации более чем в 2,5 раза. Исходя из принципов различения границ технического состояния по показателям вибрации, повышение измеренных значений в 2,0 раза не приводит к изменению категории технического состояния, более высокие значения указывают на изменение категории технического состояния. Дополнительный диагностический признак — появление в спектре составляющих, указывающих на динамическое соударение деталей подшипникового узла. Указанные диагностические симптомы в наибольшей степени проявились в осевом направлении, что послужило основанием для проведения замены подшипников шпинделя.

После разборки шпиндельного узла, снятия подшипников при осмотре выявлено: признаки окисления смазочного материала в виде частиц коксования темного цвета; корпусные детали имели следы фреттинг-коррозии — темных окисных поверхностных пленок, указывающих на ослабление посадки наружного кольца подшипника. Элементы роликовых подшипников находились в исправном состоянии, без признаков износа. Радиально-упорные шариковые подшипники разобраны подетально, и проведенная визуальная дефектовка (рис. 4) установила следующее:

– легкие щелчки при прокручивании, исчезающие после промывки;

– наружное кольцо: следы проворота по посадочному диаметру в корпусе (рис. 4, *а*) и по торцевым поверхностям (рис. 4, *б*); неплотное прилегание дистанционного кольца (рис. 4, *в*);

– беговые дорожки: признаки окислительного износа и микроцарапины, ориентированные по направлению движения; макроповреждения отсутствуют;

– сепаратор: аккумуляция окисленной смазки в окнах сепаратора;

– тела качения: на шариках — окисление в виде светло-коричневой полосы;

– внутреннее кольцо: ослабление посадки на валу по посадочному диаметру (рис. 4, *г*).

Выявленные характерные признаки механических повреждений позволили предположить наличие взаимосвязанных причин возникновения и развития повреждения: нарушения осевой игры при монтаже радиально-упорных подшипников, значения которой индивидуальны для каждой пары устанавливаемых подшипников; накопление продуктов окисления смазочного материала в окнах сепараторов. Первая причина приводит к повышенной податливости подшипникового узла и повышению вибрации в осевом направлении. Вторая причина вызывает проскальзывание тел качения, повышая силу трения, температуры и приводя к ускоренному окислению смазочного материала. Избирательное вращение шариков в окнах сепараторов вокруг одной оси приводит к неравномерному распределению нагрузки между телами качения и появлению осевых составляющих дополнительных сил. Осевое и угловое смещение не компенсируется роликовыми подшипниками из-за более жестких допусков на угловые отклонения. Относительно малые отклонения в состоянии деталей подшипникового узла приводили к сниже-

нию качества обрабатываемой поверхности деталей. Развитие повреждения могло привести к внезапному отказу, заклиниванию шпинделя. Замена подшипников выполнена в оптимальные сроки, что подтверждается отсутствием макроповреждений на деталях подшипников и сопряженных элементах.

Следующая задача связана с оценкой качества проведенного ремонта. После завершения ремонтных работ выполнена оценка вибрационного состояния фрезерного станка FRITZ WERNER TC 1.4 C (рис. 5). Измерения проводились на холостом ходу (1116 об/мин) и под нагрузкой (1212 об/мин) с использованием анализатора вибрации типа 795M. Датчик крепился с помощью магнита. Зарегистрированы общие параметры и частотная форма вибрационного сигнала. Частотные диапазоны: для виброскорости — 2…600 Гц и 10…1000 Гц; для виброускорения — 10…4000 Гц. Измерение вибрации выполнено в следующих контрольных точках: 1 — рабочий стол станка; 2 — подшипниковые узлы шпинделя; 3 — подшипник двигателя со стороны вентилятора; 4, 5 — устройство фиксации обрабатываемой детали. Вибрация в точках 1…4 измерялась в радиальном, а в точке 5 — в осевом направлении.

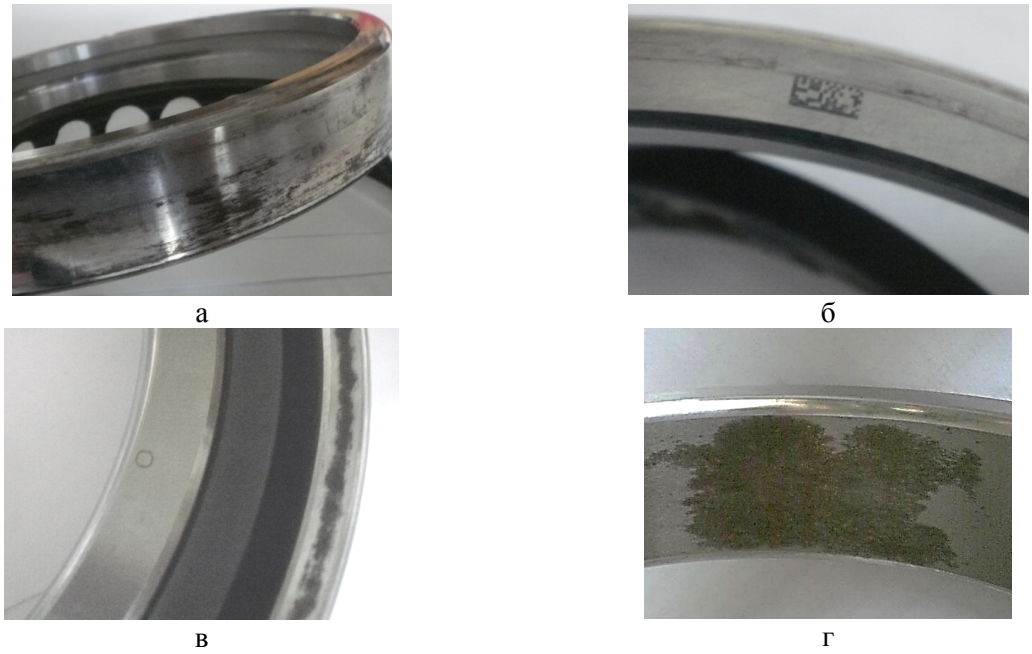
В таблице 2 приведены результаты замеров интегральных вибрационных параметров, выполненных в контрольных точках оборудования.

Приведенные результаты измерения вибрации позволяют сформировать комплекс диагностических симптомов:

– увеличение СКЗ виброскорости на рабочем ходу (под нагрузкой);

– самые высокие значения СКЗ виброскорости и СКЗ/ПИК виброускорения соответствуют контрольным точкам 4 и 5 (устройство фиксации обрабатываемой детали) при работе в режиме холостого хода и при обработке детали — валка для винтовой прокатки;

– рабочему столу станка (точка 1) соответствуют наиболее низкие показатели виброскорости и виброускорения как в режиме холостого хода, так и при обработке детали.



а б в г

Рисунок 4 — Визуализация повреждений элементов подшипника 7020: а) следы проворота по посадочному диаметру наружного кольца; б) следы проворота по торцевой поверхности наружного кольца; в) неплотное прилегание дистанционного кольца к наружному кольцу; г) ослабление посадки внутреннего кольца на валу



Рисунок 5 — Фрезерный станок типа FRITZ WERNER TC 1.4 C и его общий вид

Таблица 2

Значения параметров вибрации для контрольных точек станка

Точка измерения	Виброскорость, мм/с холостой ход	Виброскорость, мм/с рабочий ход	Виброускорение СКЗ/ПИК, м/с^2 холостой ход
1	0,05	0,4	0,1/0,4
2	0,2	1,6	1,2/11,7
3	0,5	1,9	1,7/5,8
4	5,8	9,2	2,6/11,3
5	2,4	3,9	6,9/25,9

В спектрах вибрации присутствуют следующие составляющие (рис. 6):

– гармоники до 24-й оборотной частоты, что свидетельствует о наличие металлического контакта между деталями узла;

– преобладание 2-ой и 4-ой гармоник указывает на перекос или изгиб вала;

– дробные гармоник (1/2, 1/3 и др.), а также боковые полосы основных гармоник соответствуют наличию зазоров;

– изменение амплитудных значений спектральных составляющих однозначно указывает на присутствие металлического контакта в сопрягаемых узлах станка;

– информативные частоты возможных повреждений подшипников качения.

Полученные данные позволили оценить качество ремонта как неудовлетворительное, исключить эксплуатацию в длительном временном интервале. Определены возможные повреждения сопрягаемых деталей и рекомендованы ремонтные операции по восстановлению работоспособного состояния станка. Повышенная вибрация влияет на состояние элементов механической, электрической и в наибольшей степени измерительно-координатной систем. Возможные последствия связаны с увеличением объема ремонтных работ и длительной настройкой измерительных программ.

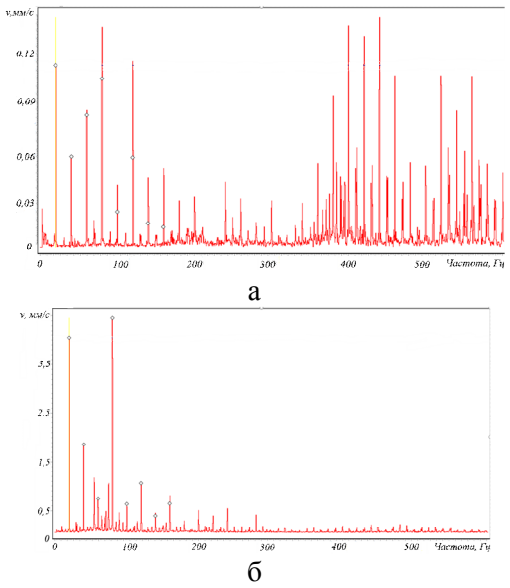


Рисунок 6 — Спектрограмма виброскорости:
а) в точке 2 — шпиндель под нагрузкой;
б) в точке 4 — зажимное устройство под нагрузкой

Режимы работы металлорежущих станков существенно отличаются от условий работы роторных энергетических машин, в связи с чем допустимые значения вибрации для них должны быть установлены на уровне, заметно более жестком, чем типовые рекомендации ГОСТ Р ИСО 20816-1-2021 «Вибрация. Измерения вибрации и оценка вибрационного состояния машин. Часть 1. Общее руководство».

Значения показателей вибрации влияют на качество обрабатываемой поверхности, одновременно существует тенденция увеличения частоты вращения шпинделя. В процессе разработки технологической оснастки были учтены требования равномерного распределения масс. Приспособление было выполнено в виде асимметричной конструкции (рис. 7) с обеспечением статической уравновешенности на стадиях проектирования и дальнейшей доводки после изготовления. Расчетная частота вращения (3000 об/мин) оказалась недостижимой из-за повышенного уровня вибрации, возникающей при частоте вращения, равной 1000 об/мин.

Принятое решение — выполнить одноплоскостную динамическую балансировку разработанного приспособления, закрепив его в шпинделе станка с ЧПУ. Ограниченная приспособленность станка для выполнения данной операции, связанная с высокой жесткостью корпусных деталей, компенсировалась точностью анализатора вибрации и выделения амплитуды оборотной составляющей. Относительный метод сравнения показателей вибрации в данных условиях обеспечил возможность выполнения измерений при тестовых и пробных запусках.

Первоначально были определены допустимые значения виброскорости, при которых не фиксируются отклонения при измерении координат элементов станка. При частоте вращения шпинделя 1000 об/мин принято значение 1,8 мм/с. Это обеспечило работоспособное состояние измерительной системы, но потребовало проведения трех последовательных балансировок по снижению вибрации.

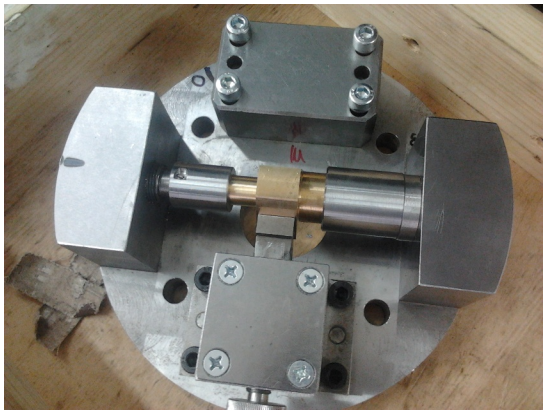
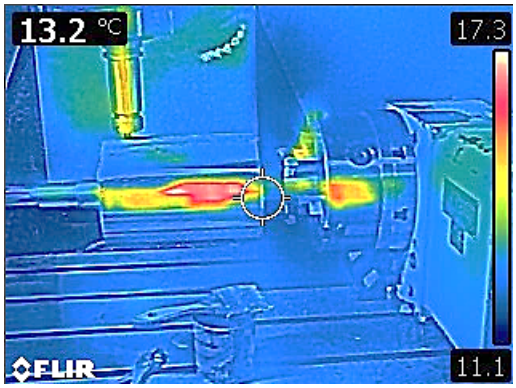


Рисунок 7 — Приспособление для механической обработки деталей

Выполнив предварительное уравновешивание приспособления на частоте вращения 1000 об/мин, шпиндель станка разогнали до частоты 1500 об/мин, не превышая допустимое значение. Установка пробных и корректирующих грузов выполнялась в технологические отверстия приспособления. Третий этап уравновешивания проводился на частоте вращения шпинделя 2000 об/мин и позволил снизить амплитуду первой гармоники (определяющую степень уравновешивания) до 0,2 мм/с на частоте вращения 2500 об/мин. Следует отметить изменение значения динамического коэффициента влияния по этапам балансировки, что связано с уменьшением значения дополнительных сил и обеспечения устойчивой работы станка. Используемый метод амплитуд и фаз показал высокую эффективность при решении данной задачи, обеспечив минимальное количество запусков. В последующих конструкциях приспособлений были предусмотрены фиксированные отверстия для размещения компенсирующих грузов.

Измерение температурного поля при помощи тепловизора не позволило получить стабильных диагностических признаков (рис. 8). Основные причины: массивность корпусных деталей, определяющих длительное время, необходимое для прогрева; кратковременность рабочих режимов; наличие бликующих поверхностей, искажающих истинную тепловую картину.



а



б

Рисунок 8 — Спектрограмма виброскорости: а) в точке 2 — шпиндель под нагрузкой; б) в точке 4 — зажимное устройство под нагрузкой

Наиболее перспективным представляется вибрационный контроль режущего инструмента при начале, в процессе и при окончании обработки. Диагностические симптомы: соотношение вибрации холостого и рабочего хода; характеристика ударного процесса при изменении режима резания или в начале процесса обработки. Высокую информативность представляет анализ временных реализаций виброускорения, что определяет основное направление дальнейших исследований.

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

1. Подтверждена эффективность комплексного применения органолептического метода для обнаружения неисправностей, виброметрии и спектрального анализа для диагностики состояния и планирования ремонтных работ, а также визуального осмотра как инструмента выявления причин возникновения повреждений.

2. Проведенное уравновешивание технологической оснастки в собственных опорах станка с ЧПУ указывает на необходимость разработки специализированных балансировочных станков. Проведенный эксперимент указывает на возможность эффективного устранения дисбаланса при использовании современных виброизмерительных приборов и стандартной методологии динамической балансировки в одной плоскости методом амплитуд и фаз. Результат — СКЗ виброскорости в частотном диапазоне 10…1000 Гц — 0,2 мм/с обеспечивает необходимое качество поверхности при обработке изделия и заданную производительность.

3. Одновременно полученные значения и проведенные исследования, результаты некоторых из которых приведены в статье, указывают на необходимость разработки стандарта, более жестко регламентирующего допустимый уровень вибрации (виброскорости) металлорежущих станков, в частности станков с ЧПУ.

4. Возникновение и развитие повреждений связано в станках с ЧПУ с одновременным влиянием нескольких причин, обуславливающих появление дополнительных сил (трения, центробежных и др.), снижающих ресурс подшипниковых узлов. Полученные результаты предполагается применить для проверки разрабатываемых математических моделей, в частности цифровых двойников.

5. Мехатронная архитектура металлорежущих станков должна быть оборудована не только средствами вибрационного контроля, но и дополнена системами управления вибрацией. К числу таких средств можно отнести автоматическую компенсацию дисбаланса, применение которой напрямую позволяет повысить долговечность оборудования.

Список источников

1. Экспериментальная установка контроля вибрации при обработке на станках с ЧПУ / А. В. Анцев, Ч. Х. Данг, Е. С. Янов, М. В. Полев // Вестник ВГТУ. 2019. Т. 15. № 2. С. 151–158. URL: https://cyberleninka.ru/article/n/eksperimentalnaya-ustanovka-kontrolya-vibratsii-pri-obrabotke-na-stankah-s-chpu (дата обращения: 21.08.2026). DOI: 10.25987/VSTU.2019.15.2.020 EDN CSLVVL

2. Методика обработки вибрационных сигналов для оценки состояния режущего инструмента / А. В. Анцев Н. И. Пасько Е. С. Янов Х. Ч. Данг // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2020. № 4. С. 291–296. DOI: 10.24411/2071-6168-2020-00030 EDN QIUXZI

3. Анцев А. В., Данг Х. Ч. Прогнозирование периода стойкости режущего инструмента на основе контроля вибрации в процессе фрезерования // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2018. № 7. С. 3–11. EDN YAGHSP

4. Алейников Д. П., Лукьянов А. В., Лукьянов Д. А. Исследование и визуализация амплитудно-частотных характеристик обрабатывающих центров // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование. 2017. № 1 (53). С. 58–66. EDN YKRLNJ

5. Лукьянов А. В., Алейников Д. П., Портной А. Ю. Система защиты обрабатывающих центров от опасных динамических нагрузок на основе анализа параметров вибрации и силы // Вестник Иркутского государственного технического университета. 2017. Т. 21. № 4 (123). С. 30–38. DOI: 10.21285/1814-3520-2017-4-30-38 EDN YLJJFB

6. Лукьянов Д. А., Алейников Д. П., Лукьянов А. В. Вычисление параметров и визуализация пространственных колебаний шпинделя обрабатывающего центра по результатам виброизмерений // Вестник Иркутского государственного технического университета. 2013. № 12 (83). С. 92–99. EDN RTSACD

7. Аминов П. Ю. Методы борьбы с вибрацией на многоцелевых сверлильно-фрезерно-расточных станках с ЧПУ // Проблемы науки. 2019. № 6 (42). С. 15–17. EDN NDQFVP

8. Алейников Д. П., Лукьянов А. В. Исследование динамики крепления датчиков вибрации шпинделей обрабатывающих центров // Вестник Иркутского государственного технического университета. 2015. № 2 (97). С. 28–35. EDN TKOKSX

9. Analysis of Dual-Driven Feed System Vibration Characteristics Based on Computer Numerical Control Machine Tools: A Systematic Review / U. M. Chantal [et al.] // Symmetry. 2023. Vol. 15. No. 11. Art. 2012. DOI: 10.3390/sym15112012 EDN OSYADZ

10. Fundamental Investigation into Tool Wear and Surface Quality in High-Speed Machining of Ti6Al4V Alloy / A. T. Abbas [et al.] // Materials. 2021. Vol. 14. No. 23. Art. 7128. DOI: 10.3390/ma14237128 EDN BGLOAZ

11. Proper selection of cutting parameters and cutting tool angle to lower the specific cutting energy during high speed machining of 7050-T7451 aluminum alloy / B. Wang [et al.] // Journal of Cleaner Production. 2016. Vol. 129. P. 292–304. DOI: 10.1016/j.jclepro.2016.04.071

12. Guo Y., Sun Y., Wu K. Research and development of monitoring system and data monitoring system and data acquisition of CNC machine tool in intelligent manufacturing // International Journal of Advanced Robotic System. 2020. Vol. 17. Iss. 2. Art. 1729881419898017. DOI: 10.1177/1729881419898017 EDN GXCUGK

13. Active vibration control for a CNC milling machine / D. G. Ford [et al.] // Proc. Inst. Mech. Eng. Part C J. Mech. Eng. Sci. 2014. Vol. 228. Iss. 2. P. 230–245. DOI: 10.1177/0954406213484224

14. Altintas Y., Ber A. A. Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design // Appl. Mech. Rev. 2001. Vol. 54. B84. DOI: 10.1115/1.1399383

15. Modeling the Static and Dynamic Behaviors of a Large Heavy-Duty Lathe Machine under Rated Loads / Ch.-Yu. Lin [et al.] // Computation 2022. Vol. 10. No. 12. Art. 207. DOI: 10.3390/computation10120207 EDN QTWKWU

16. Peng E. B., Zhang H. G., Wang H. Y. Mechanics and Pretreatment Research of Vibration Signals for the Numerical Control Machine // Advanced Materials Research. 2013. Vol. 676. P. 162–165. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.676.162

17. Early detection of degradation in the structural base of a CNC machining center through vibration analysis and fourier transform for preventive maintenance / J. Hermosillo [et al.]. 2026.

18. Sina Kuseyri İ. Simultaneous Tracking and Drive-Based Vibration Suppression of CNC Machine Tool Feed Systems // Engineer and Machinery. 2025. Vol. 66. Iss. 721. P. 532–549. DOI: 10.46399/muhendismakina.1600632

19. Systèmes de surveillance automatique en usinage: Moyens et methods / A. Beskri, H. Mejri, K. Mehdi, J. F. Rigal // 21ème Congrès Français de Mécanique, CFM 2013. Bordeaux, France, 2013. URL: https://www.academia.edu/6235837/Systèmes_de_surveillance_automatique_en_usinage_Moyens_et_méthodes (date of treatment: 21.08.2026).

20. Morel J. Surveillance vibratoire et maintenance predictive. URL: https://clck.su/ZEogK (date of treatment: 21.08.2026).

21. Identification de la géométrie de machines CN par mesure d'artefacts / M. Makki [et al.] // 1er Congrès International Francophone de Mécanique Avancée, Faculté de Génie Mécanique, Université d'Alep, Syrie, May 2006, Alep, Syrie. URL: https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01101528/document (date of treatment: 15.04.2026).

22. Analyse du comportement dynamique d'une broche de machine-outils / C.-F. Bisu [et al.] // Mechanics & Industry. 2012. Vol. 12. Iss. 6. P. 459–467. URL: https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00660867/document (date of treatment: 15.04.2026).

© Деркачёв С. В., Сидоров В. А., Лавшонок А. В., 2026

Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. управление качеством ДонНТУ Ченцовым Н. А.,
к.т.н., доц., зав. каф. ММК ДонГТУ Денисовой Н. А.

Статья поступила в редакцию 24.06.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Деркачёв Сергей Владимирович, *канд. техн. наук, ведущий научный сотрудник — руководитель молодежной научной лаборатории «Приборостроение и станкостроение»*
Донецкий национальный технический университет,
г. Донецк, Россия, e-mail: sergey_derkachev@mail.ru

Сидоров Владимир Анатольевич, *д-р техн. наук, доцент, профессор каф. механического оборудования заводов черной металлургии*
Донецкий национальный технический университет,
г. Донецк, Россия

Лавшонок Андрей Валериевич, *канд. техн. наук, доцент, доцент кафедры горной электротехники и автоматики им. Р. М. Лейбова*
Донецкий национальный технический университет,
г. Донецк, Россия

***Derkachev S. V., Sidorov V. A., Lavshonok A. V.** *(Donetsk National Technical University, Donetsk, Russia, *e-mail: sergey_derkachev@mail.ru)*

VIBRATION INDICATORS WITH A FAULTY MECHANICAL PART OF CNC MACHINES

The article considers the feasibility of vibration control to diagnose the CNC machine bearing unites. The outcomes from spectral analysis, visual examination and dynamic balance of mechanical facilities were showcased, enabling to reduce the vibratory thickness up to 0,2 mm/s. The necessity of a multifaceted approach to the operating condition assessment of metal-cutting equipment has been justified.

Key words: *spindle, CNC machine, bearings, diagnosis, vibration, spectral analysis, dynamic balance, operating conditions.*

References

1. Ancev A. V., Dang Ch. Kh., Yanov E. S., Polev M. V. Experimental unit for vibration control during processing on CNC machines [Eksperimental'naya ustanovka kontrolya vibracii pri obrabotke na stankah s ChPU]. Bulletin of Voronezh state technical university. 2019. Vol. 15. No. 2. Pp. 151–158. DOI: 10.25987/VSTU.2019.15.2.020 EDN CSLVVL

2. Ancev A. V., Pas'ko N. I., Yanov E. S., Dang Kh. Ch. The method of processing vibration signals for evaluating the cutting tool state [Metodika obrabotki vibracionnyh signalov dlya ocenki sostoyaniya rezhushchego instrumenta]. News of the Tula state university. Technical sciences. 2020. No. 4. Pp. 291–296. DOI: 10.24411/2071-6168-2020-00030 EDN QIUXZI

3. Ancev A. V., Dang Kh. Ch. Tool life prediction by vibration measurement during milling [Prognozirovanie perioda stojkosti rezhushchego instrumenta na osnove kontrolya vibracii v processe frezerovaniya]. News of the Tula state university. Technical sciences. 2018. No. 7. Pp. 3-11 EDN YAGHSP

4. Alejnikov D. P., Luk'yanov A. V., Luk'yanov D. A. Study and visualization of the amplitude-frequency characteristics of machining centers [Issledovanie i vizualizaciya amplitudno-chastotnyh harakteristik obrabatyvayushchih centrov]. Modern technologies. System analysis. Modelling. 2017. No. 1 (53). Pp. 58–66. EDN YKRLNJ

5. Luk'yanov A. V., Alejnikov D. P., Portnoj A. Yu. A system for protecting machining centers from dangerous dynamic loads based on the analysis of vibration and force parameters [Sistema zashchity obrabatyvayushchih centrov ot opasnyh dinamicheskih nagruzok na osnove analiza parametrov vibracii i sily]. Vestnik Irkutskogo gosudarstvennogo tehnicheskogo universiteta. 2017. Vol. 21. No. 4 (123). Pp. 30–38. DOI: 10.21285/1814-3520-2017-4-30-38 EDN YLJJFB

6. Luk'yanov D. A., Alejnikov D. P., Luk'yanov A. V. Calculation of parameters and visualization of spindle spatial oscillations in the processing center using vibration measurement results [Vychislenie parametrov i vizualizaciya prostranstvennyh kolebanij shpindelya obrabatyvayushchego centra po rezul'tatam vibroizmerenij]. Vestnik Irkutskogo gosudarstvennogo tehnicheskogo universiteta. 2013. No. 12 (83). Pp. 92–99. EDN RTSACD

7. Aminov P. Yu. Methods of combating vibration on multi-purpose CNC drilling-milling-boring machines [Metody bor'by s vibraciej na mnogocelevyh sverlil'no-frezerno-rastochnyh stankah s ChPU]. Problems of science. 2019. No. 6 (42). Pp. 15–17. EDN NDQFVP

8. Alejnikov D. P., Luk'yanov A. V. Studying fixation dynamics of machining center spindle vibration sensor [Issledovanie dinamiki krepleniya datchikov vibracii shpindelej obrabatyvayushchih centrov]. Vestnik Irkutskogo gosudarstvennogo tehnicheskogo universiteta. 2015. No. 2 (97). Pp. 28–35. EDN TKOKSX

9. Chantal U. M. [et al.]. Analysis of Dual-Driven Feed System Vibration Characteristics Based on Computer Numerical Control Machine Tools: A Systematic Review. Symmetry. 2023. Vol. 15. No. 11. Art. 2012. DOI: 10.3390/sym15112012 EDN OSYADZ

10. Abbas A. T. [et al.]. Fundamental Investigation into Tool Wear and Surface Quality in High-Speed Machining of Ti6Al4V Alloy. Materials 2021. 2021. Vol. 14. No. 23. Art. 7128. DOI: 10.3390/ma14237128 EDN BGLOAZ

11. Wang B. [et al.]. Proper selection of cutting parameters and cutting tool angle to lower the specific cutting energy during high speed machining of 7050-T7451 aluminum alloy. Journal of Cleaner Production. 2016. Vol. 129. P. 292–304. DOI: 10.1016/j.jclepro.2016.04.071

12. Guo Y., Sun Y., Wu K. Research and development of monitoring system and data monitoring system and data acquisition of CNC machine tool in intelligent manufacturing. International Journal of Advanced Robotic System. 2020. Vol. 17. Iss. 2. Art. 1729881419898017. DOI: 10.1177/1729881419898017 EDN GXCUGK

13. Ford D. G. [et al.]. Active vibration control for a CNC milling machine. Proc. Inst. Mech. Eng. Part C J. Mech. Eng. Sci. 2014. Vol. 228. Iss. 2. Pp. 230–245. DOI: 10.1177/0954406213484224

14. Altintas Y., Ber A. A. Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design. Appl. Mech. Rev. 2001. Vol. 54. B84. DOI: 10.1115/1.1399383

15. Lin C.-Y. [et al.]. Modeling the Static and Dynamic Behaviors of a Large Heavy-Duty Lathe Machine under Rated Loads. Computation 2022. Vol. 10. No. 12. Art. 207. DOI: 10.3390/computation10120207 EDN QTWKWU

16. Peng E. B., Zhang H. G., Wang H. Y. Mechanics and Pretreatment Research of Vibration Signals for the Numerical Control Machine. Advanced Materials Research. 2013. Vol. 676. Pp. 162–165. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.676.162

17. Hermosillo J. [et al.]. Early detection of degradation in the structural base of a CNC machining center through vibration analysis and fourier transform for preventive maintenance. 2026.

18. Sina Kuseyri İ. Simultaneous Tracking and Drive-Based Vibration Suppression of CNC Machine Tool Feed Systems. Engineer and Machinery. 2025. Vol. 66. Iss. 721. Pp. 532–549. DOI: 10.46399/muhendismakina.1600632

19. Beskri A., Mejri H., Mehdi K., Rigal J. F. Systèmes de surveillance automatique en usinage: Moyens et methods. 21ème Congrès Français de Mécanique, CFM 2013. Bordeaux, France, 2013. URL: https://www.academia.edu/6235837/Systèmes_de_surveillance_automatique_en_usinage_Moyens_et_méthodes (date of treatment: 21.08.2026).

20. Morel J. Surveillance vibratoire et maintenance predictive. URL: https://clck.su/ZEogK (date of treatment: 21.08.2026).

21. Makki M. [et al.]. Identification de la géométrie de machines CN par mesure d'artefacts. 1er Congrès International Francophone de Mécanique Avancée, Faculté de Génie Mécanique, Université d'Alep, Syrie, May 2006, Alep, Syrie. URL: https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01101528/document (date of treatment: 15.04.2026).

22. Bisu C.-F. [et al.]. Analyse du comportement dynamique d'une broche de machine-outils. Mechanics & Industry. 2012. Vol. 12. Iss. 6. Pp. 459–467. URL: https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00660867/document (date of treatment: 15.04.2026).

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Derkachev Sergey Vladimirovich, *PhD in Engineering, Leading Research Scientist, Head of the Youth Scientific Laboratory "Instrument Engineering and Machine Tool Engineering"*
Donetsk National Technical University,
Donetsk, Russia, e-mail: sergey_derkachev@mail.ru

Sidorov Vladimir Anatolyevich, *Doctor of Technical Sciences, Associate Professor, Professor of the Department of Mechanical Equipment of Ferrous Metallurgy Plants*
Donetsk National Technical University,
Donetsk, Russia

Lavshonok Andrey Valeryevich, *PhD in Engineering, Associate Professor, Assistant Professor of the Department of Mining Electrical Engineering and Automation named after R. M. Leibov*
Donetsk National Technical University,
Donetsk, Russia

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 621.7.047+620.174 EDN: CRKIBD

Братцев В. Г., Бревнов А. А., Поданёва В. К., Балашов Д. В.
Донбасский государственный технический университет
**E-mail: somp@dontu.ru*

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ 3D-ПЕЧАТИ НА ПРОЧНОСТЬ ПРИ ИЗГИБЕ ОБРАЗЦОВ ИЗ ПОЛИЭТИЛЕНТЕРЕФТАЛАТ-ГЛИКОЛЯ

В статье рассмотрены результаты испытаний на изгиб образцов из полиэтилентерефталат-гликоля, напечатанных на 3D-принтере, с разным сочетанием технологических параметров: заполнения, структуры, толщины слоя. Дана оценка влияния указанных параметров на предел прочности при изгибе. Приведены эмпирические зависимости для расчета предела прочности при изгибе. Рассмотрена взаимосвязь предела прочности с пористостью. Определены относительная и удельная прочность для разных сочетаний параметров. Даны практические рекомендации по выбору параметров для конструкторов.

Ключевые слова: *полиэтилентерефталат-гликоль, PETG, 3D-печать, образец, предел прочности на изгиб, заполнение, структура, толщина, слой, пористость, ориентация, слайсер.*

Полиэтилентерефталат-гликоль (PET-G или PETG) — один из универсальных пластиков для любительской и профессиональной 3D-печати послойным наплавлением (FDM — Fused Deposition Modeling или FFF — Fused Filament Fabrication). Применяется в том числе для изготовления деталей, воспринимающих силовые нагрузки. В машиностроении это могут быть прототипы изделий, единичные и мелкосерийные небольшие корпуса, основания, катушки, фланцы, втулки, кронштейны, прижимы. В литейном производстве осваивается изготовление из PETG мелкой модельной оснастки.

Из-за особенностей слоистой структуры наибольшую опасность для напечатанных деталей представляют изгибающие нагрузки. В общедоступных источниках недостаточно данных о пределе прочности при изгибе для разных сочетаний параметров печати.

Цель исследования — оценить влияние на предел прочности при изгибе образцов из PETG, напечатанных на 3D-принтере, параметров печати: заполнения, структуры, толщины слоя.

Объект исследования — прочность при изгибе образцов из PETG, напечатанных на 3D-принтере.

Предмет исследования — зависимость прочности при изгибе от технологических параметров печати: заполнения, структуры, толщины слоя, пористости.

В работе поставлены ***задачи***:

1. Рассмотреть применимость стандартов на испытания пластиков на изгиб к образцам, напечатанным на 3D-принтере, и выбрать подходящую методику испытаний.

2. Обосновать выбор параметров, влияющих на прочность при изгибе образцов из PETG, напечатанных на 3D-принтере. Провести испытания на изгиб образцов, напечатанных с разным сочетанием технологических параметров.

3. Разработать способ определения момента сопротивления сечения изгибу для структур, получаемых 3D-печатью, и определить фактические пределы прочности при изгибе для каждого образца.

4. Выявить зависимости между пределом прочности и заполнением, структурой, толщиной слоя, пористостью. Предложить математические зависимости для расчета предела прочности при изгибе.

5. Дать рекомендации по выбору оптимальных сочетаний технологических параметров печати для разных условий применения конструируемых деталей.

Стандарты на испытания пластмасс на изгиб. Первоначально в качестве основного был рассмотрен ГОСТ 4648-2014 «Пластмассы. Метод испытания на статический изгиб» [1]. На его основании проводились испытания на изгиб образцов, напечатанных методом FFF (FDM), в работах [2, 3].

Стандарт устанавливает методику испытаний на изгиб термопластичных пластмасс, применяемых в том числе для экструзии слоистых листов, из которых изготавливаются образцы. Однако в области применения не упоминаются материалы пористой структуры, получаемые послойным наплавлением. Для ячеистых материалов и слоистых структур, имеющих ячеистое строение, указано применять ГОСТ 18564-2017 «Пластмассы ячеистые жесткие. Методы испытания на статический изгиб» [4]. Область применения данного норматива также не распространяется на пластики для 3D-печати.

Образцы, получаемые послойным наплавлением на 3D-принтерах, имеют следующие характерные особенности:

1. ***Неоднородность структуры***: сплошные наружные слои формируют оболочку, под которой располагаются слои с заданным геометрическим рисунком и плотностью заполнения, образующие пространственную слоисто-пористую структуру.

2. ***Анизотропию*** механических свойств, вызванную слоисто-пористой структурой и ориентацией линий филамента в каждом слое.

3. ***Размеры ячеек*** пор зависят от заданной плотности заполнения и типа геометрического рисунка.

Перечисленные особенности не учитываются в рассмотренных стандартах, поэтому методика испытаний требует корректировки. Рассмотрим методику, применяемую изготовителем филамента. В техническом паспорте на PETG филамент от компании Ultimaker [5] прочность при изгибе определяется по методу ISO 178:2019. На основании версии 2010 года был разработан ГОСТ 4648-2014, поэтому размеры образцов одинаковые: 80×10×4 мм (длина×ширина×толщина). Изготовитель указывает, что механические свойства отличаются в зависимости от ориентации образца. Предел прочности при изгибе приведен для изгиба вдоль каждой координатной оси. Оговорены: угол наклона линий в слое относительно осей X, У — 45º, тип структуры — сетка и заполнение — 100 %. Толщина слоя — 0,15 мм, слайсер — Cura 4.9, образцы печатались поштучно, выдерживались при комнатной температуре не менее 24 часов перед испытанием.

Образцы, применяемые в испытаниях, не позволяют оценить влияние структуры, заполнения, толщины слоя на прочность деталей из PETG при изгибе. Применение результатов испытаний предусмотрено только для контроля качества материала, но не конструкторских расчетов [1].

Для напечатанного стандартного образца отношение суммарной толщины верхней и нижней оболочки к толщине образца составляет 0,2–0,5 (при базовых настройках слайсера сверху и снизу по 3 слоя, толщиной 0,2–0,3 мм). При таком соотношении увеличивается влияние поверхностных слоев на прочность при изгибе. На практике такое соотношение характерно для деталей типа пластин, дисков, втулок, стенок корпусов. Для фланцев, кронштейнов, рычагов, подошв и приливов корпусов характерна большая толщина, а указанное отношение менее 0,2 (печать со 100%-ным заполнением не рассматриваем как нетипичный случай). Из сказанного следует необходимость увеличения толщины образца для учета влияния внутренней слоисто-пористой структуры на прочность при изгибе.

Сравнительно малая толщина поверхностных слоев может быть причиной локального смятия и прогиба верхних сжатых волокон до достижения предельных значений напряжений в нижних растянутых волокнах. Вероятно, более подвержены такому явлению образцы с минимальной толщиной оболочки и малым заполнением (до 30–40 %), соответственно, большим расстоянием между внутренними вертикальными элементами (рис. 1).

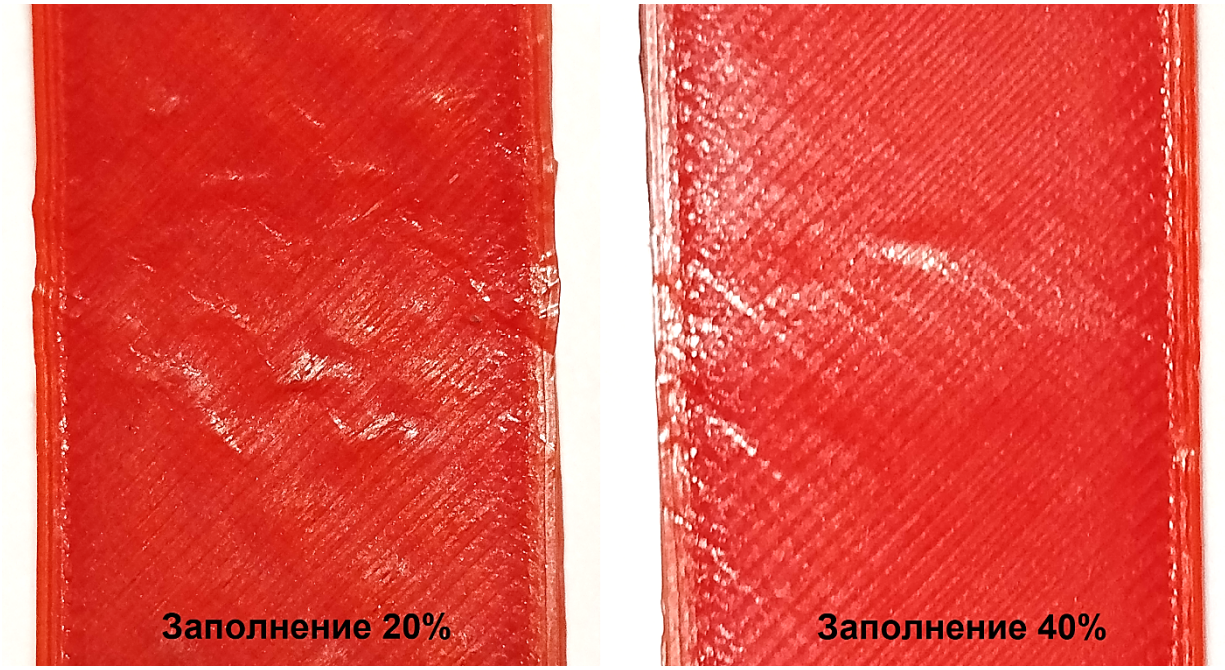


Рисунок 1 — Локальные деформации на внутренней стороне образцов

С целью уменьшения концентрации напряжений следует увеличить радиусы опор и пуансона, что соответствует требованиям к приспособлению для испытаний ячеистых пластиков [4]. В таблицу 1 сведены размеры образцов и опор, рекомендуемые стандартами.

Размеры образцов были приняты с учетом влияния размеров на механические свойства. В таблице 2 представлены принятые размеры образцов и данные о влиянии размеров на механические характеристики.

Предполагается, что принятые размеры образцов обеспечат приближение результатов испытаний к фактическим характеристикам прочности типовых деталей. Увеличение влияния касательных напряжений на процесс отражает смешанный характер разрушения деталей, наблюдаемый на практике.

Выбор параметров. Настраиваемые характеристики печати условно можно разделить на группы:

– настраиваемые на принтере (диаметр сопла, зазор);

– оперативно управляемые (температура стола, сопла; обдув, скорость печати);

– задаваемые в слайсере (толщина слоя, структура, плотность заполнения, толщина оболочек, ретракция, ориентация модели относительно стола, поддержки).

Таблица 1

Размеры образцов для испытаний на статический изгиб по стандартам

Параметр	ГОСТ 4648-2014		ГОСТ 18564-2017	
	Рекомендуемые	Допускаемые	Рекомендуемые	Допускаемые
Длина L, мм	80 ± 2	–	120,00 ± 1,20	≥ (l + 50)
Ширина b, мм	10,0 ± 0,2	15,0 ± 0,5	25,00 ± 0,25	≥ 2 h
Толщина h, мм	4,0 ± 0,2	5 < h ≤ 10	20,00 ± 0,20	15–38
Расстояние между опорами l, мм	64	(16 ± 1) $h_{ср}$	100 ± 1	12 h–16 h
Радиус нагружающего наконечника и опор R_1, R_2, мм	5,0 ± 0,2	5,0 ± 0,2	15 ± 1	5,0 ± 0,1

Таблица 2

Влияние размеров образцов на механические свойства

Параметр	Принятое значение	Влияние на механические свойства
Длина L, мм	150 ± 1,0	Увеличение снижает влияние краевых эффектов, улучшает стабильность закрепления
Ширина b, мм	20 ± 0,2	Увеличение повышает сопротивление изгибу, влияет на характер разрушения
Толщина h, мм	10 ± 0,2	Увеличение повышает неоднородность деформации, снижает прочность — масштабный фактор
Расстояние между опорами l, мм	100 ± 1	Уменьшение отношения l/h увеличивает влияние касательных напряжений, способствующих разрушению от межслоевого сдвига
Радиус нагружающего наконечника и опор R_1, R_2, мм	15 ± 1	Увеличение снижает концентрацию напряжений

Каждый из перечисленных параметров оказывает влияние на качество печати и в разной степени на прочность детали. В исследованиях [2, 3] рассмотрено влияние на прочность при изгибе: диаметра сопла, температуры печати, заполнения, ориентации модели.

Для выполнения слайсинга требуется задавать весь перечень параметров, но часть из них нельзя изменить при настройке принтера или в процессе печати: толщину слоя, структуру, заполнение, ориентацию. Толщина оболочек также задается в слайсере, зависит от количества сплошных наружных слоев и выбранной толщины слоя печати. Ориентация детали определяет расположение слоев относительно действующих усилий, что может быть учтено конструктором. Производители филамента также приводят показатели прочности в зависимости от ориентации образцов (рис. 2) при печати и испытаниях [5].

Таким образом, ввиду отсутствия данных от производителей филамента, наибольший интерес представляет влияние структуры, заполнения и толщины слоя на прочность при изгибе. Анализ разрушения напечатанных деталей вследствие изгиба позволяет сделать предположение о совместном влиянии указанных характеристик на прочность. Сведений об исследованиях совместного влияния структуры, заполнения, толщины слоя на прочность при изгибе найти не удалось, что подтверждает актуальность проблемы. Для комплексной оценки влияния выбранных параметров на прочность приняты характеристики образцов, указанные в таблице 3.

Эксперимент трехфакторный, число уровней для факторов структура и толщина слоя — 3, для фактора заполнение — 4. Общее число вариантов образцов — N = 36.

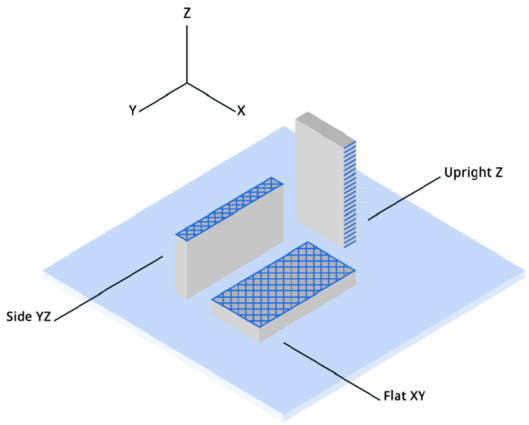


Рисунок 2 — Схема ориентации образцов

Таблица 3

Технологические параметры образцов

Структура	Заполнение, %	Толщина слоя, мм
Прямолинейная	20, 40, 60, 80	0,2; 0,25; 0,3
Сетка (45°)		
Соты		

Слайсинг проводили в программе PrusaSlicer-2.9.4. Толщина наружных оболочек в зависимости от толщины слоя приведена в таблице 4.

Печать выполнялась филаментом PETG от компании ABS-Maker на принтере ALKINOID 4060 HT. Температура стола при печати первых 3-х слоев — 80 ºС, следующих — 70 ºС. Температура сопла: 230 ºС и 220 ºС соответственно. Диаметр сопла — 0,4 мм. Настройки скорости печати представлены на рисунке 3. Все образцы печатались на столе параллельно плоскости XY.

Компания ABS-Maker не предоставляет информацию о прочности напечатанных образцов на изгиб. Поэтому в качестве эталона принята прочность образца из PETG Ultimaker, напечатанного в плоскости XY со 100 % заполнения, структура — сетка 45º, толщина слоя — 0,15 мм, предел прочности при изгибе $\sigma_{изг} = 79$ МПа [5].

Испытания образцов на статический изгиб проводились на универсальной испытательной машине МИМ.2-200-3.1-16.1.1. Скорость испытаний принята 2 мм/мин по рекомендациям [1]. Схема испытаний представлена на рисунке 4.

Испытывали по два образца каждого варианта, для расчетов принимали среднее значение двух испытаний. При разнице между значениями более 10 % испытывали не менее двух дополнительных образцов. Выбросы более 10 % не учитывали при расчете среднего значения. Перед испытаниями образцы выдерживали сутки при комнатной температуре. Фото испытаний на рисунке 5.

Таблица 4

Толщина наружных оболочек образцов

Толщина слоя, мм	Толщина вертикальных оболочек, мм	Толщина горизонтальных оболочек, мм	
		нижней	верхней
0,2	1,26	0,75	0,6
0,25	1,24	0,85	0,75
0,3	1,22	0,95	0,9

Примечание: количество вертикальных сплошных слоев по периметру образца — 3, количество горизонтальных сплошных слоев оболочки сверху и снизу образца — 3. Толщина первого слоя — 0,35 мм.

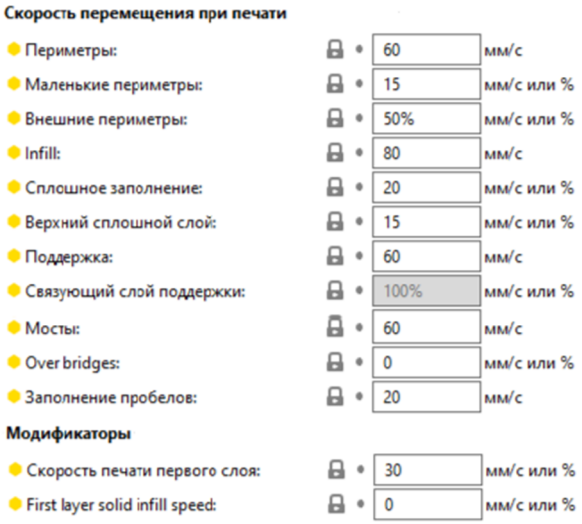


Рисунок 3 — Настройки скорости печати

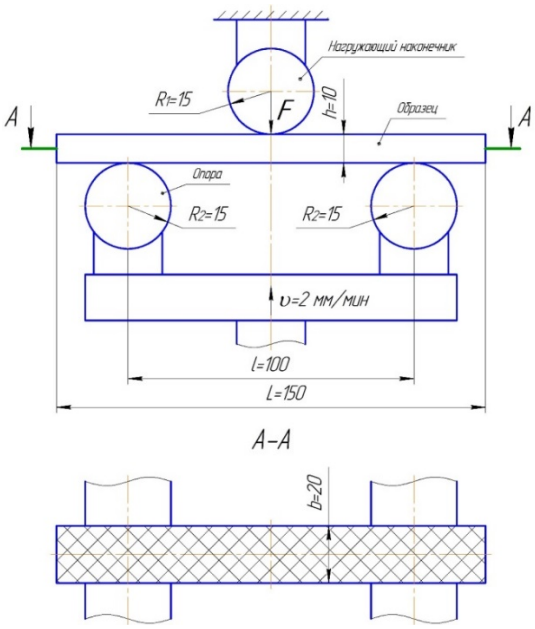


Рисунок 4 — Схема испытаний

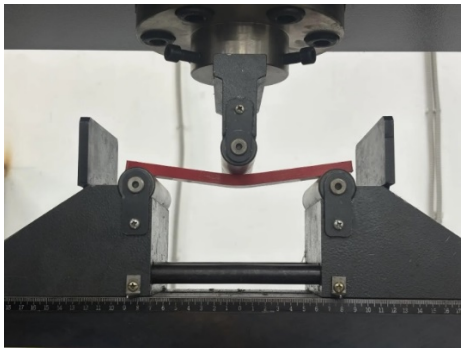


Рисунок 5 — Процесс испытаний

Определение фактического момента сопротивления изгибу. В методиках стандартов [1, 4] изгибающее напряжение σ_f и разрушающее напряжение при изгибе $\sigma_{изг}$ (предел прочности при изгибе), соответственно, вычисляют по формуле

$$\sigma = \frac{3FL}{2bh^2}, \quad (1)$$

которую можно записать в виде

$$\sigma = \frac{M}{W}, \quad (2)$$

где M — изгибающий момент, Н×мм; W — момент сопротивления изгибу, мм^3.

Для сплошного прямоугольного сечения момент сопротивления вычисляют по формуле

$$W = \frac{bh^2}{6}. \quad (3)$$

Для принятой расчетной схемы изгибающий момент в среднем сечении образца определяют из выражения:

$$M = \frac{FL}{4}. \quad (4)$$

После подстановки выражений (3) и (4) в формулу (2) и сокращения получаем выражение (1). Таким образом, в стандартах [1, 4] изложена методика расчета для образцов сплошного прямоугольного сечения.

В нашем случае поперечное сечение образцов представляет собой решетку (рис. 6), где шаг и ширина вертикальных заполненных элементов зависят от структуры и заполнения. Поэтому момент сопротивления сечения изгибу нельзя вычислять по формуле (3), соответственно, предел прочности при изгибе следует определять по формуле (2).

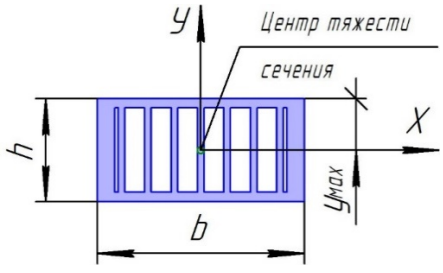


Рисунок 6 — Поперечное сечение образцов

Для нахождения момента сопротивления изгибу требуется найти главный центральный момент инерции сечения I_x. Расчет для составных сечений рационально выполнить в CAD, например, в КОМПАС. Для построения эскиза сечения в программе необходимо определить размеры элементов решетки. Толщины вертикальных и горизонтальных оболочек принимают из настроек слайсера. Ширину вертикальных заполнений и окон можно определить следующими способами:

1. *Фактическим измерением элементов в сечении*. Для этого образец разрезают посередине длины. Затем на инструментальном электронном микроскопе измеряют размеры элементов. В процессе реза образуются заусенцы, искажающие размеры элементов, особенно при высоком заполнении. При измерении просвечивающих деталей возникают сложности с автоматической привязкой. Также неудобство создает ограниченное поле зрения. Способ достаточно трудоемкий и длительный.

2. *Измерением в CAD по масштабируемой фотографии фронтального сечения.* Применяют образец, печать которого, для уменьшения дефектов, остановлена не менее чем на пятом слое после нижних сплошных слоев. Измерение размеров вертикальных элементов, окон выполняют во фронтальном, а не в поперечном сечении. Измерения можно выполнять на микроскопе со сложностями, указанными для первого способа. Чтобы ускорить процесс, образец фотографировали, полученное растровое изображение вставляли во фрагмент КОМПАС. Изображение масштабировали в соответствии с известными размерами, после чего с помощью вспомогательных линий указывали границы элементов, вычерчивали контуры (рис. 7), вычисляли главные центральные моменты инерции сечения и координаты центра тяжести сечения.

Далее по формуле (5) вычисляли моменты сопротивления изгибу:

$$W = \frac{I_x}{y_{max}}, \quad (5)$$

где y_{max} — расстояние от оси x до наиболее удаленной точки поперечного сечения, мм. Трудоемкость данного способа обусловлена необходимостью печати измерительного образца и фотографирования.

3. *Измерением в CAD по масштабируемому скриншоту фронтального сечения из слайсера.* В слайсере с высокой точностью моделируется послойная печать, поэтому выполняли скриншот фронтального сечения в произвольном слое, кроме сплошных. Изображение вставляли во фрагмент КОМПАС и обрабатывали по алгоритму, описанному в способе 2 (рис. 8).

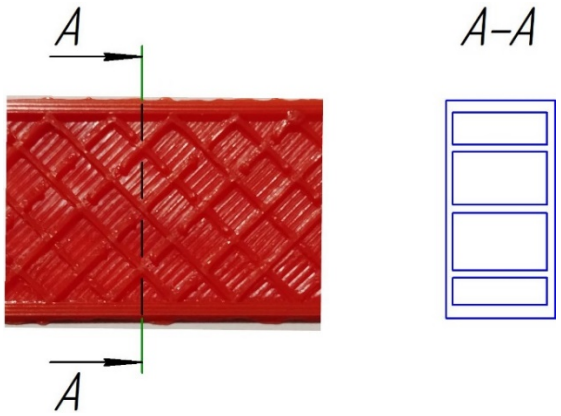


Рисунок 7 — Измерение сечения в КОМПАС по фотографии

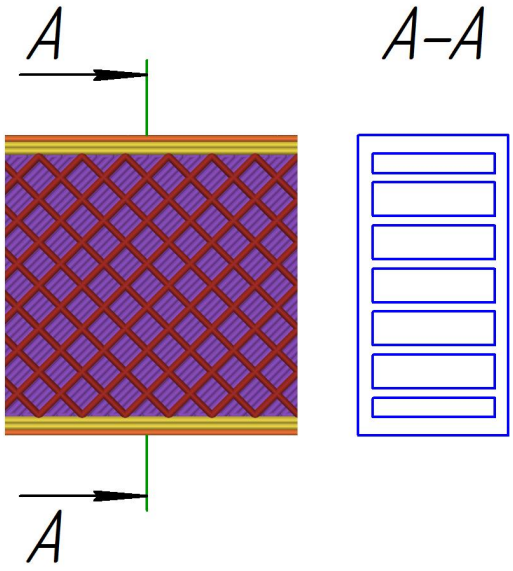


Рисунок 8 — Измерение сечения в КОМПАС по скриншоту из слайсера

Данные о разнице полученных значений моментов сопротивления сечения изгибу по 2-му и 3-му способу представлены в таблице 5.

Учитывая незначительную разницу в значениях моментов, способ 3 приняли основным в данном исследовании.

При определении моментов сопротивления сечения изгибу сделаны ряд допущений:

– Разрушение происходит посередине длины образца. В действительности в процесс вовлечены также прилежащие сечения.

– Образец установлен строго симметрично относительно опор и пуансона. Не учитывается погрешность установки и возможное смещение в начальный момент контакта с пуансоном.

– Форма вертикальных заполненных элементов решетки принята прямоугольной. Фактический поперечный профиль вертикальных элементов может отличаться в зависимости от структуры. В процессе наплавления филамент растекается к низу, сглаживая переходы между слоями. Варианты фактического поперечного сечения и теоретического сечения вертикальных элементов представлены на рисунке 9.

Таблица 5

Вычисленные 2-м и 3-м способами значения W

Способ	W, мм^3		
	№ 4	№ 11	№ 25
2	165	243	308,2
3	165,4	250,8	307,4
Разница, %	0,24	3,21	0,26

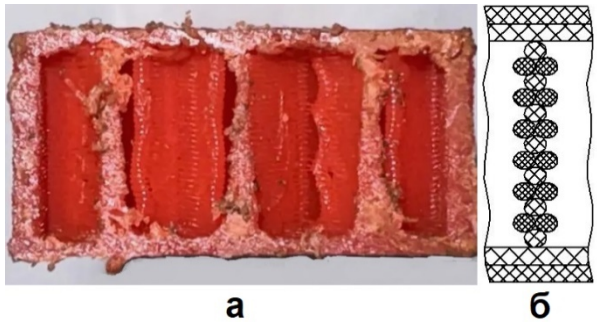


Рисунок 9 — Поперечного сечение (а — фактическое, б — теоретическое) вертикальных элементов

Анализ результатов испытаний образцов из PETG, изготовленных методом FDM-печати, показал, что предел прочности при изгибе существенно зависит от сочетания технологических параметров: плотности заполнения, структуры заполнения и толщины слоя. При этом влияние каждого параметра проявляется во взаимосвязи с геометрией внутренней пористой структуры и фактическим моментом сопротивления сечения.

По результатам испытаний установлено, что с увеличением заполнения от 20 до 80 % прочность при изгибе возрастает для всех рассмотренных структур. Наиболее выраженный прирост наблюдается для структуры «Соты», для которой предел прочности увеличивается с 37,0–38,0 МПа при 20 % заполнения до 54,7–58,5 МПа при 80 % заполнения. Для прямолинейной структуры зафиксирован рост от 36,6–38,0 МПа до 49,5–54,8 МПа. Для структуры «Сетка» прочность изменялась от 45,8–48,1 МПа при 20 % заполнения до 56,0–62,1 МПа при 80 % заполнения. На рисунке 10 отображена зависимость предела прочности при изгибе от заполнения для трех типов структур при толщине слоя 0,25 мм.

Таким образом, структура «Сетка» обеспечивает наибольшую прочность практически во всем исследованном диапазоне заполнений. Вероятно, это объясняется более равномерным распределением материала в сечении и эффективной работой внутренних перемычек при изгибе. Снижение прочности при 40 % может быть объяснено разбросом свойств филамента, в частности, при печати с разных катушек. Структура «Соты» при малом заполнении уступает другим вариантам, однако при увеличении заполнения показывает значительный прирост прочности. Прямолинейная структура занимает промежуточное положение и характеризуется более плавным изменением прочности при росте заполнения.

Влияние толщины слоя проявляется менее однозначно, однако в большинстве случаев увеличение толщины слоя от 0,2 до 0,3 мм приводит к снижению прочности. Это может быть связано с уменьшением числа межслоевых контактов по высоте образца, изменением условий охлаждения экструдируемого материала и ухудшением межслоевой адгезии. На рисунке 11 приведена зависимость предела прочности при изгибе от толщины слоя для структуры «Сетка».

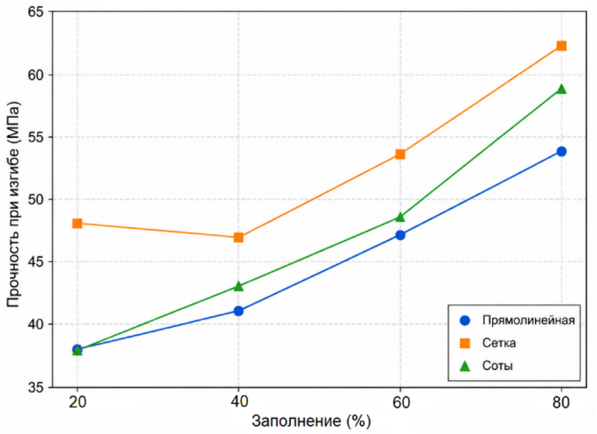


Рисунок 10 — Зависимость предела прочности при изгибе от заполнения

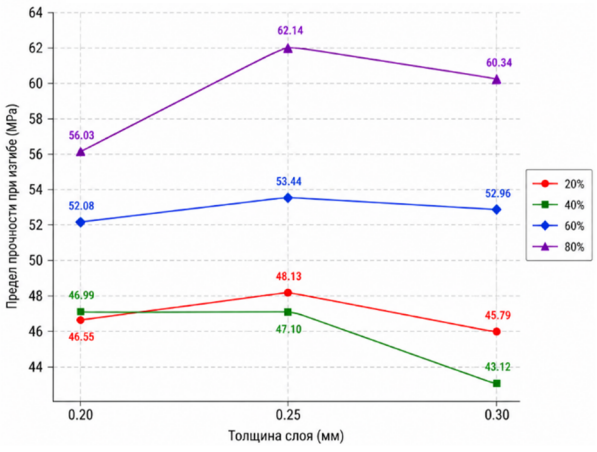


Рисунок 11 — Зависимость предела прочности при изгибе от толщины слоя для «Сетки»

Для структуры «Сетка» наибольшие значения прочности при заполнении 60 и 80 % получены при толщине слоя 0,25 мм. При этом различия между толщиной слоя 0,25 и 0,3 мм при высоком заполнении незначительны. Следовательно, выбор толщины

слоя должен выполняться с учетом не только прочности, но и производительности печати, качества поверхности и требований к точности детали. Наиболее высокую удельную прочность по отношению к заполненной площади сечения показали образцы со структурой «Сетка». Это указывает на более эффективное использование материала в сопротивлении изгибу. Для практического проектирования данный результат особенно важен, так как позволяет снизить массу детали без пропорционального снижения её несущей способности. Графики зависимостей относительной и удельной прочности от структуры, заполнения, толщины слоя отображены на рисунке 12.

Для инженерной оценки предела прочности при изгибе проверена регрессионная модель, учитывающая структуру, плотность заполнения и толщину слоя.

$$\sigma_{изг} = 33{,}51 + 27{,}54f - 22{,}89h + 4{,}53K_1 - 0{,}97K_2, \quad (6)$$

где f — заполнение в долях единицы; h — толщина слоя, мм; K_1, K_2 — параметры структуры, для структуры «сетка» $K_1 = 1$, для остальных — $K_1 = 0$, для структуры «соты» $K_2 = 1$, для остальных $K_2 = 0$.

Коэффициент детерминации модели (6) составляет $R^2 = 0{,}95$, средняя относительная ошибка — 3,7 %. Для квадратичной модели коэффициент детерминации 0,96, что подтверждает преимущественно линейный характер зависимости в выбранных диапазонах факторов. Это позволяет применять модель (6) для предварительных расчетов и выбора параметров печати при проектировании. Также можно использовать зависимости из таблицы 6.

На рисунке 13 представлены экспериментальный и теоретический предел прочности при изгибе для каждого образца.

Для оценки влияния отношения длины пролета к толщине образца (l/h) на прочность при изгибе были выполнены выборочные испытания образцов с размерами: L = 200 мм, b = 20 мм, h = 10 мм, l/h = 16. Увеличение расстояния между опорами приводит к росту «кажущейся» прочности — образцы с l/h = 16 показывают на 3,7–10,9 % более высокий предел прочности при изгибе. Разница усиливается при увеличении заполнения:

– при 20–40 % заполнения: $\Delta \approx 3{,}7$–$4{,}7$ %;

– при 60–80 % заполнения: $\Delta \approx 9{,}5$–$10{,}9$ %.

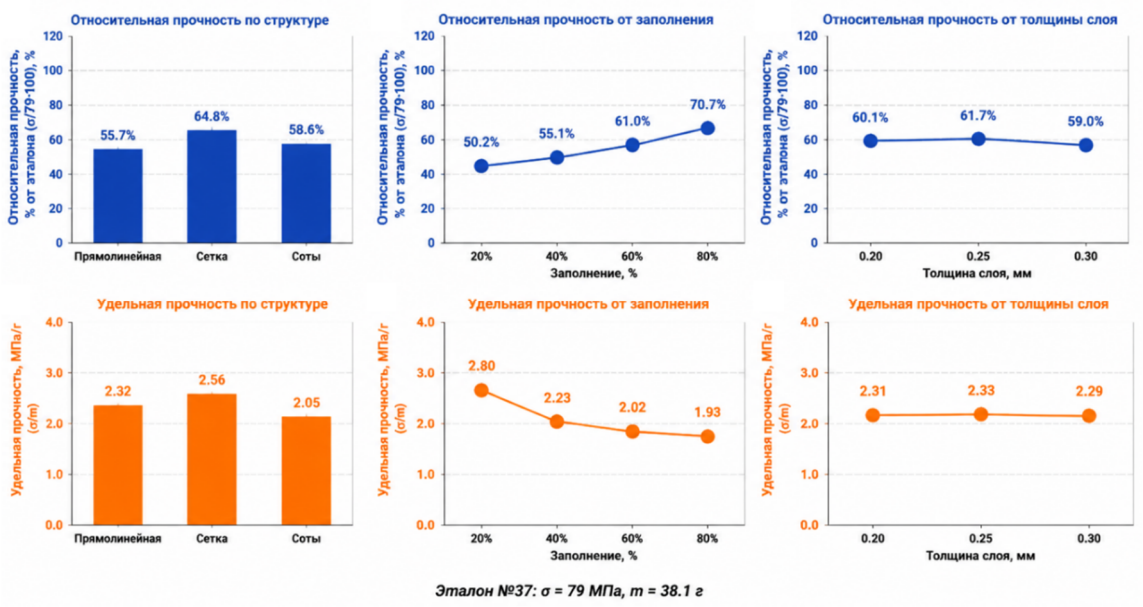


Рисунок 12 — Зависимости относительной и удельной прочности от структуры, заполнения, толщины слоя

Таблица 6

Эмпирические зависимости предела прочности при изгибе

Структура	Предел прочности при изгибе	Коэффициент детерминации
Прямолинейная	$\sigma_{изг} = 33,5 + 27,42f - 22,95h$	0,931
Сетка	$\sigma_{изг} = 36,95 + 28,15f - 20,43h$ или $\sigma_{изг} = 29,47 + 53,82f - 6,75h - 31,67f^2 - 26,37h^2$	0,924 0,948
Соты	$\sigma_{изг} = 31,33 + 27,80f - 20,48h$	0,932

Рисунок 13 — Экспериментальный и теоретический предел прочности при изгибе

При меньшем расстоянии между опорами (100 мм) вклад касательных напряжений и локальных дефектов в зоне приложения нагрузки больше, что приводит к более раннему разрушению. При увеличенном до 160 мм расстоянии преобладает деформация изгиба, разрушение происходит при более высоких напряжениях. Влияние отношения l/h на предел прочности при изгибе показано на рисунке 14.

В ряде работ [6–8] рассмотрено влияние пористости на прочность при изгибе. Пористость связана с заполнением прямой обратной зависимостью, на которую влияют доля цельных оболочек, наличие зазоров между линиями и слоями и другие факторы. Зависимость прочности от пористости имеет обратный характер: снижение пористости сопровождается ростом предела прочности при изгибе. Однако одинаковая пористость для разных структур не всегда приводит к одинаковой прочности, что подтверждает определяющую роль геометрии внутренней структуры. Поэтому в разработанной модели (7) учтено влияние структуры и толщины слоя:

$$\sigma_{изг} = 56,27 + 28,49П - 22,89h + 4,53K_1 - 0,97K_2, \qquad (7)$$

где $П$ — пористость в десятичном выражении,

$$П = 1 - \frac{G_{обр}}{G_{100}}, \qquad (8)$$

где $G_{обр}$, G_{100} — вес испытуемого образца и литьевого образца соответственно.

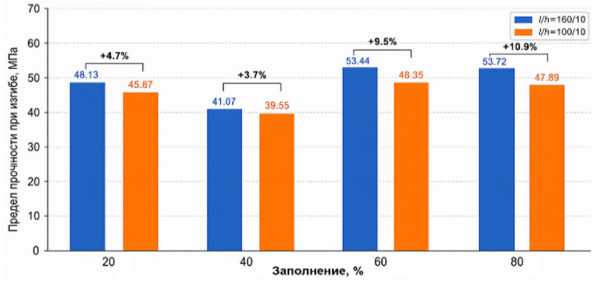


Рисунок 14 — Влияние отношения l/h на предел прочности при изгибе

Следует отметить, что время печати образцов существенно зависит от структуры при одинаковом заполнении. Из рассмотренных структур предпочтительна по времени печати при любом заполнении «Сетка». Это следует учитывать при изготовлении крупных изделий, к примеру, литейных моделей взамен деревянных. Средние значения времени печати по диапазону толщины слоя 0,2–0,3 мм приведены на рисунке 15.

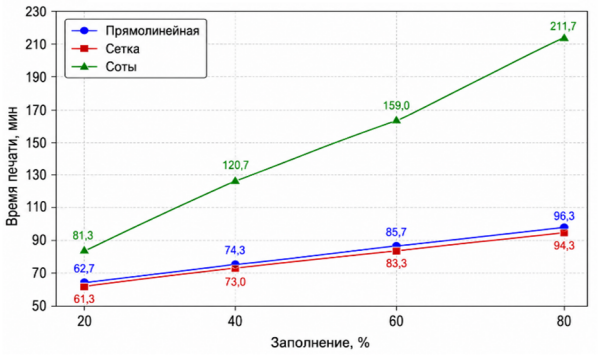


Рисунок 15 — Среднее время печати в зависимости от структуры и заполнения

Практические рекомендации. На основании выполненных испытаний и анализа полученных зависимостей можно предложить следующие рекомендации по выбору параметров FDM-печати деталей из PETG, воспринимающих изгибающие нагрузки:

1. Для деталей, к которым предъявляются максимальные требования по прочности при изгибе, рекомендуется использовать структуру «Сетка» при заполнении 80 % и толщине слоя 0,2–0,25 мм. Такое сочетание обеспечивает предел прочности до 60 МПа по экспериментальным данным и по расчетной модели.

2. Для деталей общего машиностроительного назначения рациональным является сочетание: структура «Сетка», заполнение 60 %, толщина слоя 0,25 мм. При таком режиме достигается предел прочности порядка 53 МПа при существенной экономии материала и времени печати.

3. При необходимости снижения массы детали можно применять заполнение 40 %, однако следует учитывать уменьшение предела прочности и повышенную чувствительность к локальному смятию наружных слоев.

4. Заполнение 20 % рекомендуется применять только для малонагруженных деталей, кожухов, макетов и элементов, для которых прочность при изгибе не является определяющим критерием.

5. При расчете деталей, работающих преимущественно на изгиб, следует использовать повышенный коэффициент запаса: для заполнения 20–40 % — не менее 2,0–2,5; для заполнения 60–80 % — 1,5–2,0.

6. Для деталей, работающих в условиях совместного действия изгиба и сдвига, предпочтительно использовать результаты испытаний образцов с меньшим отношением пролета к толщине, так как они ближе отражают условия эксплуатации массивных FDM-деталей.

Выводы:

1. Установлено, что предел прочности при изгибе образцов из PETG, изготовленных методом FDM-печати, определяется не только плотностью заполнения, но и типом внутренней структуры, определяющей фактическую геометрию сечения, и толщиной слоя, вероятно влияющей на адгезионную прочность.

2. Прямое применение расчетных зависимостей ГОСТ 4648-2014 для сплошного прямоугольного образца к FDM-образцам с пористой структурой может приводить к методической погрешности. Для повышения достоверности расчета необходимо использовать фактический момент сопротивления сечения изгибу. Разработан способ определения фактического момента сопротивления сечения изгибу на основе моделей из слайсера.

3. Структура «Сетка» показала наибольшую эффективность при работе на изгиб. Она обеспечивает высокие значения прочности при всех плотностях заполнения и наиболее рациональное использование материала. Увеличение заполнения с 20 до 80 % приводит к росту предела прочности при изгибе для всех структур. Наиболее заметный относительный прирост установлен для структуры «Соты», однако абсолютные максимальные значения получены для структуры «Сетка». Увеличение толщины слоя с 0,2 до 0,3 мм в большинстве случаев сопровождается снижением прочности, что связано с особенностями формирования межслоевых соединений. Оптимальной с точки зрения сочетания прочности и производительности можно считать толщину слоя 0,25 мм. Сравнение образцов с отношениями $l/h = 10$ и $l/h = 16$ показало, что уменьшение пролета приводит к завышению предела прочности пористых FDM-образцов на 3,7–10,9 %. Это связано с увеличением вклада поперечного сдвига и смешанным характером разрушения.

4. Полученная эмпирическая модель с коэффициентом детерминации $R^2 = 0{,}95$ может применяться для предварительной оценки прочности при изгибе FDM-образцов из PETG в диапазоне заполнения 20–80 %, толщины слоя 0,2–0,3 мм и рассмотренных типов структур. Результаты

исследования могут быть использованы конструкторами при выборе параметров печати деталей из PETG, работающих на изгиб, а также при разработке методик испытаний FDM-изделий со слоисто-пористой структурой.

Список источников

1. ГОСТ 4648–2014 (ISO 178:2010). Пластмассы. Метод испытания на статический изгиб. М. : Стандартинформ, 2016. 19 с.

2. Влияние условий 3D-печати полиэтилентерефталатгликоля на механические свойства изделий на его основе / С. В. Котомин, Д. В. Крамарев, И. М. Обидин, С. В. Полунин // Высокомолекулярные соединения. Серия А. 2022. Т. 64. № 6. С. 416–422. DOI: 10.31857/S2308112022700213 EDN WXESSW

3. Исследование прочности изделий, полученных методом 3D-печати / А. В. Балашов [и др.] // Ползуновский вестник. 2016. № 2. С. 61–64. EDN WJHZHT

4. ГОСТ 18564–2017 (ISO 1209-1:2007, ISO 1209-2:2007). Пластмассы ячеистые жесткие. Метод испытания на статический изгиб. М. : Стандартинформ, 2017. 7 с.

5. Ultimaker PETG: Technical data sheet. Ultimaker. 2022. URL: https://um-support-files.ultimaker.com/materials/2.85mm/tds/PETG/Ultimaker-PETG-TDS-v1.00.pdf (date of treatment: 04.06.2026).

6. Горбунов А. В., Смирнов И. А., Федоров В. А. Анализ влияния пористости на прочностные характеристики PETG при изгибе в изделиях аддитивного производства // Аддитивные технологии. 2022. № 1. С. 22–29.

7. Говоров И. С, Потапов А. А., Веневцев А. Ю. Исследование физико-механических свойств образцов после FDM печати // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2023. № 11. С. 446–450. EDN SMYLXF

8. Zhang Y., Li X., Wang H. Effect of infill density on porosity and flexural behaviour of PETG parts made by fused filament fabrication // Polymer Testing. 2022. Vol. 112. Art. 107623.

© Братцев В. Г., Бревнов А. А., Поданёва В. К., Балашов Д. В., 2026

Рекомендована к печати к.э.н., доц., зав. каф. ТОМП ДонГТУ Зинченко А. М., гл. инженером ООО «Завод Прогресс 2000» Хлебниковым А. С.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Братцев Виталий Геннадьевич, *зам. директора ИЦ СОМП, УПНИ*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия, e-mail: somp@dontu.ru

Бревнов Александр Аркадьевич, *канд. техн. наук, доцент каф. высшей математики и естественных наук*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

Поданёва Виктория Константиновна, *инженер ИЦ СОМП, УПНИ*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

Балашов Дмитрий Владимирович, *лаборант ИЦ СОМП, УПНИ*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

***Bratsev V. G., Brevnov A. A., Podanyova V. K., Balashov D. V.** *(Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, *e-mail: somp@dontu.ru)*

EFFECT OF 3D-PRINTING PARAMETERS ON FLEXURAL STRENGTH OF POLYETHYLENE TEREPHTHALATE GLYCOL SAMPLES

The article considers the outcomes of bending tests of polyethylene terephthalate glycol samples printed on a 3D-printer with a different combination of technological parameters: filling, structure, layer thickness. The influence of these parameters on the bending strength is estimated. Empirical dependences for calculating the bending strength are given. The interrelation between tensile strength and porosity is considered. The relative and specific strengths for different combinations of parameters are determined. Practical recommendations on the choice of parameters for designers are given.

Key words: *polyethylene terephthalate glycol, PETG, 3D-printer, samples, bending tests, filling, structure, thickness, layer, porosity, orientation, slicer.*

References

1. GOST 4648-2014 (ISO 178:2010). Plastics. Static bending test method [GOST 4648-2014 (ISO 178:2010). Plastmassy. Metod ispytaniya na staticheskij izgib]. M. : Standartinform. 2016. 19 p.

2. Kotomin S. V., Kramarev D. V., Obidin I. M., Polunin S. V. The influence of 3D-printing conditions of polyethylene terephthalate glycol on the mechanical properties of products based on it [Vliyanie uslovij 3D-pechati polietilentereftalatglikolya na mekhanicheskie svojstva izdelij na ego osnove]. Vysokomolekulyarnye soedineniya. Seriya A. 2022. Vol. 64. No. 6. Pp. 416–422. DOI: 10.31857/S2308112022700213 EDN WXESSW

3. Balashov A. V. [et al.]. Investigation of the strength of products obtained by 3D-printing [Issledovanie prochnosti izdelij, poluchennyh metodom 3D-pechati]. Polzunovskiy vestnik. 2016. No. 2. Pp. 61–64. EDN WJHZHT

4. GOST 18564-2017 (ISO 1209-1:2007, ISO 1209-2:2007). Rigid cellular plastics. Static bending test method [GOST 18564-2017 (ISO 1209-1:2007, ISO 1209-2:2007). Plastmassy yacheistye zhyostkie. Metod ispytaniya na staticheskij izgib]. M. : Standartinform. 2017. 7 p.

5. Ultimaker PETG: Technical data sheet. Ultimaker. 2022. URL: https://um-support-files.ultimaker.com/materials/2.85mm/tds/PETG/Ultimaker-PETG-TDS-v1.00.pdf (date of treatment : 04.06.2026).

6. Gorbunov A. V., Smirnov I. A., Fedorov V. A. Analysis of the effect of porosity on the strength characteristics of PETG during bending in additive manufacturing products [Analiz vliyaniya poristosti na prochnostnye harakteristiki PETG pri izgibe v izdeliyah additivnogo proizvodstva]. Additive technologies. 2022. No. 1. Pp. 22–29.

7. Govorov I. S., Potapov A. A., Venevtsev A. Yu. Study of physical and mechanical properties of samples after FDM printing [Issledovanie fiziko-mekhanicheskih svojstv obrazcov posle FDM pechati]. Izvestiya Tula State University. Technical sciences. 2023. No. 11. Pp. 446–450. EDN SMYLXF

8. Zhang Y., Li X., Wang H. Effect of infill density on porosity and flexural behaviour of PETG parts made by fused filament fabrication. Polymer Testing. 2022. Vol. 112. Art. 107623.

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Bratsev Vitaly Gennadievich, *Deputy Director of the Engineering Center of "Machine-tool design provision of mechanical facilities", Advanced Research Projects Agency*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia, e-mail: somp@dontu.ru

Brevnov Aleksandr Arkadievich, *PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Mathematics and Natural Sciences*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

Podanyova Viktoriya Konstantinovna, *Engineer of the Engineering Center of "Machine-tool design provision of mechanical facilities", Advanced Research Projects Agency*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

Balashov Dmitry Vladimirovich, *Laboratory Assistant of the Engineering Center of "Machine-tool design provision of mechanical facilities", Advanced Research Projects Agency*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 621.926.9 EDN: ENKPFB

Левченко Э. П., Акимова О. И., Левченко О. А.
Донбасский государственный технический университет
**E-mail: edulep@rambler.ru*

ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ РОТОРНО-УДАРНОГО ИЗМЕЛЬЧИТЕЛЯ: АНАЛИТИЧЕСКИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

Работа посвящена актуальной проблеме повышения эффективности приготовления стальной колотой дроби путем её раскалывания прямым стесненным ударом в оригинальной, не имеющей аналогов конструкции роторно-ударного измельчителя. Так как существующие способы получения колотой дроби в шаровых мельницах обладают очень низкой эффективностью, обосновывается энергетическая эффективность прямого стесненного удара.

Ключевые слова: *роторно-ударный измельчитель, падающие мелющие тела, энергозатраты, мощность, эффективность измельчения.*

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. Использование стальной колотой дроби для абразивной очистки металлоизделий от коррозии, окалины, пригаров и других дефектов поверхности является общепринятой практикой [1]. В настоящее время основным оборудованием для производства такой дроби остаются шаровые мельницы, отличающиеся простотой конструкции, надежностью и безопасностью [2]. Тем не менее данная технология обладает рядом серьезных минусов: высокой металлоемкостью, интенсивным износом рабочих элементов (футеровки и мелющих тел), а также крайне низким КПД (2–20 %), что свидетельствует о неэффективном энергопотреблении [3]. Кроме того, многократное воздействие на материал в камере мельницы приводит к его переизмельчению, что ухудшает фракционный состав готового продукта и неоправданно увеличивает энергозатраты.

В контексте современных требований к эффективности производственных процессов, особую актуальность приобретает задача, заключающаяся в разработке инновационного подхода к разрушению материалов посредством прямого стесненного удара [4]. Реализация данного подхода обещает существенное повышение производительности и снижение энергозатрат, что подчеркивает его значимость как с научно-технической, так и с практической точки зрения.

Постановка задачи. В связи с высокими энергозатратами и пониженной эффективностью приготовления колотой стальной дроби посредством барабанных мельниц (мощность привода 55 кВт) повышение эффективности раскалывания округлых частиц прямым стесненным ударом обеспечивает повышение производительности и сокращение электроэнергии при выпуске готовой продукции [5, 6]. Основополагающим фактором выступает повышение разрушающего действия на измельчаемое сырье ударных элементов, обеспечивающих более концентрированную передачу разрушающих усилий по принципу «молота и наковальни». Определение энергетических характеристик не имеющего аналогов способа раскалывания и физической модели роторно-ударного измельчителя стальной дроби играет существенную роль в вопросах создания методики расчета и научном обосновании основных параметров таких машин.

Успешное решение этих задач обеспечит получение ощутимых практических результатов и модернизация технологии изготовления колотой стальной дроби.

В этой связи ***целью*** данных исследований выступает сравнительный анализ энергозатрат принципиально новой кон-

струкции роторно-ударного измельчителя на основе полученных аналитических и экспериментальных данных и сопоставимость их результатов.

Объект исследования — технологические особенности получения колотой дроби прямым ударом, включающие раскалывание частиц сферической формы в роторно-ударном измельчителе.

Предмет исследования — анализ энергетических показателей привода на основе сравнения теоретических и экспериментальных данных.

Задачи исследования:

– оценка расчетной мощности электродвигателя роторно-ударного измельчителя;

– получение полиномиальной математической модели мощности привода физической модели измельчителя на основе многофакторных исследований;

– графическая визуализация полученных математических функций мощности привода и их сравнительная оценка;

– определение ошибки в расхождении теоретических и экспериментальных данных энергозатрат.

Методика исследования. Исследование энергетических параметров энергозатрат в рабочей камере роторно-ударного измельчителя прямого стесненного удара проводилось аналитическим и экспериментальным путем с последующим сопоставлением полученных энергозатрат привода.

Изложение материала. Для повышения эффективности раскалывания стальной дроби с целью получения остроугольного абразива предложен принцип стесненного прямого удара (рис. 1), реализованный в физической модели ударно-центробежной мельницы (рис. 2), принципиальная новизна и эффективность которой подтверждена патентом Российской Федерации [4]. Данный подход позволяет существенно повысить концентрацию ударных усилий за счет направленности вектора раскалывающей силы к центру сферической частицы, максимально исключив касательные напряжения, в значительной мере развивающиеся при работе шаровой мельницы, традиционно применяемой для приготовления колотой стальной дроби в производственных условиях её изготовления [7]. При этом известно, что барабанные шаровые мельницы обладают очень низким коэффициентом полезного действия, а задача его повышения выступает основной из самых актуальных при совершенствовании процессов их работы. Следовательно, интересным является рассмотрение энергозатрат ударно-центробежного измельчителя, расходуемых при раскалывании стальной дроби.

Рассмотрим задачу определения траектории движения мелющих тел с учетом сил сопротивления во вращающемся барабане шаровой мельницы (рис. 1).

Процесс измельчения начинается с подачи сырья в рабочую камеру через загрузочное отверстие. В рабочей зоне камеры измельчение материала осуществляется за счет кинетической энергии падающих мелющих тел. Процесс разрушения базируется на ударном воздействии тел о футеровку корпуса, для защиты которой применяется износостойкая сталь Гадфильда (110Г13Л). Эта сталь отличается высокой ударной износостойкостью, обусловленной упрочнением поверхности методом наклёпа.

Оптимальное разрушение материала достигается благодаря совпадению геометрических форм мелющих тел и внутренней стенки корпуса в зонах контакта [8]. При этом создаются условия для прямого стесненного удара, при котором кинетическая энергия мелющих тел максимально эффективно преобразуется в энергию разрушения. В результате удар мелющих тел по материалу происходит под прямым или близким к прямому углом.

Движение мелющих тел вверх и вниз обеспечивается вращающимся ротором, через который проходят штоки, связанные с мелющими телами. Вращение ротора преобразуется в кинетическую энергию мелющих тел, которая затем накапливает-

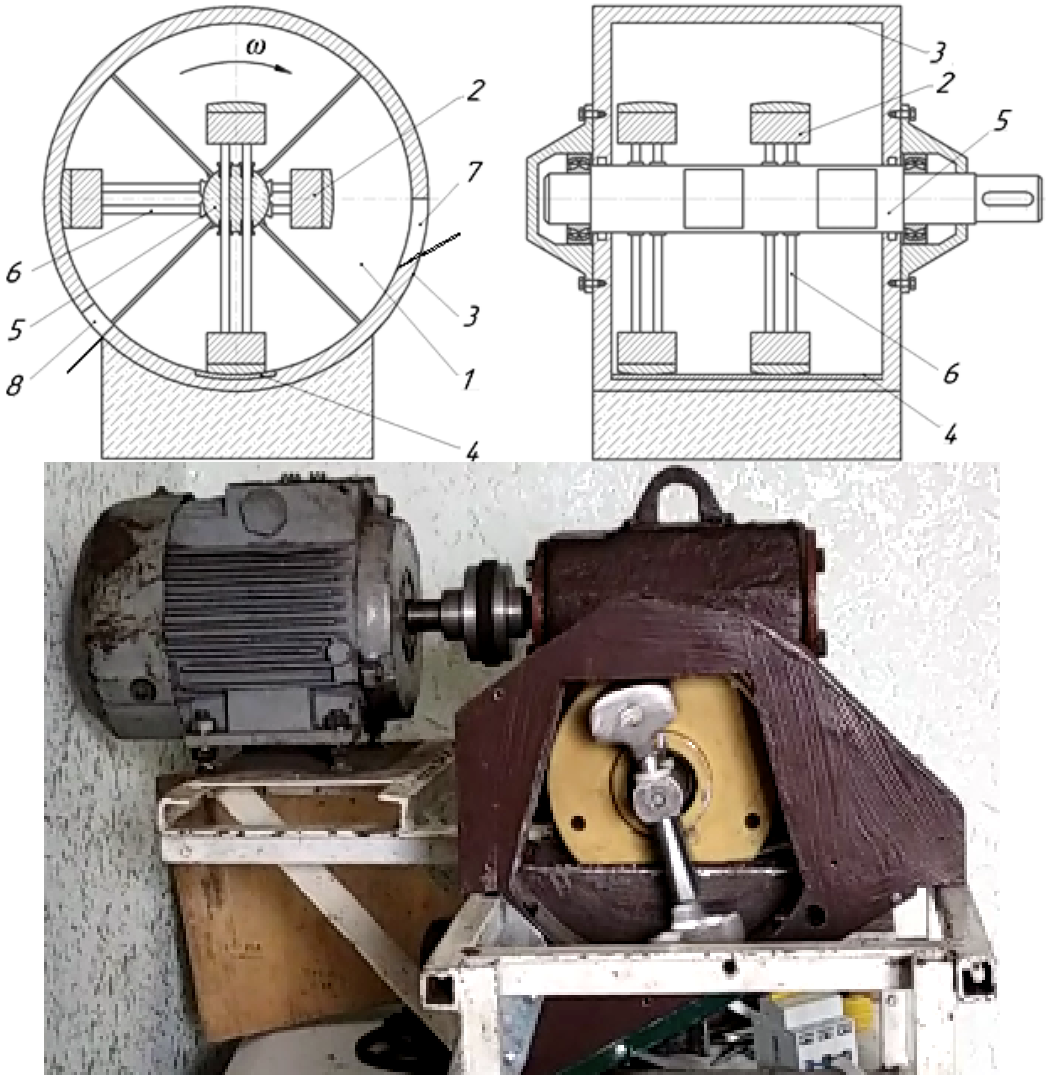
ся в виде потенциальной энергии при их подъеме. Для достижения максимальной энергии разрушения мелющие тела взаимно зафиксированы между собой и с ротором через направляющие, образуя цельную конструкцию [9]. Расколотая дробь удаляется посредством разгрузочного приспособления. Варьированием частоты вращения ротора достигается задание количества ударных циклов, что влияет на производительность процесса и размеры конечных частиц.

Мощность электропривода, задающего работу роторно-ударного измельчителя, находится с помощью приведенного ниже соотношения:

$$W_{дв} = \frac{M_{кр} \cdot \omega}{\eta_{пр}}, \qquad (1)$$

где $M_{кр}$ — крутящий момент; ω — угловая частота вращения ротора; $\eta_{пр}$ — коэффициент полезного действия привода [10].

На рисунке 2 показана зависимость потребляемой мощности привода роторно-ударного измельчителя от углового положения ротора в момент раскалывания стальной дроби.



1 — камера измельчения; 2 — измельчающие тела; 3 —корпус; 4 — футеровка; 5 — ротор; 6 — направляющие; 7 — загрузочное окно; 8 — разгрузочное приспособление

Рисунок 1 — Схема и конструктивные особенности измельчителя

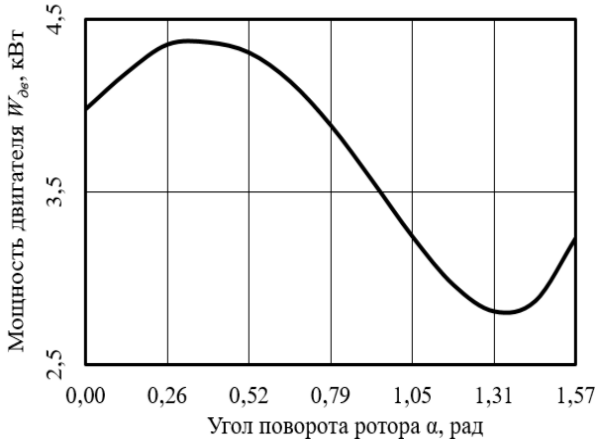


Рисунок 2 — Изменение мощности, необходимой для приведения во вращение ротора измельчителя, в зависимости от его текущего углового положения

Расчет мощности электродвигателя для роторно-ударного измельчителя производится путем умножения максимального значения мощности, определенного по графику, на коэффициент запаса. Этот коэффициент, обычно находящийся в пределах 1,1–1,3, учитывает способность двигателя справляться с перегрузками [11].

В диапазоне углов поворота ротора роторно-ударного измельчителя от 0 до π радиан момент сопротивления и, соответственно, требуемая мощность привода могут варьироваться в 1,6 раза. Пиковое значение мощности достигается при таком угле поворота ротора, при котором начинается поступательное движение штока.

Ввиду того что расчеты выполнены для однорядной конфигурации роторно-ударного измельчителя, определение необходимой мощности осуществляется исходя из такой зависимости:

$$W_{дв} = \frac{k_{мощн} \cdot M_{кр} \cdot \omega \cdot q_p}{\eta_{пр}}, \qquad (2)$$

где q_p — показатель системности компоновки узлов измельчителя; $k_{мощн}$ — коэффициент запаса мощности.

Ориентировочная мощность электродвигателя роторно-ударного измельчителя определяется характером многорядной схемы измельчения с учетом коэффициента мощности $k_{мощн} = 1{,}5$ (согласно формуле 2 и графическим данным рис. 2), показывает, что для обеспечения процесса требуется двигатель мощностью порядка 17,2 кВт.

Экспериментальные данные, полученные в исследованиях [12, 13], касаются механизмов раскалывания стальной дроби сферической формы по выявлению мощности, затрачиваемой приводом, показали следующие эмпирические данные, представленные в таблице 1.

При этом проводился многофакторный эксперимент второго порядка на основе центрального композиционного рототабельного униформ-планирования [14] с интервалами и уровнями варьирования факторов согласно таблице 2.

Таблица 1

Результаты многофакторного эксперимента

Эксперимент	Мощность, Вт
1	125
2	135
3	175
4	180
5	130
6	155
7	100
8	185
9	140
10	145
11	135
12	140
13	145

Таблица 2

Интервалы и уровни варьирования факторов

Показатель	$x_1(m_м)$, кг	$x_{2(}\omega)$, рад/с
Основной уровень, $x_i = 0$	1,88	6,1
Интервал варьирования, I	0,18	0,98
Верхний уровень, $x_i = +1$	2,06	7,08
Нижний уровень, $x_i = -1$	1,7	5,12
Верхняя звездная точка, $x_i = +1{,}414$	2,14	7,49
Нижняя звездная точка, $x_i = -1{,}414$	1,62	4,71

Определение значимости коэффициентов регрессионной зависимости привело к формированию адекватной функции отклика, описываемой представленной полиномиальной моделью

$$y(x_1, x_2) = 4,53 \cdot x_1 + 25,13 \cdot x_2 + 0,17 \cdot x_1^2 + \\ +0,17 \cdot x_2^2 - 1,25 \cdot x_1 \cdot x_2 + 145,03. \quad (3)$$

При рассмотрении в натуральном виде [15] зависимость (3) принимает такую форму:

$$W = 48,2 \cdot m_м + 36,51 \cdot \omega + 4,97 \cdot m_б^2 + \\ +0,17 \cdot \omega^2 - 6,93 \cdot m_м \cdot \omega - 112,9. \quad (4)$$

Проверка адекватности математической модели, предназначенной для расчета мощности, требуемой на приведение в действие машины по измельчению сырья, основывалась на сравнительной оценке рассчитанных по формуле (2) значений и определенных по уравнению регрессии (4). Результаты этого сопоставления представлены в таблице 3.

Сравнение экспериментальных данных с результатами аналитических расчетов показывает, что их относительная погрешность при выявлении требуемой мощности электродвигателя составляет около 3 %.

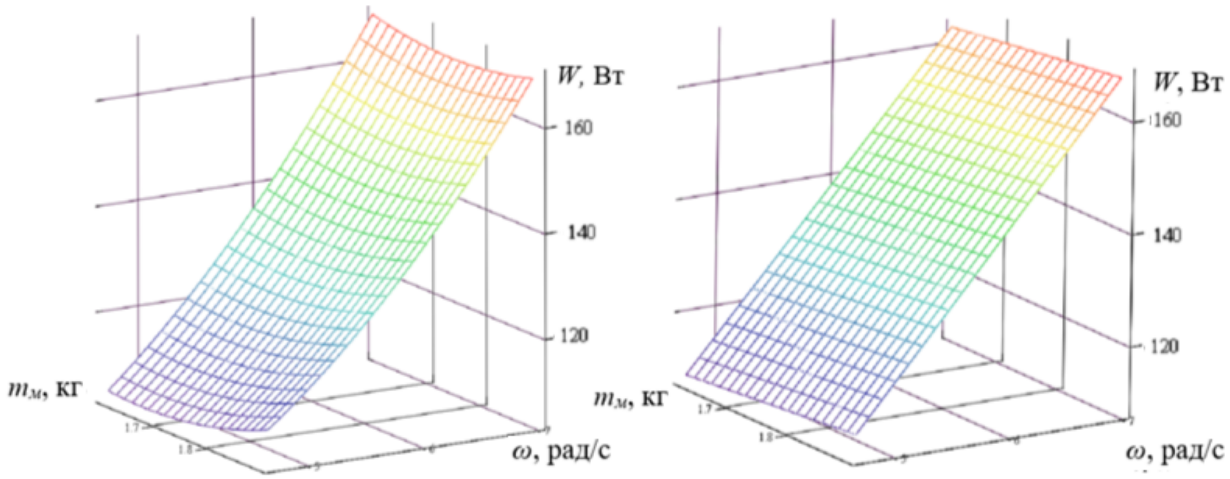
Для визуального представления и сравнения значений, рассчитанных по аналитической зависимости (2), с результатами экспериментальных исследований, полученных по эмпирической формуле (4), были построены графики. Эти графики отображают поверхности, характеризующие мощность привода ударного-роторного измельчителя, согласно теории и экспериментам (рис. 3, *а*, *б*).

Сопоставление визуальных материалов, отображенных на рисунке 3, показывает значительное соответствие расчетной модели, полученной из уравнения (2) для оценки изменения мощности привода роторно-ударной дробилки, и поверхности, сформированной на базе экспериментальных данных. Данное совпадение выступает убедительным доказательством правильности выводов, сделанных ранее в ходе аналитических работ, в том числе выражения для вычисления нужной мощности электрического двигателя при дроблении шарообразных частиц.

Таблица 3

Сравнительный анализ значений потребляемой мощности привода роторно-ударной мельницы, рассчитанных аналитическим путем и с помощью регрессионных моделей

№ п/п	Результаты		Погрешность, %
	Исходя из параметров регрессионной модели (4)	Согласно формуле (2)	
1	119,5	113,5	5,3
2	123,8	128,6	3,7
3	166,3	169,8	2,1
4	172,5	179,9	4,1
5	141,7	139,0	2,0
6	149,2	156,8	4,9
7	111,9	109,9	1,8
8	179,4	186,0	3,6
9	145,5	141,1	3,1
10	145,5	141,1	3,1
11	145,5	141,1	3,1
12	145,5	141,1	3,1
13	145,5	141,1	3,1
Усредненное отклонение, %			3,3



а — аналитические результаты; б — экспериментальные результаты

Рисунок 3 — Визуальное сравнение полученных результатов

Результаты экспериментальных работ подтвердили адекватность математической модели процесса дробления сферических частиц в роторно-ударном аппарате. Кроме того, было доказано, что предложенный подход позволяет эффективно определять оптимальные энергетические и силовые характеристики таких устройств для обработки различных типов материала, что представляет существенную практическую ценность.

Выводы и направление дальнейших исследований. На основании полученных данных были сформулированы следующие заключения:

1. В качестве метода планирования многофакторных экспериментов применено центральное композиционное рототабельное униформ-планирование второго порядка. Для изучения механизма разрушения стальной дроби и формирования рекомендаций по ключевым конструктивно-технологическим параметрам дробильно-измельчительного оборудования была создана физическая модель роторно-ударного измельчителя.

2. Обработка полученных в ходе лабораторных опытов и тестирования роторно-ударной дробилки данных базировалась на общепринятых аналитических процедурах и инструментах математической статистики. Для проверки значимости и надежности собранных результатов применялись критерии Стьюдента, Фишера и Кохрена, а также производилось вычисление относительной погрешности измерений.

3. Разрушение единичной стальной сферической дроби методом прямого стесненного удара показало, что энергетические затраты на её разрушение значительно ниже, чем при раскалывании в шаровой мельнице.

4. Моделирование измельчения дроби в роторно-ударном измельчителе на основе физической модели с использованием центрального композиционного рототабельного униформ-планирования второго порядка. Построение регрессионной модели мощности привода позволило подтвердить адекватность аналитического метода расчета мощности электродвигателя дробильного оборудования. Средний уровень относительной погрешности данного метода составляет 3,3 %.

В перспективе планируется продолжить работу над темой путем углубления теоретического анализа технико-эксплуатационных параметров роторно-ударных дробильно-измельчительных устройств. Важным шагом также станет приспособление методик и взаимосвязей, выработанных в рамках данного исследования, к обширному перечню конструкций дробильного и измельчительного оснащения, задействованного в разнообразных отраслях экономики [16].

Список источников

1. Козлов Д. Ю. Бластинг: Гид по высокоэффективной абразивоструйной обработке. Екатеринбург : Оригами, 2007. 216 с.

2. Производство стальной литой термообработанной дроби в условиях машиностроительных предприятий / П. С. Гурченко [и др.]. Минск : Беларус. навука, 2014. 113 с.

3. Проектирование гидропривода дробильно-измельчительных машин : учебник / Э. П. Левченко [и др.]. Алчевск : ГОУ ВПО ЛНР «ДонГТИ», 2022. 316 с. EDN OUYSGK

4. Способ разрушения материалов стесненным ударом : пат. 2729155 Рос. Федерация / О. И. Павлиненко, А. П. Жильцов, В. Г. Чебан [и др.] ; № 2019127706 ; заявл. 02.09.2019 ; опубл. 04.08.2020, Бюл. 22. 6 с.

5. Акимова О. И., Левченко Э. П., Власенко Д. А. Инновационные направления в разработке и проектировании роторно-ударных измельчителей : монография. Вологда : Инфра-Инженерия, 2024. 120 с. EDN NYNEQK

6. Власенко Д. А., Левченко Э. П. Уточненная классификация отдельных типов дробильного оборудования предприятий черной металлургии // Вестник Луганского государственного университета имени Владимира Даля. 2021. № 6 (48). С. 43–50. EDN ODZUSN

7. Повышение эффективности раскалывания стальной дроби в шаровой мельнице / О. И. Павлиненко, Э. П. Левченко, О. А. Левченко, Н. А. Бондарь // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. 2017. № 5 (48). С. 86–91. EDN ZWJPHV

8. Павлиненко О. И., Власенко Д. А., Левченко Э. П. Аналитические приёмы обоснования основных параметров процесса раскалывания стальной дроби стеснённым ударом // Сборник научных трудов Донбасского государственного технического университета. 2019. № 15 (58). С. 106–112. EDN MGHQYW

9. Левченко Э. П., Левченко О. А. Основные положения и рекомендации по изучению прикладной механики и основ конструирования (теории механизмов и машин и деталей машин) : учебное пособие. Алчевск : ГОУ ВПО ЛНР «ДонГТУ», 2017. 188 с. EDN ZFGRSX

10. Основы проектирования и расчета механических приводов технологического оборудования : учеб. пособие / В. Т. Батиенков, Р. В. Баотенков, В. Е. Скринников, В. А. Лепихова. Новочеркасск : ЮРГПУ, 2022. 184 с. EDN ZUZXJE

11. Усольцев А. А. Электрический привод : учебное пособие. СПб. : НИУ ИТМО, 2012. 238 с. EDN ZUXUSN

12. Анализ параметров процесса раскалывания стальной сферической дроби стесненным центральным ударом / А. П. Жильцов, О. И. Павлиненко, Д. А. Власенко, Э. П. Левченко // Черные металлы. 2020. № 8. С. 29–33. EDN WEGZWI

13. Обоснование конструктивно-технологических параметров роторно-ударного измельчителя стальной колотой дроби / А. П. Жильцов, Э. П. Левченко, О. И. Акимова, Д. А. Власенко // Черные металлы. 2024. № 1. С. 46–51. DOI: 10.17580/chm.2024.01.07 EDN FXKFUJ

14. Налимов В. В., Чернова Н. А. Статистические методы планирования экстремальных исследований М. : Наука, 1965. 340 с. EDN JKADQN

15. Белай Г. Е., Дембовский В. В., Соценко О. В. Организация металлургического эксперимента: учеб. пособие для вузов. М. : Металлургия, 1993. 256 с.

16. Вклад Донбасса в развитие теории и практики совершенствования процессов фракционной подготовки и дробильно-измельчительных машин / Д. А. Власенко [и др.] // Черные металлы. 2026. № 4. С. 4–11. DOI: 10.17580/chm.2026.04.01 EDN BZJZBE

© Левченко Э. П., Акимова О. И, Левченко О. А., 2026

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. АТ ЛГУ им. В. Даля Замотой Т. Н., к.т.н., доц. каф. ГТ и БП ДонГТУ Смекалиным Е. С.

Статья поступила в редакцию 02.09.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Левченко Эдуард Петрович, *канд. техн. наук, доцент каф. технологии и организации машиностроительного производства*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия, e-mail: edulep@rambler.ru

Акимова Ольга Игоревна, *канд. техн. наук, доцент каф. горных энергомеханических систем*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

Левченко Оксана Александровна, *канд. техн. наук, доцент каф. технологии и организации машиностроительного производства*
Донбасский государственный технический университет,
г. Алчевск, Россия

***Levchenko E. P., Akimova O. I., Levchenko O. A.** *(Donbass State Technical University, Alchevsk, Russia, *e-mail: edulep@rambler.ru)*

ENERGY EFFICIENCY OF A ROTARY IMPACT CRUSHER: ANALYTICAL AND EXPERIMENTAL STUDIES

This work is devoted to the pressing issue of increasing the efficiency of steel grit production by splitting it through a direct constrained impact in a unique, one-of-a-kind rotary impact crusher design. Since the existing methods for producing grit in ball mills are highly inefficient, the energy efficiency of the direct constrained impact is justified.

Key words: *rotary impact crusher, falling grinding bodies, energy consumption, capacity, grinding efficiency.*

References

1. Kozlov D. Yu. Blasting: a guide to high-efficiency abrasive blasting [Blasting: gid po vysokoeffektivnoj abrazivostrujnoj obrabotke]. Ekaterinburg : Origami. 2007. 216 p.

2. Gurchenko P. S. [et al.]. Production of heat-treated steel cast grit in machine-building enterprises [Proizvodstvo stal'noj litoj termoobrabotannoj drobi v usloviyah mashino-stroitel'nyh predpriyatij]. Minsk : Belaruskaya Navuka. 2014. 113p.

3. Levchenko E. P. [et al.]. Design of hydraulic drives for grinding and crushing machines: a textbook [Proektirovanie gidroprivoda drobil'no-izmel'chitel'nyh mashin: uchebnik]. Alchevsk : SEI HPE LPR "DonSTI". 2022. 316 p. EDN OUYSGK

4. Method of material destruction by constrained impac t: pat. 2729155 the Russian Federation [Sposob razrusheniya materialov stesnennym udarom : pat. 2729155 the Russian Federation]. Pavlinenko O. I., Zhil'cov A. P., Cheban V. G. [et al.]. No. 2019127706 ; submitted 02.09.2019 ; published 04.08.2020. Bulletin 22. 6 p.

5. Akimova O. I., Levchenko E. P., Vlasenko D. A. Innovative directions in the development and design of rotary impact crushers : a monograph [Innovacionnye napravleniya v razrabotke i proektirovanii rotorno-udarnyh izmel'chitelej]. Vologda : Infra-Inzheneriya. 2024. 120 p. EDN NYNEQK

6. Vlasenko D. A., Levchenko E. P. Refined classification of specific types of grinding equipment used in ferrous metallurgy enterprises [Utochnennaya klassifikaciya otdel'nyh tipov drobil'nogo oborudovaniya predpriyatij chernoj metallurgii]. Bulletin of the Lugansk State University named after Vladimir Dahl. 2021. No. 6 (48). Pp. 43–50 EDN ODZUSN

7. Pavlinenko O. I., Levchenko E. P., Levchenko O. A., Bondar N. A. Improving the efficiency of steel grit splitting in a ball mill [Povyshenie effektivnosti raskalyvaniya stal'noj drobi v sharovoj mel'nice]. Collection of Scientific Papers of DonSTU. 2017. No. 5 (48). Pp. 86–91. EDN ZWJPHV

8. Pavlinenko O. I., Vlasenko D.A., Levchenko E. P Analytical techniques of substantiation of the main process variables of steel grit cleaving by constrained stroke [Analiticheskie priyomy obosnovaniya osnovnyh parametrov processa raskalyvaniya stal'noj drobi stesnyonnym udarom]. Collection of Scientific Papers of DonSTU. 2019. No. 15 (58). Pp. 106–112. EDN MGHQYW

9. Levchenko E. P., Levchenko O. A. Key principles and recommendations for studying the applied mechanics and the fundamentals of design (theory of mechanisms and machines and machine parts) : a study guide [Osnovnye polozheniya i rekomendacii po izucheniyu prikladnoj mekhaniki i osnov konstruirovaniya (teorii mekhanizmov i mashin i detalej mashin) : uchebnoe posobie]. Alchevsk : SEI HPE LPR "DonSTU". 2017. 188 p. EDN ZFGRSX

10. Batienkov V. T., Baotenkov R. V., Skrinnikov V. E., Lepihova V. A. Fundamentals of design and calculation of mechanical drives for process equipment : a study guide [Osnovy proektirovaniya i rascheta mekhanicheskih privodov tekhnologicheskogo oborudovaniya : ucheb. posobie]. Novecherkassk: YURGPU. 2022. 184 p. EDN ZUZXJE

11. Usoltsev A. A. Electrical drive: study manual [Elektricheskij privod : uchebnoe posobie]. SPb. : ITMO University. 2012. 238 p. EDN ZUXUSN

12. Zhil'cov A. P., Pavlinenko O. I., Vlasenko D. A., Levchenko E. P. Analysis of process parameters for splitting steel spherical shot using a constrained central impact [Analiz parametrov processa raskalyvaniya stal'noj sfericheskoj drobi stesnennym central'nym udarom]. Chernye Metally. 2020. No. 8. Pp. 29–33. EDN WEGZWI

13. Zhil'cov A. P., Levchenko E. P., Akimova O. I., Vlasenko D. A. Justification of the structural and technological parameters of a rotary-impact crusher for split steel grits [Obosnovanie konstruktivno-tekhnologicheskih parametrov rotorno-udarnogo izmel'chitelya stal'noj kolotoj drobi]. Chernye Metally. 2024. No. 1. Pp. 46–51. DOI: 10.17580/chm.2024.01.07 EDN FXKFUJ

14. Nalimov V. V., Chernova N. A. Statistical methods for planning extreme studies [Statisticheskie metody planirovaniya ekstremal'nyh issledovanij]. M. : Nauka. 1965. 340 p. EDN JKADQN

15. Belaj G. E., Dembovskij V. V., Socenko O. V. Organization of metallurgical experiments: a textbook for universities [Organizaciya metallurgicheskogo eksperimenta: ucheb. posobie dlya vuzov]. M. : Metallurgiya. 1993. 256 p.

16. Vlasenko D. A. [et al.]. Donbas' contribution to the development of theory and practice in improving fractional training processes and crushing-grinding machines [Vklad Donbassa v razvitie teorii i praktiki sovershenstvovaniya processov frakcionnoj podgotovki i drobil'no-izmel'chitel'nyh mashin]. Chernye Metally. 2026. No. 4. Pp. 4–11. DOI: 10.17580/chm.2026.04.01 EDN BZJZBE

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Levchenko Eduard Petrovich, *PhD in Engineering, Associate Professor of the Department of Technology and Organization of Machine-building Engineering*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia, e-mail: edulep@rambler.ru

Akimova Olga Igorevna, *PhD in Engineering, Assistant Professor of the Department of Mining Energy-mechanical Systems*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

Levchenko Oksana Aleksandrovna, *PhD in Engineering, Associate Professor of the Department of Technology and Organization of Machine-building Engineering*
Donbass State Technical University,
Alchevsk, Russia

СТРОИТЕЛЬСТВО

CIVIL ENGINEERING

СТРОИТЕЛЬСТВО

УДК 691.32 EDN: EVEAWF

[1,*]Логинова С. А., [2]Таничев М. В., [2]Гоглев И. Н., [1]Савченко А. Е.
[1]Ярославский государственный технический университет,
[2]Ивановский государственный технический университет
**E-mail: sl79066171227@yandex.ru*

МОДИФИКАЦИЯ СТРУКТУРЫ БЕТОНА НАНОЧАСТИЦАМИ С ЦЕЛЬЮ УЛУЧШЕНИЯ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ БЕТОНА

В статье поднимается вопрос влияния наночастиц на структуру и свойства бетона. Рассматриваются различные типы наномодификаторов, включая наночастицы карбида кремния и тетрафторбората аммония, которые вводятся в бетонную смесь для улучшения её физико-механических характеристик. В результате исследования было установлено, что добавка на основе тетрафторбората аммония — наиболее эффективный ускоритель твердения цементного камня. Незначительное удорожание (менее 2 %) полностью компенсируется ускорением работ и экономией материала, что делает её применение в монолитном строительстве экономически оправданным.

Ключевые слова: *наночастицы, бетон, физико-механические свойства, модификация, долговечность.*

Проблема и её связь с научными и практическими задачами. В настоящее время в строительной отрасли всё более востребованными становятся высокопрочные и высококачественные бетоны, позволяющие снижать материалоемкость конструкций, уменьшать сроки строительства и повышать долговечность зданий и сооружений [1–3].

Известно, что цемент имеет ключевое значение в формировании стоимости бетонных изделий. В связи с этим оптимизация расхода цемента в процессе изготовления бетонных и железобетонных конструкций становится актуальной задачей в современном строительстве. Для достижения экономии и улучшения характеристик бетона используются различные добавки — пластификаторы и модификаторы [4, 5].

На данный момент рынок предлагает очень широкий ассортимент различных добавок для улучшения качества бетонов [6–10]. При этом предполагается увеличение прочности бетонов при сохранении расхода вяжущего или экономия расхода вяжущего при сохранении прочности, а также улучшение удобоукладываемости бетонной смеси. Стоимость наиболее известных отечественных и зарубежных добавок (пластификаторов, суперпластификаторов и др.) изменяется в широких пределах — от 40 до 200 тыс. руб. за тонну [11–14]. Высокая цена добавок приводит к повышению себестоимости конечного продукта, и поэтому не все производственники стремятся использовать эти добавки [12, 15].

Одним из наиболее эффективных и быстроразвивающихся направлений повышения физико-механических характеристик цементных бетонов является наномодификация — введение в состав бетонной смеси нанодисперсных добавок, способных регулировать процессы структурообразования на микро- и наноуровне [2, 6–8]. Однако многие из существующих нанодобавок, например углеродные нанотрубки, нанокремнезем, фуллерены [5, 6], имеют высокую стоимость, сложны в диспергировании и требуют специального оборудования, что ограничивает их широкое промышленное внедрение. В связи с этим актуальными являются разработка и исследование доступных, технологичных и эффективных нанодобавок на основе недорогих химических соединений. Соединения на основе фторборатов и фторсиликатов, согласно теоретическим предпосылкам, обладают хорошим потенциалом для ис-

пользования в качестве активных компонентов нанодобавок, однако систематических экспериментальных данных об их влиянии на физико-механические характеристики цементного камня в научной литературе недостаточно [9–11].

Постановка задачи. ***Цель исследования*** заключается в оценке влияния нанодисперсных добавок на основе карбида кремния и тетрафторбората аммония на физико-механические характеристики цементного камня и определении оптимальных дозировок, обеспечивающих достижение требуемых физико-механических параметров при минимальном расходе добавок.

Задачи исследования:

– сформулировать теоретическое обоснование механизма действия фторборатных нанодобавок в цементной системе;

– подобрать рецептуры и приготовить контрольные и модифицированные образцы цементного камня с различным процентным содержанием добавок (карбид кремния, тетрафторборат аммония);

– провести лабораторные испытания образцов с целью определения их физико-механических показателей;

– выполнить сравнительный анализ эффективности добавок и определить оптимальные их дозировки, в том числе с экономической точки зрения.

Объект исследования — цементный камень на основе портландцемента марки М500Д0, модифицированный нанодисперсными добавками различной химической природы (инертный наполнитель — карбид кремния, активные добавки — тетрафторборат аммония).

Методика исследования. Экспериментальные исследования проводились с целью верификации теоретических предпосылок о влиянии комплексных нанодобавок на основе фторсодержащих солей на физико-механические характеристики цементного камня.

В качестве основного вяжущего использовался портландцемент ЦЕМ I 42,5Н, соответствующий требованиям ГОСТ 31108-2020. Для изготовления образцов применялась дистиллированная вода (ГОСТ 6709-72). Для испытания были выбраны следующие нанопорошки: карбид кремния и тетрафторборат аммония.

Для приготовления и испытания образцов использовалось следующее оборудование (рис. 1):

– весы электронные Mucheng 0,1–500 г (погрешность взвешивания ±0,01 г) и лабораторные весы до 5 кг;

– испытательная машина, предназначенная для определения предела прочности при изгибе цементных образцов МИИ-100;

– камера влажного твердения с регулируемой влажностью (99–100 %) и температурой (20±2 ºС);

– пресс испытательный гидравлический ПСУ-10 (максимальное усилие до 100 кН);

– металлические формы для изготовления образцов-кубов (по ГОСТ 22685-89).

Изготовление образцов производилось в соответствии с требованиями ГОСТ 310.4-81 (рис. 2).



а б в

Рисунок 1 — Оборудование для проведения испытаний: а) весы электронные Mucheng; б) испытательная машина МИИ-100; в) пресс испытательный ПСУ-10



Рисунок 2 — Образцы модифицированных цементных смесей

После изготовления образцы помещались в камеру нормального твердения с температурой 20±2 ºС и относительной влажностью воздуха 95–100 %. Выдерживание образцов производилось в течение 28 суток. Испытания на прочность на сжатие проводились методом разрушающего контроля на гидравлическом прессе в соответствии с ГОСТ 10180-2012.

Изложение материала. Для обеспечения корректности сравнительного анализа в первую очередь были определены прочностные характеристики контрольных (немодифицированных) образцов цементного камня. Результаты определения средней прочности на сжатие контрольных образцов представлены в таблице 1.

Анализ данных таблицы 1 показывает, что кинетика твердения контрольных образцов соответствует нормативным закономерностям: наиболее интенсивный прирост прочности наблюдается в первые 7–14 суток, к 28-суточному возрасту прочность стабилизируется на значении 49,8 МПа, что полностью соответствует характеристикам цемента М500.

Добавка № 1 (карбид кремния, SiC).

Добавка представляет собой композицию дистиллированной воды и нанопорошка карбида кремния SiC. Согласно теоретическим предпосылкам [9], карбид кремния выступает в роли инертного нанонаполнителя, не вступающего в химическое взаимодействие с продуктами гидратации портландцемента при нормальных условиях, но потенциально способного заполнять поровое пространство.

На рисунке 3 представлена кинетика твердения образцов с добавкой № 1 в сравнении с контрольными образцами.

Максимальная прочность среди образцов с добавкой № 1 достигнута при содержании SiC 7 % от массы цемента и составила 53,62 МПа в 28-суточном возрасте.

Добавка № 2 (тетрафторборат аммония, $NH_4[BF_4]$).

Добавка № 2 включает дистиллированную воду и нанопорошок тетрафторбората аммония $NH_4[BF_4]$. На рисунке 4 представлена кинетика твердения образцов с добавкой № 2 в сравнении с контрольными образцами.

Добавка № 2 демонстрирует выраженный ускоряющий эффект твердения цементного камня. Уже на третьи сутки прочность образцов с оптимальным содержанием добавки (2,16 %) достигает 38–39 МПа, что превышает 28-суточную прочность контрольных образцов (68,44 МПа) уже к 7-м суткам.

Таким образом, наиболее эффективной оказалась добавка, изготовленная на основе нанопорошка тетрафторборат аммония.

Для визуальной оценки качества изготовления и характера разрушения образцов на различных этапах эксперимента производилась фотофиксация (рис. 5).

Таблица 1

Прочностные характеристики контрольных образцов цементного камня

Наименование образца	Добавка, %	Средняя прочность на сжатие, МПа				
		сутки				
		3	7	14	21	28
Контрольные образцы	0	21,7	32,5	42,7	47,1	49,8

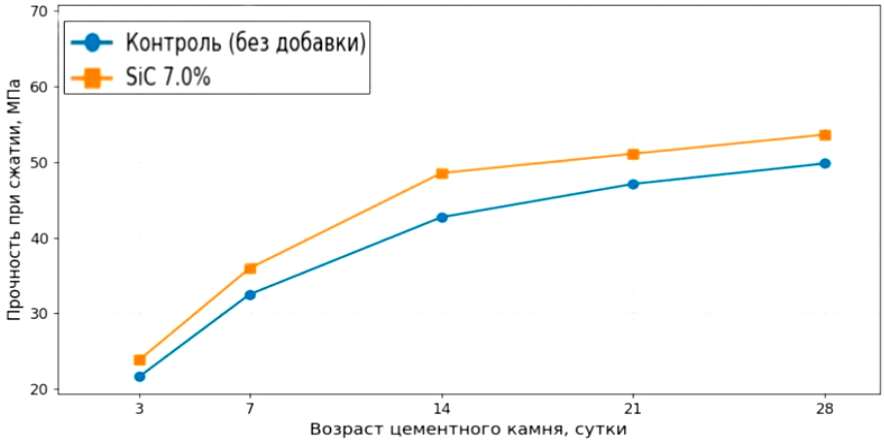


Рисунок 3 — Кинетика твердения цементного камня с добавкой № 1

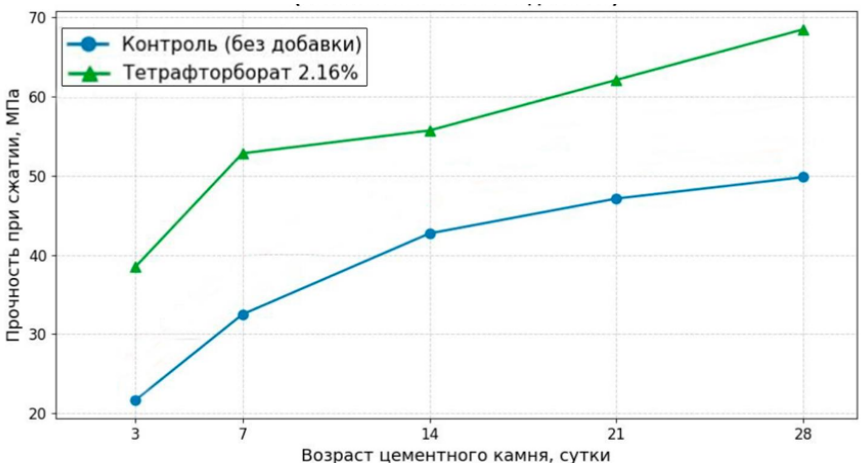
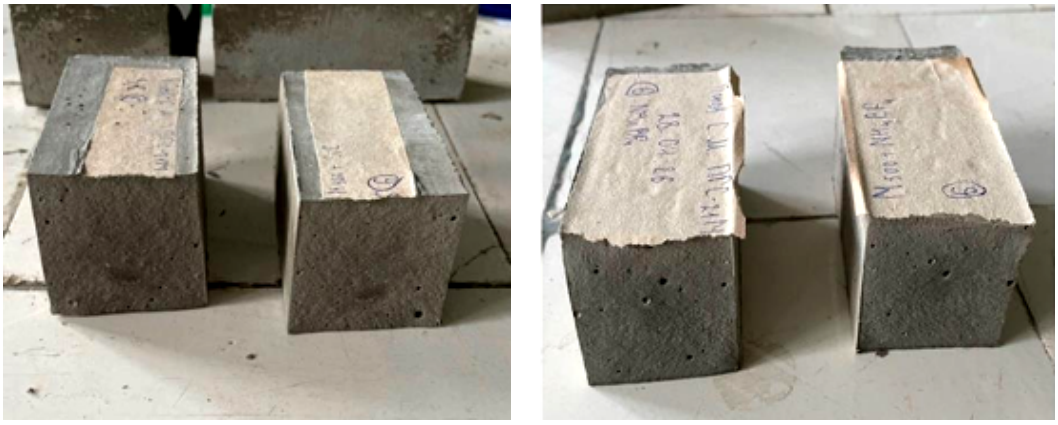


Рисунок 4 — Кинетика твердения цементного камня с добавкой № 2



а б

Рисунок — 5 Внешний вид образцов после испытания на прочность (28-е сутки): а) образец с добавкой № 1 (SiC); б) образец с добавкой № 2 ($NH_4[BF_4]$)

Визуальный осмотр образцов показывает, что образцы с добавкой № 2 (тетрафторборат аммония) характеризуются более плотной и однородной структурой по сравнению с контрольными образцами и образцами с добавкой № 1 (карбид кремния). У контрольных образцов преобладает хрупкое разрушение с образованием крупных осколков, тогда как образцы с добавкой № 2 демонстрируют более пластичное разрушение с развитой сетью микротрещин. Данные визуальные наблюдения коррелируют с результатами прочностных испытаний и подтверждают эффективность исследуемых добавок, особенно на основе тетрафторбората аммония, обеспечивающего наиболее плотную структуру цементного камня.

Выводы и направление дальнейших исследований. Соединения на основе фторборатов, согласно теоретическим предпосылкам, обладают высоким потенциалом для дальнейшего использования в качестве доступных и технологичных компонентов нанодобавок в бетон.

Предполагаемый механизм их действия — связывание гидроксида кальция с образованными нанодисперсными труднорастворимыми фазами.

Согласно результатам исследования, добавка на основе тетрафторбората аммония может быть рекомендована в качестве высокоэффективного ускорителя твердения цементного камня.

Незначительное удорожание (менее 2 % от стоимости изготавливаемого конструктивного элемента) полностью окупается за счет ускорения работ и/или экономии материала, что подтверждает экономическую целесообразность применения добавки на основе тетрафторбората аммония в монолитном строительстве.

Список источников

1. Гончаренко А. А. Высокопрочные бетоны как бетоны нового поколения // Вестник Луганского национального университета имени Владимира Даля. 2017. № 3–2 (5). С. 130–132. EDN YPULOW

2. Carbon fibers reinforced high-strength concrete: a brief insight / R. Kampayana, M. I. Rynkovskaya, G. M. Dabi, A. A. Q. Qais // Экономика строительства. 2024. № 4. С. 374–377. EDN HIXIBI

3. Bezgodov I. M., Kaprielov S. S., Sheynfeld A. V. Relationship between strength and deformation characteristics of high-strength self-compacting concrete // International Journal for Computational Civil and Structural Engineering. 2022. Vol. 18. Iss. 2. P. 175–183. DOI: 10.22337/2587-9618-2022-18-2-175-183 EDN AVEAKR

4. Цементно-полимерный бетон с комплексними добавками / В. С. Гвоздь, В. В. Душин, Д. Б. Романенко, А. И. Сема // Вісник Сумського національного аграрного університету. Серія: Економіка і менеджмент. 2012. № 5. С. 49–50. EDN SXYRED

5. Физико-механические свойства композитных бетонов, модифицированных углеродными нанотрубками / И. Н. Бурмистров [и др.] // Современные проблемы науки и образования. 2013. № 13. С. 80–89. EDN PXLGZV

6. Concretes with additives produced by sol-gel method / L. A. Urkhanova [et al.] // International Journal for Computational Civil and Structural Engineering. 2025. Vol. 21. Iss. 4. P. 83–93. DOI: 10.22337/2587-9618-2025-21-4-83-93 EDN TPMWEI.

7. Влияние комплексных модифицирующих добавок на эксплуатационные свойства тяжелого бетона / О. В. Демьяненко, А. А. Куликова, Н. О. Копаница, А. Г. Петров // Известия высших учебных заведений. Строительство. 2021. № 5 (749). С. 23–32. DOI: 10.32683/0536-1052-2021-749-5-23-32 EDN HMIFNT

8. Демьяненко О. В., Куликова А. А., Копаница Н. О. Оценка влияния комплексной полифункциональной добавки на эксплуатационные характеристики цементного камня и бетона // Вестник Томского государственного архитектурно-строительного университета. 2020. Т. 22. № 5. С. 139–152. DOI: 10.31675/1607-1859-2020-22-5-139-152 EDN LYFZGI

9. Чесноков А. С., Баранова В. И., Карпов С. Л. Применение нанодисперсного диоксида кремния в строительных материалах // Инженерные системы и сооружения. 2019. № 2 (35). С. 78–82. EDN BBCLYX

10. Ляшенко Д. А., Перфилов В. А. Наномодифицированная цементная композиция // Вестник МГСУ. 2024. Т. 19. № 7. С. 1116–1124. DOI: 10.22227/1997-0935.2024.7.1116-1124 EDN WXJKYN

11. Макушина Ю. В. К вопросу об идентификации добавок-пластификаторов для бетонов // Вестник Инженерной школы Дальневосточного федерального университета. 2022. № 2 (51). С. 90–96. DOI: 10.24866/2227-6858/2022-2/90-96/ EDN SXZNGF

12. Lyashenko D. A., Perfilov V. A. Modification of fine-grained concrete with carbon nanotubes // Journal of Advanced Materials and Technologies. 2024. Vol. 9. Iss. 2. P. 91–99. DOI: 10.17277/jamt.2024.02.pp.091-099 EDN OXRTCW

13. Логинова С. А., Гоглев И. Н. Оценка влияния комплексной добавки на основе фторидов кальция, натрия и силиката натрия на физико-механические свойства цементных бетонов // Экономика строительства. 2025. № 11. С. 654–656. EDN AGKDRI

14. Васильева Е. В., Федоров В. М. Элементы из бетона на некондиционных заполнителях для проводящей сети мелиоративных систем // Известия Нижневолжского агроуниверситетского комплекса: Наука и высшее профессиональное образование. 2023. № 4 (72). С. 487–500. DOI: 10.32786/2071-9485-2023-04-49 EDN KPOPGD

15. Кузьмина В. П. Механизмы воздействия нанодобавок на цементные продукты // Сухие строительные смеси. 2020. № 2. С. 25–27. EDN MTSPAI

© Логинова С. А., Савченко А. Е., 2026
© Таничев М. В., Гоглев И. Н., 2026

Рекомендована к печати к.т.н., доц., зав. каф. СА ДонГТУ Псюком В. В., к.т.н., доц. НПП «Кадастр» Ладыгиной О. В.

Статья поступила в редакцию 02.10.2026.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

Логинова Светлана Андреевна, *канд. техн. наук, доцент, доцент института инженеров строительства и транспорта*
Ярославский государственный технический университет,
г. Ярославль, Россия, e-mail: sl79066171227@yandex.ru

Таничев Максим Владимирович, *канд. техн. наук, доцент, доцент каф. транспорта и автомобильных дорог*
Ивановский государственный политехнический университет,
г. Иваново, Россия

Гоглев Илья Николаевич, *соискатель каф. транспорта и автомобильных дорог*
Ивановский государственный политехнический университет,
г. Иваново, Россия

Савченко Александр Ефимович, *магистр института инженеров строительства и транспорта*
Ярославский государственный технический университет,
г. Ярославль, Россия

Loginova S. A. *(Yaroslavl State Technical University, Yaroslavl, Russia, e-mail: sl79066171227@yandex.ru)***, Tanichev M. V., Goglev I. N.** *(Ivanovo State Polytechnical University, Ivanovo, Russia)***, Savchenko A. E.** *(Yaroslavl State Technical University, Yaroslavl, Russia)*

MODIFICATION OF CONCRETE STRUCTURE WITH NANOPARTICLES TO IMPROVE THE PHYSICAL AND MECHANICAL PROPERTIES OF CONCRETE

The article addresses the impact of nanoparticles on the structure and properties of concrete. Various types of nanomodifiers are considered, including silicon carbide and ammonium tetrafluoroborate nanoparticles, which are introduced into the concrete mix to improve its physical and mechanical characteristics. The study determined that an additive based on ammonium tetrafluoroborate is the most effective accelerator for the hardening of cement stone. A slight cost increase (less than 2 %) is fully offset by the acceleration of construction works and material savings, which makes its application in monolithic construction economically justified.

Key words: *nanoparticles, concrete, physical and mechanical properties, modification, durability.*

References

1. Goncharenko A. A. High-strength concrete as a new generation of concrete [Vysokoprochnye betony kak betony novogo pokoleniya]. Vestnik Lugansk Vladimir Dahl state university. 2017. No. 3–2 (5). Pp. 130–132. EDN YPULOW

2. Kampayana R., Rynkovskaya M. I., Dabi G. M., Qais A. A. Q. Carbon fibers reinforced high-strength concrete : a brief insight. Ekonomika stroitel'stva. 2024. No. 4. Pp. 374–377. EDN HIXIBI

3. Bezgodov I. M., Kaprielov S. S., Sheynfeld A. V. Relationship between strength and deformation characteristics of high-strength self-compacting concrete. International Journal for Computational Civil and Structural Engineering. 2022. Vol. 18. No 2. Pp. 175–183. DOI: 10.22337/2587-9618-2022-18-2-175-183 EDN AVEAKR

4. Gvozd' V. S., Dushin V. V., Romanenko D. B., Sema A. I. Cement-polymer concrete with complex additives [Cementno-polimernyj beton s kompleksnimi dobavkami]. Bulletin of Sumy National Agrarian University. 2012. No. 5. Pp. 49–50. EDN SXYRED

5. Burmistrov I. N. [et al.]. Physical and mechanical properties of composite concrete modified with carbon nanotubes [Fiziko-mekhanicheskie svojstva kompozitnyh betonov, modificirovannyh uglerodnymi nanotrubkami]. Modern Problems of Science and Education. 2013. No. 13. Pp. 80–89. EDN PXLGZV

6. Urkhanova L. A. [et al.] Concretes with additives produced by sol-gel method. International Journal for Computational Civil and Structural Engineering. 2025. Vol. 21. No 4. Pp. 83–93. DOI: 10.22337/2587-9618-2025-21-4-83-93 EDN TPMWEI

7. Dem'yanenko O. V., Kulikova A. A., Kopanica N. O., Petrov A. G. The influence of complex modifying additives on the performance properties of heavy concrete [Vliyanie kompleksnyh modificiruyushchih dobavok na ekspluatacionnye svojstva tyazhelogo betona]. News of higher educational institutions. Construction. 2021. No. 5 (749). Pp. 23–32. DOI: 10.32683/0536-1052-2021-749-5-23-32 EDN HMIFNT

8. Dem'yanenko O. V., Kulikova A. A., Kopanica N. O. Assessing the influence of a complex multifunctional additive on the performance characteristics of cement stone and concrete [Ocenka vliyaniya kompleksnoj polifunkcional'noj dobavki na ekspluatacionnye harakteristiki cementnogo kamnya i betona]. Vestnik Tomskogo gosudarstvennogo arkhitekturno-stroitel'nogo universiteta. 2020. Vol. 22. No. 5. Pp. 139–152. DOI: 10.31675/1607-1859-2020-22-5-139-152 EDN LYFZGI

9. Chesnokov A. S., Baranova V. I., Karpov S. L. Application of nanodispersed silicon dioxide in building materials [Primenenie nanodispersnogo dioksida kremniya v stroitel'nyh materialah]. Engineering Systems and Structures. 2019. No. 2 (35). Pp. 78–82. EDN BBCLYX

10. Lyashenko D. A., Perfilov V. A. Nanomodified cement composition [Nanomodificirovannaya cementnaya kompoziciya]. Vestnik MGSU. 2024. Vol. 19. No. 7. Pp. 1116–1124. DOI: 10.22227/1997-0935.2024.7.1116-1124 EDN WXJKYN

11. Makushina Yu. V. On the issue of identification of plasticizer additives for concrete [K voprosu ob identifikacii dobavok-plastifikatorov dlya betonov]. Vestnik Inzhenernoi shkoly DVFU. 2022. No. 2 (51). Pp. 90–96. DOI: 10.24866/2227-6858/2022-2/90-96/ EDN SXZNGF

12. Lyashenko D. A., Perfilov V. A. Modification of fine-grained concrete with carbon nanotubes. Journal of Advanced Materials and Technologies. 2024. Vol. 9. No. 2. Pp. 91–99. DOI: 10.17277/jamt.2024.02.pp.091-099 EDN OXRTCW

13. Loginova S. A., Goglev I. N. Assessing the influence of a complex additive based on calcium, sodium and sodium silicate fluorides on the physical and mechanical properties of cement concrete [Ocenka vliyaniya kompleksnoj dobavki na osnove ftoridov kal'ciya, natriya i silikata natriya na fiziko-mekhanicheskie svojstva cementnyh betonov]. Ekonomika stroitel'stva. 2025. No. 11. Pp. 654–656. EDN AGKDRI

14. Vasil'eva E. V., Fedorov V. M. Elements made of concrete on substandard aggregates for the conductive network of drainage systems [Elementy iz betona na nekondicionnyh zapolnitelyah dlya provodyashchej seti meliorativnyh sistem]. Proceedings of Nizhnevolzskiy agrouniversity complex: science and higher vocational education. 2023. No. 4 (72). Pp. 487–500. DOI: 10.32786/2071-9485-2023-04-49 EDN KPOPGD

15. Kuz'mina V. P. Mechanisms of action of nanoadditives on cement products [Mekhanizmy vozdejstviya nanodobavok na cementnye produkty]. Suhie stroitel'nye smesi. 2020. No. 2. Pp. 25–27. EDN MTSPAI

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Loginova Svetlana Andreevna, *PhD in Engineering, Associate Professor, Assistant Professor of the Institute of Civil and Transport Engineers*
Yaroslavl State Technical University,
Yaroslavl, Russia, e-mail: sl79066171227@yandex.ru

Tanichev Maksim Vladimirovich, *PhD in Engineering, Associate Professor, Assistant Professor of the Department of Transport and Highways*
Ivanovo State Polytechnical University,
Ivanovo, Russia

Goglev Il'ya Nikolaevich, *Applicant at the Department of Transport and Highways*
Ivanovo State Polytechnical University,
Ivanovo, Russia

Savchenko Aleksandr Efimovich, *Holder of a Master's Degree of the Institute of Civil and Transport Engineers*
Yaroslavl State Technical University,
Yaroslavl, Russia

СОДЕРЖАНИЕ

Недропользование

Литвинский Г. Г.
ФУНКЦИОНАЛЬНО-МЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РАСПОРНО-ПОДАТЛИВОЙ ТРУБОБЕТОННОЙ СТОЙКИ С ПНЕВМОФРИКЦИОННОЙ ПЕРЕДАЧЕЙ НАГРУЗКИ 5

Тохтамыш М. А.
МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ БУРОВЗРЫВНЫХ РАБОТ НА КАРЬЕРАХ КОМСОМОЛЬСКОГО РУДОУПРАВЛЕНИЯ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ТРЕБУЕМОГО ГРАНУЛОМЕТРИЧЕСКОГО СОСТАВА ВЗОРВАННОЙ ГОРНОЙ МАССЫ 19

Металлургия

Куберский С. В.
РАЗРАБОТКА МОДЕЛИ РАСЧЕТА КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОМЕЖУТОЧНОГО КОВША И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ ОБРАБОТКИ СТАЛИ 35

Кухарев А. Л.
О ЗАВИХРЕННОСТИ ЭЛЕКТРОВИХРЕВЫХ ТЕЧЕНИЙ РАСПЛАВА 48

Куберский С. В., Должиков В. В., Федотов О. В., Щербаков И. В.
АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ УТИЛИЗАЦИИ ТЕХНОГЕННЫХ ОТХОДОВ ПРИ АГЛОМЕРАЦИИ ЖЕЛЕЗОРУДНОЙ ШИХТЫ 56

Братцев В. Г., Поданёва В. К., Хлебников А. С.
ПРИМЕНЕНИЕ НЕЙРОСЕТИ ДЛЯ ОЦЕНКИ СОСТОЯНИЯ ШТАМПОВ ГОРЯЧЕЙ ШТАМПОВКИ 65

Должиков В. В., Лебедев В. А., Баринова Ю. Ю.
СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ КАЧЕСТВА КОКСА НА СОДЕРЖАНИЕ СЕРЫ В ЧУГУНЕ 76

Машиностроение

Еронько С. П., Петров П. А., Проценко М. Ю., Петров М. П.
КОНСТРУКТИВНОЕ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ И РАСЧЕТ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ СИСТЕМЫ МЕХАНИЗИРОВАННОЙ ЗАМЕНЫ ПОГРУЖНЫХ СТАКАНОВ НА СЛЯБОВОЙ МНЛЗ 85

Бабанин А. Я., Кикош Т. А., Спажук В. В.
ОПТИМАЛЬНЫЙ РАДИУС ПОВОРОТА ТРУБОПРОВОДА ШЛАМОВОЙ МАГИСТРАЛИ С УСЛОВНЫМ ПРОХОДНЫМ СЕЧЕНИЕМ 150 ММ 95

Деркачёв С. В., Сидоров В. А., Лавшонок А. В.
ПОКАЗАТЕЛИ ВИБРАЦИИ ПРИ НЕИСПРАВНОСТЯХ МЕХАНИЧЕСКОЙ ЧАСТИ СТАНКОВ С ЧПУ 102

Братцев В. Г., Бревнов А. А., Поданёва В. К., Балашов Д. В.
ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ 3D-ПЕЧАТИ НА ПРОЧНОСТЬ ПРИ ИЗГИБЕ ОБРАЗЦОВ ИЗ ПОЛИЭТИЛЕНТЕРЕФТАЛАТ-ГЛИКОЛЯ 117

Левченко Э. П., Акимова О. И., Левченко О. А.
ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ РОТОРНО-УДАРНОГО ИЗМЕЛЬЧИТЕЛЯ: АНАЛИТИЧЕСКИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ 131

Строительство

Логинова С. А., Таничев М. В., Гоглев И. Н., Савченко А. Е.
МОДИФИКАЦИЯ СТРУКТУРЫ БЕТОНА НАНОЧАСТИЦАМИ С ЦЕЛЬЮ УЛУЧШЕНИЯ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ БЕТОНА 143

CONTENT

SUBSURFACE MANAGEMENT

Litvinsky G. G.
FUNCTIONAL-MECHANICAL MODEL OF AN EXPANSION-YIELDING CONCRETE-FILLED TUBE PROP WITH PNEUMATIC-FRICTION LOAD TRANSFER 5

Tokhtamysh M. A.
METHOD FOR CALCULATING DRILL AND BLAST PARAMETERS AT THE KOMSOMOLSK MINE GROUP QUARRIES TO OBTAIN THE SPECIFIED GRANULOMETRIC STRUCTURE OF THE BLASTED ROCK MASS 19

METALLURGY

Kuberskii S. V.
DEVELOPMENT OF A CALCULATION MODEL FOR STRUCTURAL PARAMETERS OF THE INTERMEDIATE LADLE AND TECHNOLOGICAL MODES OF ELECTRO-MAGNETIC STEEL TREATMENT 35

Kukharev A. L.
ON THE VORTICITY OF ELECTROVORTEX MELT FLOWS 48

Kuberskii S. V., Dolzhikov V. V., Fedotov O. V., Shcherbakov I. V.
ANALYSIS OF THE EFFICIENCY OF MAN-MADE WASTE UTILIZATION IN IRON ORE CHARGE SINTERING 56

Bratsev V. G., Podanyova V. K., Khlebnikov A. S.
APPLYING A NEURAL NETWORK TO ASSESS THE CONDITION OF HOT STAMPING DIES 65

Dolzhikov V. V., Lebedev V. A., Barinova Yu. Yu.
STATISTICAL ANALYSIS OF THE EFFECT OF COKE QUALITY ON SULFUR CONTENT IN PIG IRON 76

MECHANICAL ENGINEERING

Eron'ko S. P., Petrov P. A., Protsenko M. Yu., Petrov M. P.
DESIGN IMPROVEMENT AND CALCULATION OF THE POWER AND FORCE PARAMETERS OF THE MECHANIZED SUBMERGED NOZZLES REPLACEMENT SYSTEM AT A SLAB CCM 85

Babanin A. Ya., Kikosh T. A., Spazhuk V. V.
OPTIMAL RADIUS OF TURNING THE SLURRY TRUNK PIPELINE WITH A NOMINAL FLOW SECTION OF 150 MM 95

Derkachev S. V., Sidorov V. A., Lavshonok A. V.
VIBRATION INDICATORS WITH A FAULTY MECHANICAL PART OF CNC MACHINES 102

Bratsev V. G., Brevnov A. A., Podanyova V. K., Balashov D. V.
EFFECT OF 3D-PRINTING PARAMETERS ON FLEXURAL STRENGTH OF POLYETHYLENE TEREPHTHALATE GLYCOL SAMPLES 117

Levchenko E. P., Akimova O. I., Levchenko O. A.
ENERGY EFFICIENCY OF A ROTARY IMPACT CRUSHER: ANALYTICAL AND EXPERIMENTAL STUDIES 131

CIVIL ENGINEERING

Loginova S. A., Tanichev M. V., Goglev I. N., Savchenko A. E.
MODIFICATION OF CONCRETE STRUCTURE WITH NANOPARTICLES TO IMPROVE THE PHYSICAL AND MECHANICAL PROPERTIES OF CONCRETE 143

Distribution and replication is forbidden without official allowance of FSEI HE “DonSTU”

UDC 621+622+669.1+691.32
EDN: YIZFQJ

Knowledge-intensive technologies and equipment in industry and building

Scientific journal

Issue 13 (87) 2026

Establisher:
Federal State Budget Educational Institution of Higher Education “Donbass State Technical University”

Registration Certificate for mass media PI No. FS77-85961 dated 11.09.2023 issued by the Federal Service for Supervision of Communications, Information Technology and Mass Media

The journal is included in the List of peer-reviewed scientific editions in which the main scientific results of thesis for the degree of Candidate of Sciences and for the degree of Doctor of Sciences must be published

The journal is included in EGPNI (the “White List”) and added to citation database of RISC

Recommended by academic council of FSEI HE “DonSTU” (Record № 4 dated 02.11.2026)

Date of issue: 13.11.2026
Format 60×84⅛
Conventional printed sheet 19
Order № 241
Circulation 200 copies
Printed by PC of DonSTU
The journal is distributed free of charge

Computer layout
Ismailova L. M.

Cover art design
Chernyshova N. V.

Address of establisher, editorial board, publisher and printing office:
FSEI HE “DonSTU”
294204, Lugansk People’s Republic,
urban district Alchevsk, Alchevsk, Lenin avenue, 16
E-mail: info@dontu.ru
Web-site: https://dontu.ru

Editor-in-chief
Vishnevskiy D. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.

Deputy Editor-in-chief
Smekalin E. S. — PhD in Engineering, Asst. Prof.

Editorial board:
Litvinskiy G. G. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Korshunov G. I. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Eremenko V. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Borshchevskiy S. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Korneyev S. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Leonov A. A. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Artiukh V. G. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Sotnikov A. L. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Vitrenko V. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Kuzin A. V. — Doctor of Tech. Sc., Asst. Prof.
Mikhailov A. N. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Kozlov A. M. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Zinchenko A. M. — PhD in Economics, Asst. Prof.
Denisova N. A. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Snitko S. A. — Doctor of Tech. Sc., Asst. Prof.
Korzun E. L. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Bogatyreva E. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Yakovchenko A. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Goncharuk A. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Kuberskiy S. V. — PhD in Engineering, Prof.
Mitichkina N. G. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Suleymanova L. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Smolyago G. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Bondarchuk V. V. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Psiuk V. V. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Skomskaya S. A. — secretary to the editorial board

For research scientists, PhD seekers, students of higher educational institutions.

Issue language:
Russian, English

16+

© FSEI HE “DonSTU”, 2026