ДОНБАССКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Выпуск 30 (73) 2023

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Сборник
научных трудов
Донбасского государственного технического института

Сборник
Выходит 4 раза в год
Основан в июне 1999 г.
Выпуск 30 (73) 2023

Collection of Scientific Papers of DonSTI

Collection
Publishing 4 times a year
Founded in June 1999
Issue 30 (73) 2023

Алчевск
2023

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

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

Сборник научных трудов Донбасского государственного технического института

Сборник

Выпуск 30 (73) 2023

Основатель: ФГБОУ ВО «ДонГТУ»

Свидетельство Министерства связи и массовых коммуникаций ЛНР о регистрации средства массовой информации ПИ 000169 от 08.12.2020

Приказом Министерства образования и науки Донецкой Народной Республики от 2 мая 2017 г. № 464 сборник научных трудов включён в Перечень рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание учёной степени кандидата наук, на соискание учёной степени доктора наук, утверждённый приказом Министерства образования и науки Донецкой Народной Республики от 1 ноября 2016 г. № 1134, согласно приложению 1

Приказом МОН ЛНР № 911-ОД от 10.10.2018 «Сборник научных трудов ДонГТИ» 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, утверждённый приказом Министерства образования и науки Луганской Народной Республики от 15 мая 2018 г. № 477-ОД

Рекомендовано учёным советом ФГБОУ ВО «ДонГТУ» (Протокол № 1 от 31.03.2023)

Включён в наукометрическую базу данных РИНЦ

Формат 60×84⅛
Усл. печат. л. 15,4
Заказ № 61
Тираж 100 экз.
Издательство не несёт ответственности за содержание материала, предоставленного автором к печати

Адрес редакции, издателя и основателя:
ФГБОУ ВО «ДонГТУ»
пр. Ленина, 16, г. Алчевск, ЛНР
94204
E-mail: info@dstu.education
Web-site: http//www.dstu.education

ИЗДАТЕЛЬСКО-ПОЛИГРАФИЧЕСКИЙ ЦЕНТР,
ауд. 2113, т./факс 2-58-59
Свидетельство о государственной регистрации издателя, изготовителя и распространителя средства массовой информации
МИ-СГР ИД 000055 от 05.02.2016

Главный редактор

Вишневский Д. А. — д.т.н., доц., ректор

Заместитель главного редактора

Смекалин Е. С. — к.т.н., доц., проректор по научной работе

Редакционная коллегия:

Литвинский Г. Г. — 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.
Харламов Ю. А. — д.т.н., проф.
Артюх В. Г. — д.т.н., проф.
Зинченко А. М. — к.э.н., доц.
Снитко С. А. — д.т.н., проф.
Куберский С. В. — к.т.н., проф.
Должиков В. В. — к.т.н., доц.
Денищенко П. Н. — к.т.н., доц.
Шолух Н. В. — д. арх., проф.
Андрийчук Н. Д. — д.т.н., проф.
Пилавов М. В. — д.т.н., проф.
Давиденко А. И. — 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

Компьютерная вёрстка
Исмаилова Л. М.

© ФГБОУ ВО «ДонГТУ», 2023
© Чернышова Н. В., художественное оформление обложки, 2023

НАУКИ О ЗЕМЛЕ

GEOSCIENCES

УДК 622.235:535.2

д.т.н., проф. Литвинский Г. Г.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, ligag@ya.ru)

УСТОЙЧИВОСТЬ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК И БАЗОВЫЕ ЗАКОНЫ ПРОЯВЛЕНИЙ ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ

Проведен анализ предыстории развития науки о горном давлении и присущих ей недостатков. Предлагается метод оценки устойчивости породного контура горной выработки путем введения локального нормированного критерия устойчивости (ЛНКР) ω. Исследованы законы концентрации напряжений на породном контуре выработки. Рассмотрена оптимальная форма выработки с учетом неоднородности прочностных свойств пород в кровле, почве и боках выработки и влияние наклонного залегания пластов. Сформулировано главное техническое противоречие горной геомеханики, показаны пути его преодоления. Обоснован метод выбора допустимого изменения формы выработки с позиций обеспечения ее устойчивости. Сформулированы и обоснованы фундаментальные закономерности (ФЗ) проявлений горного давления с учетом кинетики его развития, а не как статическое равновесие пород в существующих подходах.

Ключевые слова: *горная выработка, проявления горного давления, породный контур, устойчивость пород, оптимальная форма выработки, локальный критерий разрушения, неоднородность, кровля, почва, бока, горная геомеханика, фундаментальные закономерности.*

1 Из истории развития науки о горном давлении

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

Вот почему горные инженеры и ученые настойчиво пытались создать методы расчета проявлений горного давления (ПГД), прогноза поведения пород и способы предотвращения их обрушения в горных выработках. Как очевидная действенная мера повышения безопасности работы стала горная крепь различных конструкций. Опыт подземных работ и анализ обрушений пород показал, что вокруг выработки образуются зоны разрушенных пород, которые оказывают давление на крепь горных выработок.

Уже в середине XIX в. возобладала точка зрения, что после своего образования контуры зоны обрушения приобретают устойчивую форму, что дало основание называть их сводами естественного равновесия (далее — СЕР).

Различные ученые по-разному пытались предугадать размеры и вес сводов обрушения, чтобы определить возможную нагрузку на крепь со стороны разрушенных пород. Научно обоснованные гипотезы о проявлениях горного давления (ПГД) разной степени достоверности стали появляться в разных странах с середины XIX в.

Вначале, когда глубины ведения горных работ были малыми, полагали, что на крепь выработки давит полный вес столба породы над ней. Шульц (1867) рассматривал пласты породы в кровле выработки как изгибающуюся балку. Грегер (1881) пытался определить давление на крепь по излому установленной крепи.

Затем горные инженеры пришли к выводу, что над выработкой образуется свод естественного равновесия, в пределах которого породы передают свой вес на крепь. В. Риттер (1879) определял уравне-

ние кривой свода оторвавшихся от массива пород, давящего на крепь под собственным весом.

Энгессер (1882) на основе лабораторного моделирования сводообразования в сыпучих телах определил условия образования сводов, считая их форму параболической. Фейоль (1885) провел лабораторные опыты и шахтные наблюдения за изгибом и расслоением пластов на различном удалении от кровли.

Биргбаумер (1992) предполагал, что на крепь выработки давит вес жесткого столба пород над выработкой, который частично удерживается боковыми силами трения. Манцель (1894) показал наличие в породном массиве значительных напряжений, способных разрушить любую крепь.

Янсен (1895) решил дифференциальное уравнение равновесия сыпучего в силосе с учетом боковых распорных напряжений. Коммерель (1912) считал, что своды имеют параболическую форму и их высоту следует определять по прогибу кровли выработки.

Протодьяконов М. М. (1908) предложил свою гипотезу и расчетный метод определения высоты параболического свода над выработкой и давления его на крепь [1]. Метод расчета Протодьяконова М. М. оказался настолько удачным и доступным, что его использовали более 50 лет, вплоть до появления новых подходов с использованием методов механики сплошной среды.

Однако преимущества упрощенных подходов, оправданные отсутствием должной лабораторной и теоретической базы, не могли компенсировать существенных их ограничений, поскольку в них отсутствовали или устарели представления о физических механизмах развития ПГД, не было содержательной теоретической базы и обоснованной расчетной схемы взаимодействия массива с крепью, а принятые критерии ПГД (например, абсолютное смещение пород контура выработки U, что предлагал еще Шульц в 1867 г.!) не являются инвариантами и отражают одно из *последствий* ПГД, а не исходную его *причину* и т. д.

Переход на большие глубины освоения подземного пространства и ведение горных работ в сложных горно-геологических условиях (ГГУ) вскрыл несостоятельность существующих подходов и поставил задачу их кардинального изменения.

Если ранее стремились прогнозировать отдельные статические параметры ПГД (ожидаемое смещение пород кровли или почвы, нагрузку на крепь, вес вывала и пр.), то теперь особенно важно установить основные закономерности, которым подчиняются *процессы* деформирования и разрушения пород вокруг выработки. Поэтому в настоящее время следует перейти от статической картины равновесия пород над выработкой к исследованию развития горного давления во времени, т. е. изучению процессов разрушения и деформирования пород вокруг подземного объекта.

Закономерности развития ПГД должны обладать достаточной общностью для охвата всего многообразия ПГД и в то же время информативностью и конкретностью с целью обоснования расчетных схем и области их применения. Основываясь на этих базовых закономерностях, можно, без опасения совершить критическую ошибку, развивать расчетные методы прогнозирования горного давления.

Несмотря на это, в настоящее время в отечественной проектной практике расчета горного давления возобладал упрощенный, главным образом эмпирический подход, типичным представителем которого стал нормативный документ по проектированию подземных горных выработок [2] и его последующие модификации. Он появился в 1980-х гг. и используется в странах СНГ проектными и производственными организациями с некоторыми несущественными коррективами вплоть до настоящего времени.

Основным достоинством этого нормативного документа [2] и его различных вариаций является предельная простота и

доступность использования, отсутствие требований по проведению инструментальных инженерных изысканий для определения свойств и исходного напряженно-деформированного состояния горного массива. Такие методы отличаются минимальной потребностью в исходных данных, низким уровнем требований к квалификации проектировщика.

К числу явных недостатков эмпирических методов прогноза ПГД следует отнести недостаточность или полное отсутствие теоретического обоснования, нечеткость причинно-следственных связей, игнорирование статистического разброса исходных данных и неявное чрезмерное завышение коэффициентов запаса прочности. Последнее ведет к преобладанию ошибок проектирования II рода (преувеличение опасности ПГД). Если такие документы в своей расчетной части в какой-то мере соответствовали началу XX в., то к настоящему времени они явно устарели.

Поэтому до сих пор остается актуальной первая задача горной геомеханики — разработка методов прогноза ПГД, после удовлетворительного решения которой можно более уверенно приступить к решению второй задачи горной геомеханики — разработке способов и средств управления устойчивостью подземных выработок.

Цель исследований — изучение устойчивости горной выработки; ***объект*** — проявления горного давления в подземных выработках; ***предмет*** — закономерности разрушения горных пород на породном контуре и базовые законы проявлений горного давления.

Задачи исследований:

– изучить устойчивость породного контура горных выработок с помощью локального нормированного критерия разрушения;

– выявить особенности концентрации напряжений на породном контуре;

– определить условия обеспечения устойчивости выработки за счет оптимальной ее формы;

– выявить технические противоречия горной геомеханики и технологии;

– изучить фундаментальные закономерности развития проявлений горного давления.

2 Устойчивость подземных горных выработок

Чтобы судить об устойчивости горной выработки, следует обосновать исходные положения по описанию поведения пород в окружающем горном массиве и выбрать для этого соответствующие параметры.

Для адекватного представления разрушения пород вокруг выработки нами [3] предложен удобный безразмерный параметр — локальный нормированный критерий разрушения (ЛНКР) ω, позволяющий сопоставлять действующие напряжения с прочностью пород в рассматриваемой точке массива:

$$\omega = F_\sigma(\sigma_{ij}) / F_c(\sigma_{ij}, c_{ij}), \qquad (1)$$

где $F_\sigma(\sigma_{ij})$ — функция действующего тензора напряжений σ_{ij} в данной точке массива, Па;

$F_c(\sigma_{ij}, c_{ij})$ — функция, вычисляемая в соответствии с теорией прочности пород [10], зависит от тензора действующих напряжений σ_{ij} и параметров прочности c_{ij}. Согласно аналитической теории прочности параметрами прочности c_{ij} породы будут когезия отрыва σ_0, когезия сдвига τ_0 и коэффициент хрупкости α.

Исходное уравнение аналитической теории прочности [4] для однородной породы без трещин имеет вид

$$[\tau_{nt}] = \tau_0 \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_0} + 1 \right)^\alpha, \qquad (2)$$

где $[\tau_{nt}]$ — допустимое напряжение сдвига на площадке *nt* при действии нормального напряжения σ_n на этой площадке (рис. 1).

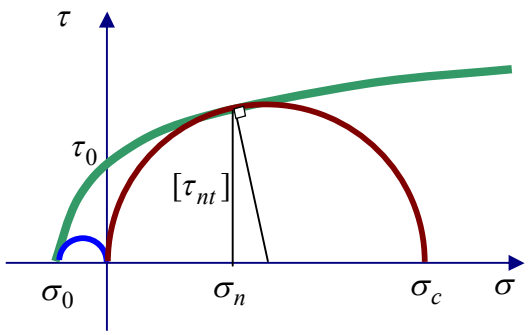


Рисунок 1 Паспорт прочности породы в терминах аналитической теории прочности по уравнению (1)

Для наиболее распространенных случаев одноосного нагружения приконтурного массива горных пород критерий ω принимает более простой вид. Из формулы (1) следует

$$\omega = \frac{\sigma_\theta}{\sigma_c} > 0, \ \omega = \frac{\sigma_\theta}{\sigma_p} < 0, \qquad (3)$$

где σ_θ — тангенциальное (окружное) напряжение на контуре выработки;

σ_c, σ_p — показатели прочности породы на одноосное сжатие и растяжение.

Предложенный критерий ЛНКР ω позволяет удобно описать целый ряд важных состояний породы при её нагружении напряжениями различных знаков. Действительно, как будет видно из последующего изложения, устойчивость окружающего породного массива во многом будет зависеть от начала и особенностей развития разрушения породного контура подземной выработки под действием напряжений различных знаков. При этом оказывается, что формы ПГД и этапы их последующего развития отнюдь не единообразны (как считалось ранее), а являются весьма изменчивыми, что заметно влияет на устойчивость подземных выработок и требует разработки различных расчетных схем прогноза ПГД.

В таблице 1 показано, как значения критерия ω предопределяют особенности поведения и механизмы разрушения породного контура горной выработки: устойчивость, разрушение от сжатия или растяжения. Но если разрушение под действием растягивающих напряжений всегда вызывается трещинами разрыва, то при сжатии хрупкие породы, у которых прочность на растяжение в разы меньше, чем прочность на сжатие $\sigma_p \ll \sigma_c$, начинают разрушаться внутренними трещинами раскола вдоль направления действия сжимающих напряжений (пинч-эффект [5]), а лишь затем — трещинами сдвига. Именно пинч-эффектом можно объяснить разделение породы трещинами раскола на отдельные слои и их совместное выдавливание в выработку по механизму продольно-поперечного изгиба.

Критерий ω по модулю $|\omega|$ допускает еще одну трактовку: он показывает вероятность разрушения материала при его нагружении. Чем ближе по модулю ω к единице, тем меньше запаса прочности остается у материала, а при $|\omega| \geq 1$ материал (порода) теряет прочность и переходит в разрушенное состояние.

Проанализируем, как можно использовать критерий для суждения о состоянии породного контура горной выработки. Для этого рассмотрим (рис. 2) условную горную выработку эллиптической формы с горизонтальной и вертикальной полуосями в неравномерно нагруженном массиве пород.

Таблица 1

Поведение породы при разных значениях критерия ЛНКР ω

Пределы изменения ЛНКР ω	Особенности разрушения пород
$-1 < \omega < 1$	породный контур устойчив, разрушение отсутствует
$1 \leq \omega$	разрушение от сжатия трещинами раскола (пинч-эффект) вдоль σ_θ, а затем сдвиговыми трещинами под углом $45^\circ \pm \rho/2$
$\omega \leq -1$	разрушение от растяжения бегущими трещинами отрыва, перпендикулярными σ_θ

Пусть вертикальная равномерная нагрузка по оси y равна $\sigma_y = p$, а горизонтальная по оси x равна $\sigma_x = \lambda p$, где $\lambda = \sigma_x / \sigma_y$ — коэффициент бокового распора массива, равный соотношению действующих в массиве горных пород исходных напряжений.

Воспользуемся решением теории упругости (несколько преобразовав его для удобства дальнейших трактовок) о распределении тангенциальных (окружных) напряжений σ_θ на контуре эллиптической выработки (отверстия). Пусть действуют внешние нагрузки по вертикали $\sigma_y = p$ и по горизонтали $\sigma_x = \lambda p$ (здесь p — вес вышележащей толщи пород). Сразу отметим, что радиальные σ_r и касательные $\tau_{r\theta}$ напряжения на контуре неподкрепленного отверстия всегда равны нулю $\sigma_r = \tau_{r\theta} = 0$, тогда окружные напряжения можно вычислить по формуле

$$\sigma_\theta = p\left[1 + \lambda - 2\frac{(b_a - \lambda)(b_a \cdot tg^2\theta - 1)}{b_a^{\,2} \cdot tg^2\theta + 1}\right], \quad (4)$$

где $b_a = b/a$ — соотношение вертикальной b и горизонтальной a полуосей эллипса (рис. 2).

Рассмотрим особенности распределения окружных σ_θ напряжений по контуру выработки. Как следует из (4), окружные напряжения σ_θ зависят от соотношения b_a горизонтального и вертикального диаметров эллиптической выработки и коэффициента бокового распора массива λ.

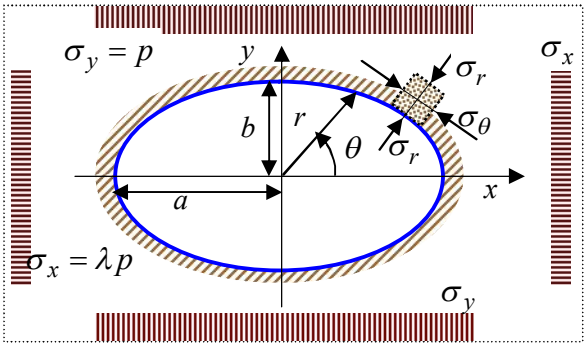


Рисунок 2 Расчетная схема определения напряжений вокруг эллиптической выработки

Ориентируясь на реальный диапазон возможного изменения коэффициента бокового распора λ для условий шахт Донбасса от 0,25 до 2, изучим влияние бокового распора λ на концентрацию напряжений σ_θ/p.

Вначале исследуем изменение σ_θ/p вокруг круглой выработки, у которой b_a=1, при изменении λ (рис. 3). Из всех графиков выделен толщиной линии тот, для которого коэффициент бокового распора λ=0,5. Именно это значение λ часто близко к реальному в горных массивах Донбасса.

Как видно из графиков (рис. 3), в круглой выработке максимальное значение σ_θ/p возникает на горизонтальной оси (θ =0, 180º) и изменяется в пределах от 1,0 (при λ=2) до 2,75 (при λ=0,25). На вертикальной оси выработки (в кровле и почве θ =±90º) концентрация напряжений σ_θ/p составляет от –0,5 (растяжение) при λ=0,25 до 6 при λ=2.

Построим графики изменения σ_θ/p при фиксированном λ=0,5 в зависимости от соотношения a_b горизонтальной a и вертикальной b полуосей эллипса (рис. 4). При этом, ввиду симметричности графиков, будем их отражать лишь на верхней половине эллипса $0 \le \theta \le \pi$.

Полученные зависимости показывают строгую последовательность изменения концентрации напряжений: по мере роста ширины выработки $0,25 \to b_a \to 2,0$ происходит рост концентрации напряжений σ_θ/p в боках выработки ($\theta = 0, \pi$) от 0,5 до 4 и ее одновременное снижение в кровле и почве $\theta = \pm\pi/2$ соответственно от 8 до 1. В круглой выработке концентрация по всему контуру постоянна и равна σ_θ/p=2,0.

Анализ полученных результатов (рис. 3, 4) показывает, что при столь высоких концентрациях напряжений σ_θ/p>1,5…2 уже на средних глубинах разработки породный контур будет разрушен даже в породах средней прочности.

Наибольший интерес представляет изменение концентрации приконтурных на-

пряжений σ_θ/p при разных напряженно-деформированных состояниях (НДС) горного массива $\lambda = \text{var}$, а особенно для наиболее распространенных форм выработки с соотношением ширины a к высоте b a/b=1,5…2,0.

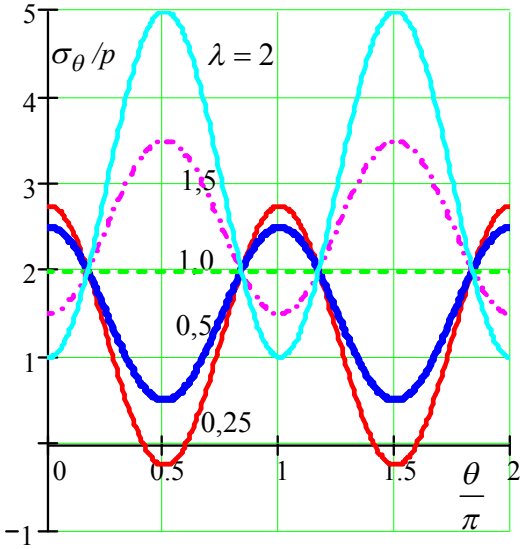


Рисунок 3 Концентрация напряжений σ_θ/p на контуре круглой выработки при изменении коэффициента бокового распора $0{,}25 < \lambda < 2$

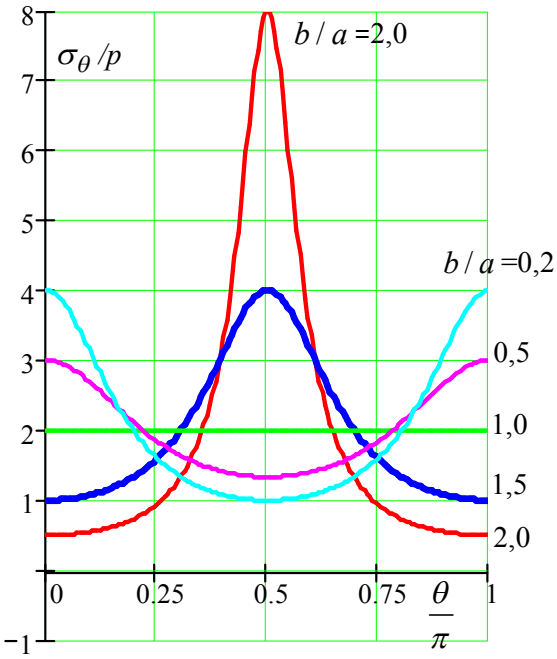


Рисунок 4 Влияние формы эллиптической выработки $0{,}25 \le b/a \le 2{,}0$ на приконтурную концентрацию напряжений σ_θ/p

На рисунке 5 показаны графики концентрации приконтурных напряжений для эллиптических выработок, у которых a/b=1,5 и 2,0, а коэффициенты бокового распора массива пород изменяются в пределах λ=0,25; 0,5; 0,75, характерных для средних глубин разработки шахт Донбасса (300…700 м).

3 Оптимальная форма выработки

Вполне закономерен вопрос оптимизации формы горной выработки, т. е. выяснить, при какой форме выработки концентрация напряжений будет наиболее благоприятной для ее устойчивости.

В терминах введенного понятия локального нормированного критерия разрушения (ЛНКР) ω на контуре выработки очевидное и наиболее общее условие оптимальности формы выработки исходит из условия обеспечения равной вероятности устойчивости всех точек ее контура. Отсюда следует, что условие оптимальности формы горной выработки требует, чтобы на всем протяжении контура выработки соблюдалось постоянство критерия ЛНКР ω = Const.

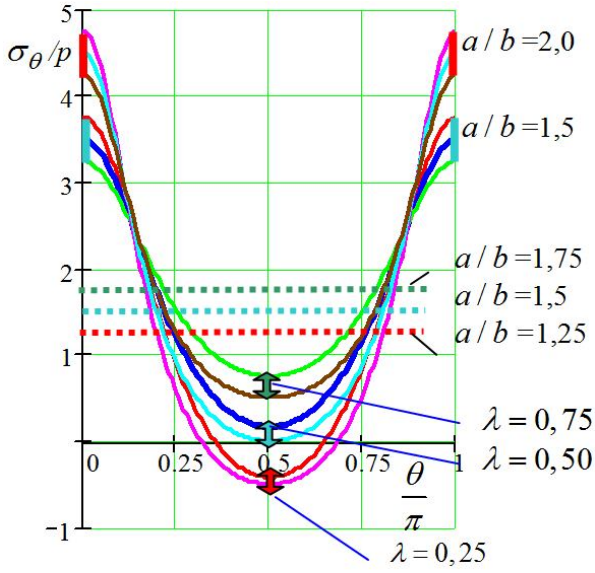


Рисунок 5 Исследование концентрации напряжений σ_θ/p в выработках типовой формы (a/b=1,5 и 2,0) и при разных условиях нагружения массива $\lambda = 0{,}25; 0{,}5; 0{,}75$

Воспользуемся формулой (2) для критерия ω в приконтурной области горной выработки, где породы находятся в плоскодеформированном $\varepsilon_z = 0$ и плосконапряженном $\sigma_r = 0$ состоянии (где z — координата вдоль оси выработки).

Если породы однородны и изотропны, т. е. в них отсутствуют структурные неоднородности и слоистость, то их прочностные свойства будут одинаковы во всех точках контура. Из этого следует, что сформулированный выше критерий оптимальности формы значительно упрощается и сводится к необходимости выполнения равенства

$$\omega = Const \Rightarrow \sigma_\theta = Const\,. \qquad (5)$$

Возвращаясь к формуле (4), можно заключить, что требуемое условие $\sigma_\theta = Const$ возможно лишь при равенстве нулю второго слагаемого в скобках, что обеспечивается равенством нулю множителя в скобках

$$(b_a - \lambda) = 0\,. \qquad (6)$$

Окончательно получаем после подстановки $b_a = b / a$ оптимальное соотношение полуосей эллиптической выработки:

$$\left.\frac{b}{a}\right|_{opt} = \lambda\,. \qquad (7)$$

Оптимальная форма горной выработки в однородных породах — это эллипс со строго заданным соотношением вертикальной b и горизонтальной a полуосей.

Таким образом, исходное напряженное состояние массива, которое удобно задавать с помощью коэффициента бокового распора λ, диктует нам ту форму выработки, при которой она будет наиболее устойчивой.

Во всех точках породного контура эллиптической выработки по всему её периметру тангенциальные напряжения, как следует из формулы (3), одинаковы и равны

$$\sigma_\theta = p(1+\lambda)\,. \qquad (8)$$

Следует подчеркнуть, что условие оптимальности (7) справедливо лишь для выработок эллиптической формы и только при однородных вокруг нее породах. Последнее допущение выполняется редко, поскольку в слоистых неоднородных породах их прочности в кровле $[\sigma_к]$ и боках $[\sigma_б]$ существенно различаются. Как правило, даже для породы в одном и том же пласте существует заметная разница (в 2–4 и более раз) прочностей на сжатие перпендикулярно и параллельно напластованию. При пологом залегании пластов в кровле и почве выработки породы будут сжаты параллельно напластованию, а в боках — перпендикулярно, поэтому соотношение прочностей в боках и кровле выработки, как правило, удовлетворяет неравенству $[\sigma_б] \gg [\sigma_к]$.

Очевидно, что условие (7) оптимальности формы выработки в этом случае непригодно и его необходимо заменить другим, менее жестким и требующим лишь равенство критериев ЛНКР ω в четырех точках контура на горизонтальной и вертикальной осях эллиптической выработки, т. е.

$$\omega\big|_{\theta=0} = \omega\big|_{\theta=\pi/2}\,, \qquad (8)$$

или, раскрывая значения ω с учетом прочности пород в кровле $[\sigma_к]$ и боках $[\sigma_б]$ выработки, получим

$$\left.\frac{\sigma_\theta}{[\sigma_б]}\right|_{\theta=0} = \left.\frac{\sigma_\theta}{[\sigma_к]}\right|_{\theta=\pi/2}\,. \qquad (9)$$

Подставляя (9) в (4) и решая полученное квадратное уравнение, приходим к следующему выражению:

$$\left.\frac{b}{a}\right|_{opt} = \frac{1}{4\lambda}\left[\sqrt{16S_б^к\lambda + F(S_б^к,\lambda)^2} + F(S_б^к,\lambda)\right], \qquad (10)$$

где $F(S_б^к,\lambda) = \left(S_б^к + 1\right)(1-\lambda)$;

$S_б^к = [\sigma_к]/[\sigma_б]$ — отношение показателей прочности пород на сжатие в кровле и боках выработки.

Нетрудно убедиться, что в однородных породах, когда $S_б^к = 1$, уравнение (10) совпадает с ранее полученным выражением (7). Если породы неоднородны и соотношение прочностей $S_б^к \neq 1$, то в равномерно (гидростатически) нагруженном массиве пород при коэффициенте бокового распора $\lambda = 1$ оптимальное соотношение размеров выработки оказывается равным

$$\left.\frac{b}{a}\right|_{opt} = \sqrt{S_б^к} = \sqrt{\frac{[\sigma_к]}{[\sigma_б]}}. \qquad (11)$$

Из (11) следует, что если прочность пород в кровле меньше, чем в боках, то выработке следует придать более «приземистую» форму, и наоборот. Поскольку при пологом залегании пластов, как правило, $[\sigma_к] \ll [\sigma_б]$, то получает оправдание принятый в практике сооружения выработок выбор их прямоугольной или сводчатой формы, при которой ширина больше высоты $a > b$.

На рисунке 6 показаны графики, позволяющие более обоснованно выбрать общую конфигурацию контура выработки в зависимости от соотношения прочностей в кровле и почве $S_б^к$ и коэффициента бокового распора массива λ.

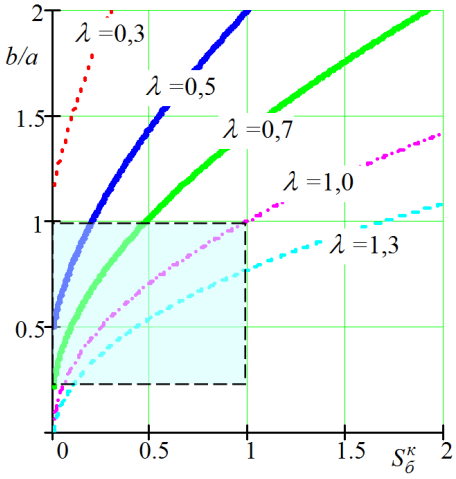


Рисунок 6 Выбор предпочтительной формы выработки b/a в зависимости от соотношения прочности пород в кровле и боках $S_б^к$ при разных значениях λ

Из графиков рисунка 6 следует, что при пологом падении, когда $[\sigma_к] \ll [\sigma_б]$ и $\lambda < 1$ предпочтительнее выработки с высотой, меньшей ширины $b < a$. Область с наиболее устойчивыми соотношениями размеров на рисунке 6 выделена цветом.

Сделанные выводы подтверждаются и графиками на рисунке 7, где по заданным соотношениям $S_б^к$ и λ можно выбрать наиболее выгодную форму выработки b/a. При этом оказывается, что далеко не всегда следует придерживаться классической формулы (7).

Из графиков рисунков 6 и 7 можно получить общую закономерность, которая будет определяющей при выборе соотношения размеров выработки b/a: чем меньше прочность пород в кровле (почве) и коэффициент бокового распора λ, тем более «приземистой» должна быть выработка, т. е. $b/a < 1$.

Возможен еще один случай, когда на контуре выработки различаются прочности в кровле и почве выработки $[\sigma_к] \neq [\sigma_п]$, а прочность в боках $[\sigma_б]$ принимает промежуточное значение. Тогда из условия наиболее равномерного значения ЛНКР по всему контуру выработки получим разные полуоси эллипсов для кровли и почвы. Оптимальная выработка приобретет овальную форму, более вытянутую в сторону меньшей прочности либо вверх (рис. 8), либо вниз.

Наиболее часто встречающееся в Донбассе при пологом залегании пород соотношение прочностей вокруг горной выработки $[\sigma_б] > [\sigma_к] > [\sigma_п]$ даже при гидростатическом нагружении горного массива, когда коэффициент бокового распора $\lambda = 1$, вызывает необходимость, согласно (10) и (11), существенно изменить форму выработки от круглой *1* до овальной *2* (рис. 8). Именно такая форма сводчатого сечения и была выработана многолетней практикой ведения горных работ на «малых» глубинах разработки, где основным проявлением горного давления являются своды естественного равновесия (СЕР).

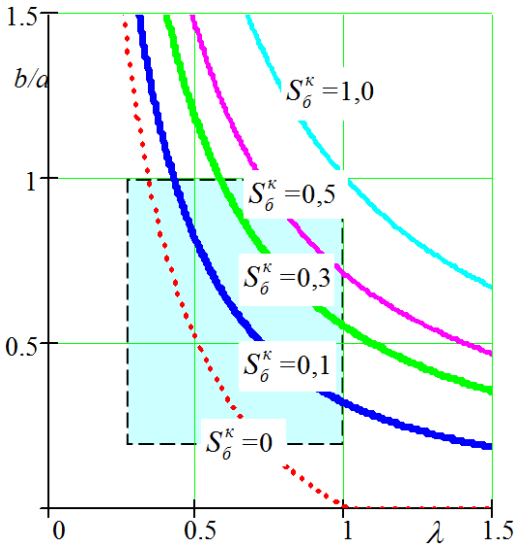


Рисунок 7 Выбор предпочтительной формы выработки b/a в зависимости от соотношения прочности пород в кровле и боках $S_б^к$ при разных значениях $0 \le \lambda \le 1,5$

Овальную или арочную (сводчатую) формы выработок, которые оправданы на малых глубинах разработки, повсеместно применяют и в настоящее время при креплении горных выработок. Однако, когда горное давление проявляется в виде зон запредельного разрушения пород («большие» глубины), следует переходить к прямоугольным формам выработки *3* (рис. 8).

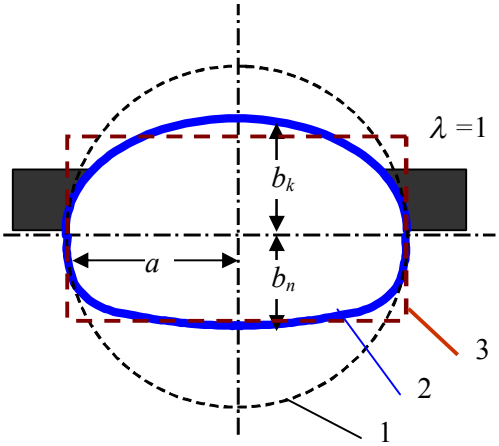


Рисунок 8 Выбор формы выработки при разных соотношениях прочности пород в кровле, почве и боках $[\sigma_б] > [\sigma_к] > [\sigma_п]$ при $\lambda = 1$

Прямоугольная форма имеет бесспорные технологические и экономические преимущества перед арочной и является безальтернативной для пологого залегания слоистых пород.

Если залегание пластов наклонное, то ранее вертикальная ось оптимальной формы выработки вследствие прочностной анизотропии будет повернута и ориентирована по нормали к напластованию пород.

4 Техническое противоречие горной геомеханики и технологии

Понятие оптимальной формы горной выработки является определяющим критерием оценки направленности развития проявлений горного давления, который в более простом виде можно сформулировать так: если разрушение пород приводит к тому, что новый контур выработки приближается к оптимальной форме, то следует считать, что устойчивость выработки по мере ее формоизменения повышается, в противном случае устойчивость выработки снижается.

Значение коэффициента бокового распора в большинстве горнопромышленных регионов, в том числе и в Донбассе, чаще всего удовлетворяет неравенству $\lambda < 1$. Тем самым оказывается, что оптимальная форма выработки в однородных породах с позиций теории согласно (7) должна иметь соотношение размеров $b / a = \lambda < 1$. Значит, ширина выработки a должна быть меньше, чем высота b, т. е. $b > a$. Такая выработка должна быть «узкой и высокой». В то же время технологические и функциональные требования, вытекающие из необходимости размещения оборудования и полезного использования сечения, однозначны: выработка должна быть «низкой и широкой», т. е. $b < a$.

ГЛАВНОЕ ТЕХНИЧЕСКОЕ ПРОТИВОРЕЧИЕ:	требования **геомеханики** $\boldsymbol{b > a}$
	требования **технологии** $\boldsymbol{b < a}$

Таким образом, требования теории горной геомеханики и требования технологии, вытекающие из практики использования выработки, являются взаимно исключающими (антагонистическими). В этом состоит смысл главного технического противоречия горной геомеханики.

Пока горные работы велись на относительно небольших глубинах (до 300...400 м) и в сравнительно благоприятных горно-геологических условиях, интенсивность проявлений горного давления была низкой, и нарушение закона оптимальности формы выработки не приводило к резкому ухудшению ее устойчивости.

Но затем, по мере перехода на большие глубины, положение коренным образом изменилось: устойчивость большинства выработок стала угрожающе низкой, а расходы на их ремонты и перекрепления — чрезмерными. Решение этой проблемы оказалось невозможным в рамках старых представлений о ПГД.

Как же и в каких случаях меняется форма выработки при разрушении породного контура, удаляется ли она от оптимальной (7) или приближается?

Основываясь на экспериментальных данных и теоретических исследованиях [5], впервые удалось установить важные законы перераспределения напряжений σ_θ при разрушении и формоизменении контура выработки.

Для этого введем дополнительное понятие о форме выработки, которая «эквивалентна» реальной (рис. 9).

Под эквивалентной выработкой будем понимать условный равновеликий эллипс с той же площадью $A_э = A$ и тем же соотношением высоты и ширины, т. е.

$$a_э / b_э = a / b, \qquad (12)$$

при этом, поскольку площадь эллипса

$$A_э = \pi \cdot a_э \cdot b_э = A, \qquad (13)$$

можно легко найти размеры полуосей эквивалентного эллипса $a_э$, $b_э$:

$$a_э = \sqrt{\frac{A \cdot a}{\pi \cdot b}}, \quad b_э = \sqrt{\frac{A \cdot b}{\pi \cdot a}}, \qquad (14)$$

где A, $A_э$ — площади выработки и эквивалентного ей эллипса сравнения;

a, b, $a_э$, $b_э$ — горизонтальная и вертикальная полуоси соответственно реальной выработки и эллипса сравнения.

В работе [5] нами было показано, что тангенциальные напряжения σ_θ на контуре выработки **линейно зависят** от приведенной кривизны χ_i $(i = 1,2...8)$ реального контура выработки, которая вычисляется по формуле

$$\chi_i = (R_i^э / R_i^k)^{2/3}, \qquad (15)$$

где $i = 1,2\ldots8$ — характерные точки на контуре горной выработки, где методом [5] определяются тангенциальные напряжения σ_θ;

$R_i^э, R_i^k$ — радиусы кривизны эллипса сравнения и контура выработки в точках *i*.

Кривизна эллипса $R_i^э$ в характерных точках *i* определяется по известным формулам

$$R_1^э = R_5^э = \frac{b_э^2}{a_э}; R_3^э = R_7^э = \frac{a_э^2}{b_э},$$
$$R_3^э = R_7^э = R_3^э = R_7^э = \frac{1}{a_э b_э}\left[\frac{a_э^2 + b_э^2}{2}\right]^{\frac{3}{2}}, \qquad (16)$$

а кривизну породного контура R_i^k в каждой точке определяем из заданного сечения горной выработки.

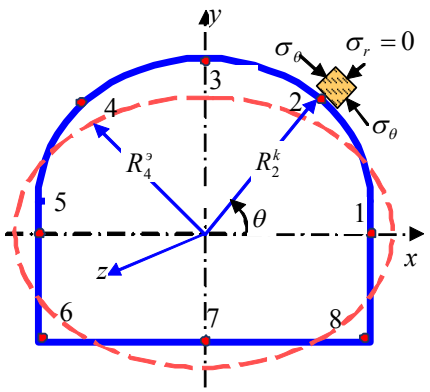


Рисунок 9 Математическая модель [5] определения напряжений на контуре выработки произвольной формы

Практический интерес представляет собой вопрос о допустимом диапазоне выбора формы выработки с гарантированным устойчивым контуром. Для решения этой задачи рассмотрим условия обеспечения устойчивости (т. е. отсутствие разрушений породы) в двух наиболее ответственных направлениях: вертикальном и горизонтальном. Вновь обратимся к уравнению (4), которое позволяет сформулировать соответствующие неравенства с условиями прочности:

а) для точек контура *1*, *5* на горизонтальной оси при $\theta_{1,5} = 0, \pi$ (рис. 9):

$$\frac{[\sigma_c]}{p} \geq \frac{\sigma_\theta}{p} = 1 - \lambda + 2b_a; \qquad (17);$$

б) для точек контура *3*, *7* на вертикальной оси выработки при $\theta_{3,7} = 0,5\pi;\ 1,5\pi$:

$$\frac{[\sigma_p]}{p} \geq \frac{\sigma_\theta}{p} = -1 + \lambda + 2\lambda / b_a, \qquad (18)$$

где $[\sigma_c]$, $[\sigma_p]$ — прочность породы в боках на сжатие и в кровле (почве) выработки на растяжение, МПа.

Тогда из неравенств (17) и (18) следуют условия выбора соотношения размеров выработки по вертикали и горизонтали *b*/*a* в виде следующих условий:

а) для кровли выработки – отсутствие разрушений от растяжения:

$$\frac{b}{a} \geq 2\lambda \left(\frac{[\sigma_p]}{p} + 1 - \lambda \right)^{-1}; \qquad (19)$$

б) для боков выработки — нет разрушения пород на сжатие:

$$\frac{b}{a} \leq \frac{1}{2} \left(\frac{[\sigma_c]}{p} - 1 + \lambda \right). \qquad (20)$$

Наглядное представление об этих ограничительных условиях, которым должна удовлетворять форма выработки для сохранения устойчивости, дают графики рисунка 10, построенные согласно уравнениям (19) и (20).

Рассмотрим простой пример: пусть прочность пород на сжатие в боках выработки равна $[\sigma_c] = 1,5p$, а $\lambda = 0,5$. Тогда соотношение размеров выработки для сохранения ее боков должно быть, согласно рисунку 10, для боков $b/a > 0,5$ и для кровли при $[\sigma_r] = 0,5p$ значительно больше $b/a > 1$. Необходимо выбрать для большей устойчивости значение $b/a > 1$.

Отметим, что и для кровли, и для боков увеличение высоты выработки приводит к уменьшению концентрации напряжений, т. е. к повышению устойчивости породного контура. Здесь опять подтверждается главное соотношение геомеханики: устойчивость контура тем выше, чем ближе соотношение его размеров к идеальному (7).

5 Фундаментальные закономерности развития ПГД

При разрушении породного контура происходит изменение приведенной кривизны χ_i в разных его точках *i*: на одних участках она увеличивается, на других — уменьшается.

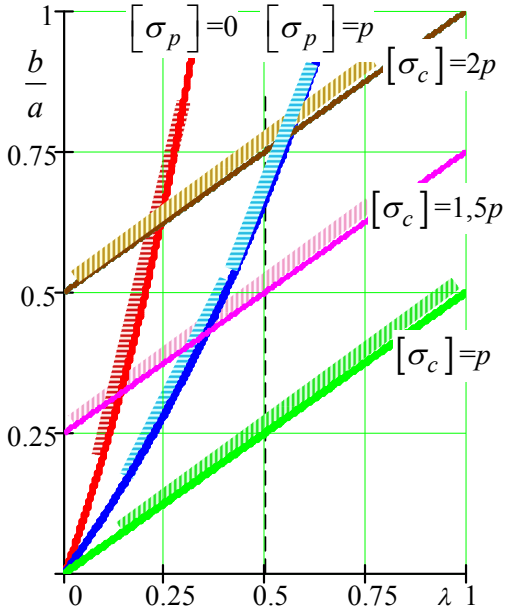


Рисунок 10 Определение областей устойчивости выработки по соотношению ее размеров *b*/*a* и коэффициента бокового распора λ

При этом соблюдается важная закономерность: если кривизна χ_i породного контура при разрушении увеличивается, то на этом участке тангенциальные напряжения σ_θ возрастают, а при уменьшении кривизны χ_i — снижаются вплоть до перехода через нуль и появления растягивающих напряжений (с учетом знаков: плюс для сжимающих и минус для растягивающих напряжений). Этот обобщенный закон позволил обосновать фундаментальные закономерности, которым подчиняются все известные формы ПГД [11].

Фундаментальные закономерности (ФЗ) рассматривают не статическое равновесие пород, как это делалось в предложенных ранее различных классификациях горного давления, а развитие (кинетику) процессов разрушения контура, определяющих особенности его формоизменения. ФЗ подтверждены экспериментально и аналитически и допускают достаточно простую и интуитивно понятную формулировку.

I фундаментальная закономерность (ФЗ-I). При разрушении пород вокруг выработки от растягивающих напряжений:

– концентрация напряжений вокруг нее снижается $\sigma_\theta / p \Rightarrow \searrow$;

– критерий ЛНКР $\omega_-^* = \sigma_\theta / \left[\sigma_p\right] < 0$ по модулю уменьшается по всему контуру $\left|\omega_-^*\right| \Rightarrow \searrow$, а с учетом знака $0 > \omega_-^* \Rightarrow \nearrow$;

– форма выработки в процесс разрушения приближается к оптимальной $a / b \Rightarrow (a / b)_{opt}$;

– скорость движения фронта хрупкого разрушения асимптотически падает до нуля: $V_{ФХР} = dr_{ФХР} / dt \Rightarrow 0$;

– разрушение останавливается, и окончательный контур разрушенных пород приобретает устойчивую форму в виде свода естественного равновесия (СЕР) $a / b \Rightarrow (a / b)_{СЕР} = Const$ (рис. 11).

Если выработка надлежащим образом закреплена, то в условиях **ФЗ-I** на крепь выработки оказывают давление породы, заключенные в своде естественного равновесия (СЕР). Крепь работает в режиме заданных нагрузок, которые не зависят от деформационных показателей крепи (от ее податливости).

Поэтому при СЕР можно использовать крепи самых разнообразных конструкций и режимов работы — нагрузки на них со стороны СЕР будут одинаковы. На рисунке 11 показан общий случай возникновения СЕР в кровле и (или) в почве выработки *1*, своды формируются бегущими трещинами разрыва.

II фундаментальная закономерность (ФЗ-II). При разрушении пород вокруг выработки от сжимающих напряжений:

– концентрация напряжений на фронте разрушения повышается $\sigma_\theta / p \Rightarrow \nearrow$;

– критерий ЛНКР $\omega_+^* = \sigma_\theta / \left[\sigma_c\right]$ на участке разрушения контура возрастает $\omega_+^* \Rightarrow \nearrow$;

– форма нового контура выработки по мере разрушения пород удаляется от оптимальной $a / b \rightleftarrows \neq (a / b)_{opt}$, устойчивость ее снижается;

– по мере разрушения скорость движения фронта хрупкого разрушения растет $dV_{ФХР} / dt = d^2 r_{ФХР} / dt^2 \Rightarrow \nearrow$;

– выработка без особых мер по ее охране теряет устойчивость (происходит ее «завал») $b / a \Rightarrow 0$;

– при наличии крепи достаточного отпора $q \geq q_{\min}$ формируется зона запредельных деформаций (ЗЗД) $(a / b) \rightleftarrows (b / a)_{ЗЗД}$.

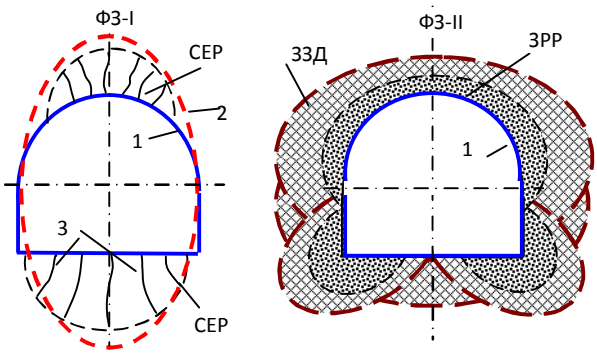


Рисунок 11 Горное давление в условиях I и II фундаментальных закономерностей

В условиях **ФЗ-II** (рис. 11) вокруг выработки возникает зона запредельных деформаций (ЗЗД), переходящая вблизи контура в зону «руинного» разрушения (ЗРР), нелинейно взаимодействующая с крепью. Нагрузка на крепь здесь существенно зависит от времени и условий её возведения, а также деформационно-силовых характеристик (ДСХ) конструкции.

Исследование и раскрытие этих закономерностей в различных условиях и составляет предмет изучения механики подземных сооружений. Отметим, что определение параметров взаимодействия зон ЗЗД и ЗРР с крепью относится к самым сложным проблемам геомеханики, которые до сих пор не нашли своего удовлетворительного решения.

Выводы

Анализ предыстории развития науки о горном давлении показал, что до настоящего времени доминирует полуэмпирический подход и противоречивые представления о проявлениях горного давления в подземных выработках.

Предлагается теоретический обоснованный метод оценки устойчивости породного контура горной выработки, базирующийся на использовании локального нормированного критерия устойчивости (ЛНКР) ω. Исследованы особенности распределения концентрации напряжений на породном контуре. Используется понятие об оптимальной форме выработки и впервые учтено влияние неоднородности прочностных свойств в кровле, почве и боках выработки, а также влияние наклонного залегания пластов.

Доказана допустимость не только овальной или арочной форм выработки, но и прямоугольной с оптимальным соотношением размеров. Сформулировано главное техническое противоречие горной геомеханики, показаны пути его преодоления. Обоснован метод выбора допустимого изменения формы выработки с позиций обеспечения ее устойчивости.

Сформулированы и обоснованы фундаментальные закономерности (ФЗ) проявлений горного давления в их развитии, а не как статическое равновесие пород в существующих классификациях горного давления.

Библиографический список

1. Протодьяконов, М. М. Давление горных пород и рудничное крепление [Текст] / М. М. Протодьяконов. — М. — Л. : Гостехиздат, 1934. — 104 с.

2. СНиП 3.02.03-84. Подземные горные выработки [Текст] / Госстрой СССР. — М. : ЦИТИ Госстрой СССР, 1985. — 15 с.

3. Литвинский, Г. Г. Расчет устойчивости породной поверхности горных выработок [Текст] / Г. Г. Литвинский // Устойчивость и крепление горных выработок : межвуз. сб. / Ленинград. горн. ин-т. — Л. : ЛГИ. — 1976. — Вып. 2. — С. 35–39.

4. Литвинский, Г. Г. Аналитическая теория прочности горных пород и массивов [Текст] / Г. Г. Литвинский. — Донецк : Норд-Пресс, 2008. — 207 с.

5. Литвинский, Г. Г. Инженерный метод оценки концентрации напряжений на контуре горных выработок различной формы [Текст] / Г. Г. Литвинский // Разработка месторождений полезных ископаемых : респ. межвед. науч.-техн. сб. — К. : Техника, 1974. — Вып. 38: Технология подземной разработки угольных месторождений. — С. 61–69.

6. Литвинский, Г. Г. Фундаментальные закономерности и новая концепция проявлений горного давления [Текст] / Г. Г. Литвинский // Науч. труды Донец. национ. технич. ун-та. Серия: Горно-геологическая. — Донецк, 2009. — Вып. 10 (151). — С. 21–28.

7. Litvinsky, G. Nova koncepcja i podstawowe prawidłowości przejawów parcia skał [Text] / G. Litvinsky // Internation Mining Forum / Polska Akademia nauk, Akademia Górniczo-Hutnicza AGH. — Krakov, 2000. — S. 43–47.

© Литвинский Г. Г.

Рекомендована к печати зам. директора по науке РАНИМИ ДНР
д.т.н., проф. Дрибаном В. А.,
деканом горного факультета, к.т.н., доц. каф. СГ ДонГТИ Шульгиным П. Н.

Статья поступила в редакцию 01.03.2023.

Doctor of Technical Sciences, Prof. Litvinsky G. G. *(DonSTI, Alchevsk, LPR)*

STABILITY OF MINING AND BASIC LAWS OF ROCK PRESSURE

The prehistoric analysis of the rock pressure science development and its inherent shortcomings has been carried out. A method is proposed for assessing the stability of the rock contour in a mine working by introducing a local normalized stability criterion (LNSC). The laws of stress concentration on the rock contour of the mine working have been studied. The optimal form of mine working is considered taking into account the heterogeneity of the strength properties of rocks in the roof, soil and sides around mine working and the influence of the inclined bedding. The main technical contradiction of mining geomechanics is formulated, the ways of its overcoming are shown. A method for choosing a permissible change in the form of a mine working is substantiated from the standpoint of ensuring its stability. The fundamental regularities (FR) of rock pressure are formulated and substantiated, considering the kinetics of its development, and not as a static balance of rocks in existing approaches.

Key words**:** *mining, manifestations of rock pressure, rock contour, rock stability, optimal form of mining, local failure criterion, heterogeneity, roof, soil, sides, mining geomechanics, fundamental regularities.*

УДК 550.822:622.838

д.т.н. Полозов Ю. А.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, uapolozov@mail.ru),
Лазебник А. Ю.
(АФГТ ЛГУ им. В. Даля, г. Антрацит, ЛНР, stgp_laz@mail.ru)

ЛИКВИДАЦИЯ ЗАТОПЛЕННЫХ НАКЛОННЫХ СТВОЛОВ УГОЛЬНЫХ ШАХТ

В процессе реструктуризации угольной промышленности Восточного Донбасса потребовалось закрытие нерентабельных действующих и прекращение строительства новых угольных шахт, не отвечающих требованиям по технико-экономическим показателям эксплуатации горных предприятий. Во всех случаях, согласно инструкции о порядке ведения работ по ликвидации и консервации опасных производственных объектов, связанных с пользованием недрами, должны предусматриваться мероприятия по ликвидации устьев горных выработок, имеющих выход на дневную поверхность [1]. На примере ликвидации наклонных стволов шахты-новостройки «Кадамовская» ЗАО «Донуголь» приведено обоснование технических решений по выбору способов и технологии закладки затопленных стволов.

Ключевые слова: *шахта «Кадамовская», ликвидация затопленных наклонных стволов, тампонаж, глиноцементные растворы, скважины.*

Реструктуризация угольной промышленности России имеет стратегическое значение для всего топливно-энергетического комплекса страны. Ростовская область относится к числу регионов, в процессе реструктуризации угольной промышленности которых осуществлено широкомасштабное закрытие горнодобывающих предприятий [1]. В соответствии со статьей 26 Закона Российской Федерации «О недрах» при полной ликвидации или консервации предприятия либо подземного сооружения горные выработки и буровые скважины должны быть приведены в состояние, обеспечивающее безопасность жизни и здоровья населения, охрану окружающей природной среды, зданий и сооружений.

Для Восточного Донбасса проблемность закрытия угольных шахт заключается, прежде всего, в сложных горно-геологических условиях отработки угольных пластов, что непосредственно создает геомеханические и гидрогеологические проблемы. Также возникают проблемы, связанные с крайне неудовлетворительным горнотехническим состоянием ликвидируемых стволов, вызванным их затопленностью [2–4].

Ликвидация наклонных стволов, имеющих выход на земную поверхность, представляет особую специфику по целому ряду причин: например, из-за необходимости возведения, согласно правилам безопасности, изолирующих перемычек, одна из которых устанавливается на глубине не ниже 10h от поверхности (где h — высота выработки в проходке), а вторая — в 10 м от устья выработки.

Технические решения по ликвидации наклонных стволов принимаются в соответствии с действующими «Правилами ликвидации стволов угольных шахт», включающими демонтаж коммуникаций и горношахтного оборудования, сооружение нижней необслуживающей перемычки.

Основной способ ликвидации наклонных стволов путем засыпки перегоревшей породой угольных отвалов, как показывает опыт, не гарантирует надежной их ликвидации, что в дальнейшем может привести к деформации земной поверхности и возникновению провалов.

ОАО «Донуголь» осуществляло строительство одновременно трех шахт («Шерловской-Наклонной», «Обуховской № 1», «Кадамовской») и обогатительной фабри-

ки. При строительстве вспомогательного наклонного ствола шахты «Кадамовская» после проходки 40 м выработки из 95 м произошло обрушение пород. Результатом явилась консервация строительства.

В 1998 году, в целях оптимизации расходования денежных средств, строительство шахты «Кадамовская» было прекращено, а в 2016 году принято решение о ликвидации шахты.

С учетом сложившейся ситуации, связанной с затопленностью наклонных стволов и отсутствием достоверной информации о состоянии ж/б изолирующей перемычки, а также наличием вмещающих глинистых грунтов, осушение горных выработок могло привести к аварийному проседанию земной поверхности в районе шахтного комплекса.

Кроме того, применение способа ликвидации наклонных стволов путем засыпки перегоревшей породой угольных отвалов с помощью средств механизации потребовало бы полной откачки подземных вод.

Следует обратить внимание на тот фактор, что закладочный материал, представленный обломочными перегоревшими породами отвалов или дроблеными фракциями каменных карьеров, под влиянием геомеханических процессов изменяет прочностные свойства.

Проблема надежной ликвидации наклонных стволов, а также экологической и деформационной безопасности поверхности в местах их сооружения может быть решаема только с разработкой эффективных и ресурсосберегающих способов закладки наклонных стволов закрываемых шахт с применением технологических принципов комплексного метода тампонажа и является актуальной научно-практической задачей, позволяющей оценить безопасность и эффективность применения закладочных растворов в конкретных инженерно-геологических условиях.

Анализ способов закладки ликвидируемых горных наклонных выработок, в соответствии с существующими требованиями [2], не обеспечивает полной гарантии по предотвращению смещений вмещающих пород в горные выработки.

В последнее время анализ способов закладки выполнен в работах [3, 4], однако в горногеологических и гидрогеологических условиях ликвидируемой шахты «Кадамовская», с учетом частичной затопленности наклонных стволов, в результате тампонажа в открытой печати анализ не выполнялся.

Обоснование применения конкретной рецептуры твердеющего раствора для закладки затопленной части наклонных стволов и технологических схем выполнения работ выполняется с использованием лабораторных и расчетных методов. С их помощью можно оценить эффективность применения закладочных растворов в конкретных условиях на основании анализа технологичности, экологичности и эффективности [5].

Целью настоящей работы является выработка и принятие основных технических решений для выполнения закладочных работ полузатопленных наклонных стволов шахты «Кадамовская».

Объект исследования — гидравлическая закладка затопленных наклонных стволов.

Предмет исследования — технические решения по выбору материала и способа закладки в обводненной среде.

Задачи исследования:

– обоснование технологических параметров способа ликвидации наклонных стволов;

– выбор рецептуры технологичных закладочных растворов;

– выбор технологической схемы приготовления и доставки закладочной смеси в подземную выработку;

– обеспечение контроля качества закладочных работ;

– геомеханическая оценка эффективности применения закладочных растворов в конкретных инженерно-геологических условиях.

По имеющимся данным, продольный геологический разрез по осям пройденной части наклонных стволов приведен на рисунке 1 и представлен следующими слоями:

– почвенно-растительным слоем черного цвета с корнями и стеблями растительности; интервал залегания 0÷1,5 м;

– глиной опесчаненной темно-коричневого цвета с гнездами тонкозернистого песка белого цвета, с карбонатными включениями по всему слою; интервал залегания 1,5–20,0 м;

– глиной светло-коричневого цвета, в интервале 20,0–21,0 м сильноопесчаненной, рыхлой, пористой, ниже по слою — влажной; интервал залегания 20,2–24,0 м.

Наклонные стволы пройдены по склонным к оплыванию глинистым породам под углом 13º к горизонту и закреплены сводчатой ж/б крепью.

Стволы затоплены, уровень затопления стволов находится на отметке +114 м, т. е. на 9,85 м ниже земной поверхности (абсолютная отметка +123,85 м).

Стволы свободны от оборудования, рельсовые пути разобраны, на забое стволов на расстоянии 106 м по главному и 85 м по вспомогательному стволам установлены ж/б изолирующие перемычки.

С учетом перечисленных выше горно-технических условий погашения стволов шахты «Кадамовская» применение сухой механической закладки невозможно.

Вариант полной гидравлической закладки стволов до нижней изоляционной перемычки также не представляется возможным в связи со сложностью прокладки до забоя затопленных стволов нагнетательного трубопровода для закачки какого-либо тампонажного раствора.

Требовалось принять к исполнению технологически эффективный и экономичный вариант ликвидации наклонных стволов, позволяющий выполнять работы в сжатые сроки.

На основании этого принято решение на использование технологии Комплексного метода тампонажа НПО «Спецтампонажгеология», нашедшего широкое применение при погашении старых горных выработок под гражданскими и промышленными объектами, а также при ликвидации наклонных шахтных стволов в процессе реструктуризации угольной промышленности Донецкого бассейна [5, 6].

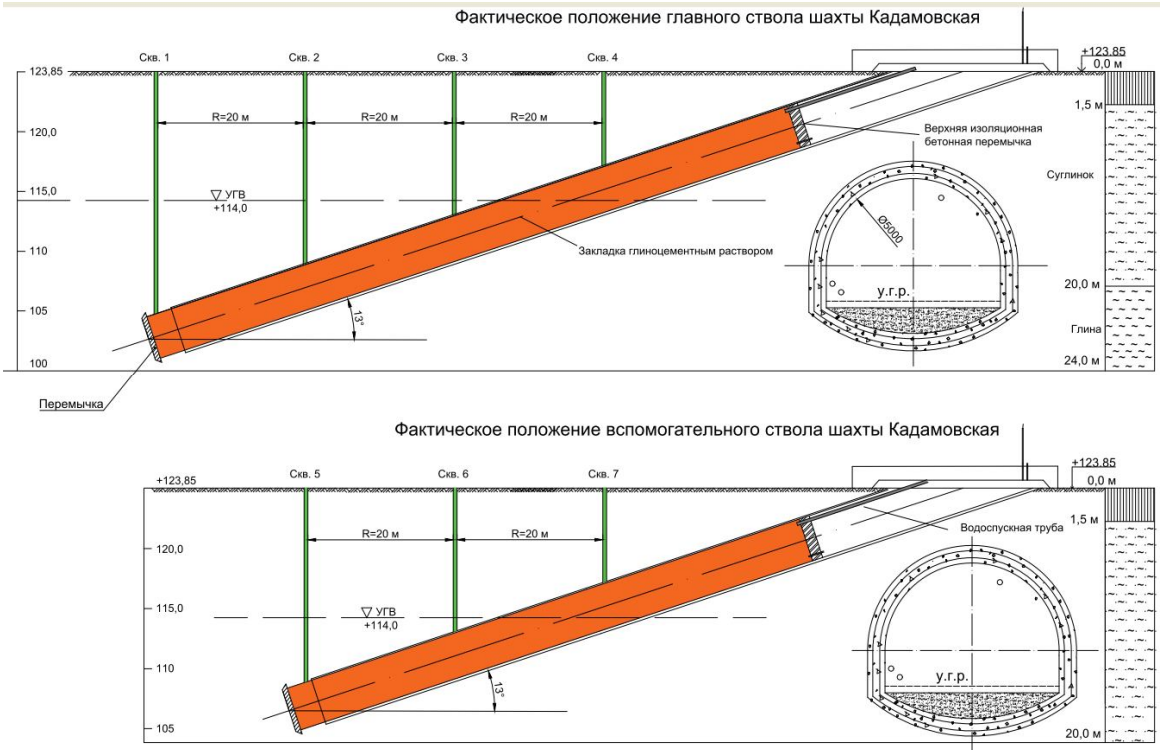


Рисунок 1 Схема расположения закладочных скважин

Применение такого способа закладки затопленных наклонных стволов позволяет все работы, включая бурение скважин, приготовление и нагнетание тампонажного раствора, выполнить с дневной поверхности при использовании высокопроизводительного бурового и тампонажного оборудования в запланированные сроки.

Устройство изоляционной перемычки ниже устьев стволов. Согласно «Инструкции о порядке проведения работ по ликвидации опасных объектов, связанных с использованием недр» [2], наиболее надежным вариантом является сооружение на 10 м ниже устья ствола железобетонной изоляционной перемычки. Конструктивные размеры изоляционной перемычки определяются размерами и видом крепления устья наклонных стволов.

Ликвидация устья наклонных стволов. Для заполнения внутреннего пространства наклонных стволов выше установленной изоляционной перемычки целесообразно использование обломочного материала от разборки портала и ликвидируемых бетонных сооружений на поверхности. Поверхность насыпного обломочного материала выравнивается путем отсыпки щебнем или породой, утрамбовывается, и на нее заливается бетон для устройства плиты перекрытия.

В конкретных горнотехнических условиях шахты «Кадамовская» оптимальным способом ликвидации наклонных стволов является заполнение внутреннего пространства твердеющим глиноцементным тампонажным раствором, нагнетаемым через закладочные скважины, пробуренные с поверхности земли по оси стволов до пересечения с кровлей выработки.

Описание рецептур растворов и принципа их выбора. Выбор рецептур закладочных растворов осуществлялся на основании нормативных документов [7]. При обосновании выбора рецептур закладочного раствора определялись такие параметры, как плотность, пластическая прочность, условная вязкость и статическое напряжение сдвига. При этом наиболее эффективными являются растворы, обладающие максимальными реологическими характеристиками при минимальной их плотности.

Для закладки наклонных стволов шахты «Кадамовская» предусмотрено использование твердеющих глиноцементных растворов. В состав таких тампонажных растворов входит комовая глина или суглинок в качестве основного компонента базового глинистого раствора, портландцемент марки 400 в качестве вяжущего и силикат натрия (жидкое стекло) в качестве структурообразователя [5–7].

Порядок подбора рецептуры глиноцементного тампонажного раствора:

1. Проверка местной комовой глины на пригодность для применения в тампонажных растворах по химическому, минералогическому и гранулометрическому составу. Подбор консистенции глинистого раствора по структурно-механическим и реологическим характеристикам.

2. Выбор типа вяжущего исходя из требований коррозионной стойкости к воздействию агрессивных подземных вод и подбор оптимальной концентрации сухого цемента.

3. Выбор соответствующих добавок в качестве реагентов — структурообразователей и ускорителей схватывания.

Глинистый раствор, как основа высококачественных глиноцементных растворов, должен иметь следующие параметры: плотность 1180–1230 кг/м^3, содержание песка не более 8–10 %, условная вязкость по ВБР от 30 с до «не течет», статическое напряжение сдвига 5–15 Па, водоотдача по ВМ-6 25–45 см^3 за 30 мин.

Цемент выбирают в соответствии с химическим составом подземных вод. В случае пресных или слабоминерализованных подземных вод, содержащих не более 250–1000 мг/л ионов SO_4^{2-}, можно использовать обычный портландцемент марки 400; при содержании ионов SO_4^{2-} в подземных водах 2500–3500 мг/л рекомендуется сульфатостойкий портландцемент М400.

Типовой состав, структурно-механические и реологические характеристики глиноцементного тампонажного раствора, разработанного на базе качественных каолиновых глин, которым должны соответствовать тампонажные растворы для закладки стволов шахты «Кадамовская», приведены в таблице 1.

Вязкопластичные растворы, удовлетворяемые требованиям ГОСТ, должны оцениваться экономическими методами.

К использованию для приготовления закладочного раствора принят ближайший к шахте «Кадамовская» карьер по добыче каолиновых глин, расположенный в районе станицы Владимировская Краснолиманского района Ростовской области.

Расчеты технологических параметров закладки. Схема закладки наклонных стволов путем нагнетания тампонажного раствора через скважины, пробуренные с поверхности земли и обсаженные трубами до контакта скважины с ж/б крепью ствола, способом «снизу-вверх» приведена на рисунке 1.

Бурение скважин осуществляется с помощью самоходных буровых установок.

В первую очередь закладочный тампонажный раствор подается в нижнюю часть ствола через скважину № 1 сразу за ж/б перемычкой и распространяется вверх по уклону на расстояние R до следующей скважины № 2, как показано на рисунке 1. В этом случае скважина № 2 выполняет функцию контрольной и через нее осуществляется наблюдение за распространением раствора.

В процессе закладки тампонажный раствор распространяется вверх по почве затопленной части выработки. С учетом угла растекания (в водной среде 30º) образует по отношению к почве ствола угол 43º. В связи с тем, что закладка производится порционно, по мере приготовления раствора, при нагнетании очередной порции раствору приходится преодолевать сопротивление, т. е. прорывать слой уже стабилизировавшегося тампонажного раствора, чтобы продолжить заполнение внутреннего пространства наклонного ствола. Учитывая характер растекания раствора в выработке, канал всегда образуется в кровле, а его размеры будут условно равны диаметру закладочной скважины, вскрывшей выработку.

Таблица 1

Характеристика типового глиноцементного тампонажного раствора

№ п/п	Тип закладочного раствора	Состав закладочного раствора	Плотность, ρ кг/м^3	Структурная прочность, МПа			Динамическое напряжение сдвига, τ, Па	Допустимая пластическая прочность, [P_m], МПа
				Время стабилизации, час				
				1 час	4 часа	24 часа		
1	Глиноцементный раствор	Глинистый раствор плотностью 1200 кг/м^3 — 0,96м^3	1250	$0{,}3\cdot10^{-2}$	$1{,}5\cdot10^{-2}$	$2{,}6\cdot10^{-2}$	180÷200	$0{,}215\cdot10^{-2}$
		Сульфатостойкий портландцемент М400 — 100 кг/м^3						
		Силикат натрия модулем 2,8–3,2 — 10кг/м^3						

Давление, необходимое для образования канала на расстоянии R от одной тампонажной скважины до другой, рассчитывается по уравнению

$$P = \frac{2P_m \cdot R}{r}, \text{ МПа}, \qquad (1)$$

где P_m — прочность структуры тампонажного раствора, зависящая от времени стабилизации после прекращения нагнетания; P_m через 4 часа равно $1{,}5 \cdot 10^{-2}$ МПа, а через сутки — $2{,}6 \cdot 10^{-2}$ МПа;

R — расстояние между закладочными скважинами, принимаем равным 20 м;

r — внутренний диаметр закладочной скважины, вскрывшей крепь в кровле наклонного ствола, принимаем $r = 0{,}05$ м.

Данные расчетов давления разрыва для образования канала в кровле выработки сведены в таблицу 2.

Давление нагнетания тампонажного раствора на поверхности, рассчитанное по методике комплексного метода тампонажа, будет зависеть, в основном, от длины и диаметра нагнетательного трубопровода, а также производительности поршневого насоса [4].

Так, в качестве примера, потери напора на 100 п. м. бурильных труб при производительности насоса 5,0 л/с составляют 2,0 МПа. Данные о гидравлических сопротивлениях в бурильных трубах, которые используются для нагнетательного трубопровода, проложенного по поверхности земли от тампонажного оборудования до закладочной скважины, приведены во «Временной инструкции по тампонажу…» [7].

Потери напора в обсаженной части скважины, с учетом ее значительного диаметра 127 мм и малой глубины, уравновешиваются гидростатическим столбом тампонажного раствора и в расчетах давления нагнетания не принимаются.

Приготовление тампонажного раствора подразделяют на два этапа:

– приготовление базовой глинистой суспензии с заданными параметрами;

– приготовление глиноцементного тампонажного раствора путем введения вяжущего и структурообразователей.

Приготовление глинистого раствора осуществляется на глинистой станции, включающей:

– погрузчик комовой глины;

– фрезерно-струйную мельницу или лопастную мешалку емкостью 3–6 м^3;

– шламовый насос.

Нагнетание глиноцементного раствора производится с помощью мобильного тампонажного комплекса, включающего:

– универсальный насосный блок УНБ1-160/40, позволяющий нагнетать до 25 м^3 раствора в час;

– цементно-смесительную установку УС-6/30;

– поршневые насосы типа НБ-125.

Управление процессом закладки осуществляют путем определения и учета изменения давления и расхода тампонажного раствора при нагнетании.

Контроль нагнетания глиноцементного раствора оценивается по данным замеров уровня распространения тампонажного раствора в вышележащих скважинах и появления раствора в контрольных трубах верхней изоляционной перемычки.

Таблица 2

Расчет давления разрыва тампонажного раствора канала в кровле выработки

№	Время стабилизации раствора, час	Прочность структурированного раствора, Pm, МПа	Расстояние между скважинами, R, м	Внутренний диаметр закладочной скважины, м	Давление разрыва, P, МПа
1	1	$0{,}3 \cdot 10^{-2}$	20	0,05	2,4
2	4	$1{,}5 \cdot 10^{-2}$	20	0,05	12,0
3	24	$2{,}6 \cdot 10^{-2}$	20	0,05	20,8

Процесс нагнетания тампонажного раствора в горную выработку будет сопровождаться вытеснением воды. На последней стадии закладки стволов вытесняемая вода будет изливаться в устье ствола через специальное отверстие, расположенное в кровле изоляционной перемычки. Расстояние между закладочными скважинами по главному и вспомогательному стволам принято, согласно выполненным выше расчетам, равным 20 м, что обеспечит надежное заполнение внутреннего пространства наклонных стволов тампонажным раствором и позволит осуществить контроль за процессом закладки. С учетом характера растекания тампонажного раствора в водной среде количество закладочных скважин на главном стволе составляет 4 скважины и на вспомогательном стволе — 3 скважины (рис. 1).

Для обеспечения равномерности закладки пустот наклонных затопленных стволов нагнетание глиноцементного раствора производится порционно. Для предотвращения разубоживания раствора нагнетание первой порции закладочного раствора должно выполняться через став нагнетательного трубопровода, опущенного до почвы выработки и постепенно извлекаемого до момента подъема уровня закладочного материала до забоя скважины в кровле выработки. Далее закладка осуществляется через обсадную колонну.

Объемы буровых и тампонажных работ для ликвидации стволов шахты «Кадамовская» приведены в таблице 3.

Таблица 3

Параметры буровых и тампонажных работ

№ п/п	Наименование показателей	Ед. изм.	Количество	
			Главный ствол	Вспомогательный ствол
1	Длина тампонируемого участка стволов	м	74	53
2	Площадь поперечного сечения ствола «в свету»	$м^2$	15,9	15,9
3	Количество закладочных скважин	скв.	4	3
4	Глубина скважин		19; 14; 9; 4	16; 12; 7
5	Расстояние между сважинами по оси ствола	м	20	20
6	Объем буровых работ	п. м.	46	35
7	Объем тампонажного раствора	$м^3$	1177	843
8	Объем воды в затопленной части стволов	$м^3$	750	430

Выполненные исследования позволили сделать следующие **выводы**:

1. На примере запроектированных и выполненных работ по закладке полузатопленных наклонных стволов шахты «Кадамовская» доказано, что нагнетание вязко-пластичных закладочных тампонажных растворов обеспечивает повышение технико-экономической эффективности и надежности ликвидации горного предприятия.

2. Проведенные работы обеспечили надежную геомеханическую безопасность земной поверхности в местах расположения устьев наклонных стволов на площадке производственных комплексов шахты «Кадамовская».

3. Технология закладки затопленных наклонных стволов, приведенная в настоящей работе, явилась основой рабочего проекта ООО «НТЦ „Наука и Практика“» (г. Ростов-на-Дону), позволила выполнить безлюдным способом надежное погашение наклонных стволов шахты «Кадамовская» ЗАО «Донуголь». Данная технология ранее успешно применялась для ликвидации целого ряда наклонных стволов, ходков и сбоек на закрываемых шахтах «Замковская», «Брянковская», «Луганская правда» и других в Донецком угольном бассейне.

Библиографический список

1. Концепция развития угольной промышленности Ростовской области на период до 2035 года [Электронный ресурс] : утв. Прав-вом Ростовской области от 05.07.2012 № 599 в ред. постановления от 29.07.2022 № 638. — Режим доступа: https://www.donland.ru/activity/1135/.

2. РД 07-291-99. Инструкция о порядке ведения работ по ликвидации и консервации опасных производственных объектов, связанных с пользованием недрами [Текст] // Охрана недр и геолого-маркшейдерский контроль : сборник документов. Сер. 07. — М. : Научно-технический центр исследований проблем промышленной безопасности, 2009. — Вып. 1. — 132 с.

3. Тюленева, Т. А. Совершенствование технологии ликвидации провалов над горными выработками [Текст] / Т. А. Тюленева // Техника и технология горного дела. — 2021. — № 1. — С. 4–26.

4. Прокопова, М. В. Последствия ликвидации шахт Восточного Донбасса [Текст] / М. В. Прокопова, Н. В. Хамидуллина, Я. С. Рубцова // Новые технологии, инновации, изобретения : сб. статей Междунар. науч.-практ. конф. — Уфа : Аэтерна, 2018. — С. 82–84.

5. Комплексный метод тампонажа при строительстве шахт [Текст] / Э. Я. Кипко, Ю. А. Полозов и др. — М. : Недра, 1984. — 243 с.

6. Тампонаж обводненных горных пород [Текст] : справочное пособие / Э. Я. Кипко, О. Ю. Лушникова, Ю. А. Полозов и др. — М. : Недра, 1989. — 318 с.

7. Временная инструкция по тампонажу трещиноватых горных пород комплексным методом [Текст] / МУП СССР. — Ворошиловград, 1978. — 88 с.

© Полозов Ю. А.
© Лазебник А. Ю.

Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. СГ ДонГТИ Смекалиным Е. С., ведущим горным инженером ПТО филиала АО «УС № 30» ШСУ г. Норильска к.т.н., доц. Дудкой И. В.

Статья поступила в редакцию 14.02.2023.

Doctor of Technical Sciences Polozov Yu. A. *(DonSTI, Alchevsk, LPR, uapolozov@mail.ru)*,
Lazebnik A. Yu. *(Antracite Department of Mining and Transport of LSU named after V. Dahl, Antracite, LPR, stgp_laz@mail.ru)*

LIQUIDATION OF FLOODED INCLINED SHAFTS OF COAL MINES

In the process of restructuring the coal industry of the Eastern Donbass, it was necessary to close unprofitable existing coal mines and building halt of new one that do not meet the requirements for technical and economic indicators of the operation of mining enterprises. In all cases, according to the instructions on the procedure for the liquidation and conservation of hazardous production facilities associated with the use of mineral resources, measures should be provided for the liquidation of the mouths of mining that have access to the daytime surface [1]. On the example of liquidation of inclined shafts of the newbuild "Kadamovskaya" mine ZAO "Donugol", the justification of technical solutions for the choice of methods and technology for laying flooded shafts is given.

Key words: *"Kadamavskaya" mine, liquidation of flooded inclined shafts, grouting, clay cement mortars, wells.*

УДК 622.837

к.т.н. Ларченко В. Г.,
Маталкина Ю. А.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, larchenkovitalie@yandex.com),
Шпакова А. О.
(Минтопэнерго ЛНР, г. Луганск, ЛНР)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТИ ПРОЦЕССА СДВИЖЕНИЯ ПОДРАБОТАННОЙ ТОЛЩИ ПОРОД И ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ

На основе комплексных натурных инструментальных наблюдений установлена аналитическая зависимость продолжительности процесса сдвижений и деформаций подработанного слоистого массива горных пород от глубины подработки и скорости подвигания очистного забоя.

Ключевые слова: *продолжительность процесса сдвижения, зависимость, глубина подработки, скорость подвигания очистного забоя.*

Подземная разработка угольных месторождений в густонаселенных районах Донбасса требует от маркшейдерской службы шахт выбора мер защиты подрабатываемых сооружений, коммуникаций и природных объектов от вредного влияния процесса сдвижения горных пород. Выбор мер защиты сооружений земной поверхности зависит от максимальных значений сдвижений, деформаций и продолжительности процесса сдвижения, которые определяют трудоемкими натурными инструментальными наблюдениями или по действующим «Правилам охраны…» [1, 2]. В «Правилах» [1, 2] методика расчета общей продолжительности процесса сдвижения земной поверхности приведена для глубин подработки до 1000 м, а продолжительность активной стадии — до 700 м. Но методика расчета ожидаемых и вероятных сдвижений и деформаций земной поверхности [1, 2] при больших глубинах очистных работ требует корректировки, что подтверждено исследованиями [3–6].

Поэтому актуальной задачей является определение зависимости общей продолжительности процесса сдвижения подработанных горных пород и земной поверхности от основных влияющих факторов, так как очистные работы на ряде шахт Донбасса производятся уже на глубинах 1200 м и более.

Целью настоящей работы является установление зависимости общей продолжительности процесса сдвижения подработанного слоистого массива горных пород T и ее активной стадии (опасных деформаций) t от глубины горных работ H и скорости подвигания очистных забоев C.

Объект исследования — процесс сдвижений и деформаций толщи слоистых горных пород при добыче угля подземным способом.

Предмет исследования — зависимость общей продолжительности процесса сдвижений и деформаций подработанного слоистого массива горных пород и земной поверхности T от основных влияющих факторов.

Задачи исследований:

– определить основные факторы, влияющие на общую продолжительность процесса сдвижения горных пород, ее активную стадию и стадии опасных деформаций;

– установить степень влияния глубины горных работ H и скорости подвигания очистных забоев C на общую продолжительность процесса сдвижения подработанного массива слоистых пород T и на стадии опасных наклонов и горизонтальных деформаций земной поверхности t.

Исследования выполнялись методами:

а) комплексными инструментальными наблюдениями, включающими систематические наблюдения:

– на четырех профильных линиях реперов земной поверхности (станции № 12, 13) при ее полной подработке;

– за глубинными реперами, заложенными в пробуренные с земной поверхности вертикальные скважины в главных сечениях мульд сдвижения (станции№ 12, 13 над лавами № 604, 606 шахты «Степная»);

– по профильным линиям реперов в почве дренажного штрека и наклонного квершлага шахты «Степная» [8];

б) теоретическими исследованиями методом конечных элементов [9];

в) сбора и анализа результатов редких натурных наблюдений за сдвижением и деформациями земной поверхности в восточных районах Донбасса;

г) определения пространственного положения очистных забоев, их скоростей подвигания относительно реперов профильных линий наблюдательных станций, деформаций и продолжительности процесса сдвижения земной поверхности;

д) определения вынимаемой мощности пластов на каждую дату наблюдений.

В действующем отраслевом стандарте [1] продолжительность и активная стадия процесса сдвижения в Донецком бассейне приведены в таблице 5.3 (табл. 1).

Табличная форма визуально недостаточно отражает влияние определяющих факторов (глубины подработки *H* и скорости подвигания очистного забоя *C*) на продолжительность процесса сдвижения земной поверхности *T* и ее активную стадию *t*, поэтому для наглядности по данным таблицы 1 построены графики зависимости *T* и *t* отдельно от *H* при различных *C* (рис. 1) и зависимости *T* от *C* при *H* от 100 до 1000 м (рис. 2).

Анализ рисунков 1, 2 показывает, что согласно «Правилам» [1] при скоростях подвигания очистных забоев *C* от 20 до 100 м/месяц зависимость общей продолжительности процесса сдвижения земной поверхности *T* и ее активной стадии *t* от глубины подработки *H* близка к прямолинейной (рис. 1).

Зависимость же *T* от скорости подвигания очистного забоя *C* при *H* в пределах 300–1000 м является степенной различных значений, за исключением $H = 100$ м, где зависимость продолжительности *T* от *C* — прямолинейная (рис. 2).

Зависимости общей продолжительности процесса сдвижения массива слоистых горных пород *T* от скорости подвигания очистного забоя *C*, по данным «Правил» [1], различные при глубинах от 100 до 1000 м (рис. 2) и вызваны тем, что в действующих «Правилах» не учтено влияние ряда факторов:

– крепости горных пород (марки угля);

– степени подработки земной поверхности (отношений размеров выработанного пространства по падению $Д_1$ и по простиранию $Д_2$ к *H*);

– вынимаемой мощности пласта *m*, а также недостаточно четкими критериями определения начала, окончания процесса сдвижения и интервала между наблюдениями.

Таблица 1

Продолжительность и активная стадия процесса сдвижения от одной горной выработки

Средняя глубина разработки, Н, м	Продолжительность и активная стадия процесса сдвижения при $C_{ср.}$, м/мес				
	$C_{ср} \leq 20$	$C_{ср} = 40$	$C_{ср} = 60$	$C_{ср} = 80$	$C_{ср} > 100$
Продолжительность процесса сдвижения, мес.					
До 100	6	5	4	3	2
300	16	10	7	5	4
500	26	18	12	8	7
700	37	25	16	11	9
1000	51	35	22	15	12
Активная стадия процесса сдвижения, мес.					
До 100	4	3	2	2	1
300	10	6	4	3	2
500	14	10	7	4	3
700	20	13	9	5	4

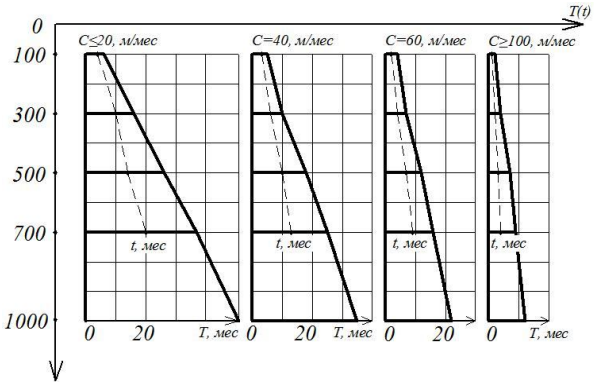


Рисунок 1 Зависимость общей продолжительности процесса сдвижения *T* и периода активной стадии *t* от глубины разработки *H* при скоростях подвигания забоя *C* = 20–100 м/мес согласно таблице 5.3 [1]

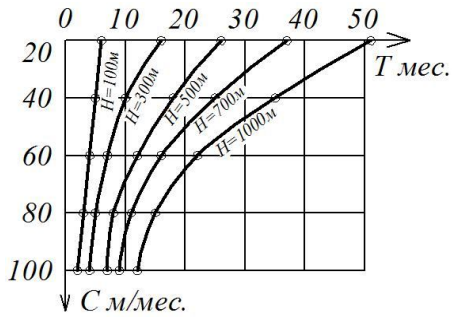


Рисунок 2 Зависимость общей продолжительности процесса сдвижения *T* от скорости подвигания очистных забоев *C* при глубинах подработки *H* = 100–1000 м

Началом процесса сдвижения точки земной поверхности (репера) принято считать дату, на которую ее оседание достигает 15 мм. Окончанием процесса сдвижения земной поверхности считают дату, после которой суммарные оседания этого репера на протяжении шести месяцев не превышают 30 мм или 10 % от максимальных оседаний.

В соответствии с действующей до 1987 года «Инструкцией по наблюдениям за сдвижением земной поверхности…» [10] интервалы между наблюдениями рекомендовано принимать до 9 суток и более. При таком интервале наблюдений погрешности определения максимальных деформаций при их временной концентрации, скорости оседаний и продолжительности процесса сдвижения земной поверхности значительно увеличиваются, особенно при малых глубинах подработки, так как максимальная скорость оседаний земной поверхности на станции № 13 достигла 66 мм/сутки. Поэтому на основе большого опыта натурных частотных равноточных наблюдений с целью повышения точности определения общей продолжительности процесса сдвижения, стадий с опасными деформациями, всех параметров сдвижений и деформаций земной поверхности рекомендуем интервал между наблюдениями принимать не более *t*, вычисляемого по формуле (1):

$$t = l_0 / C + \left(H / 200\right) \cdot k_t \text{, сут.,} \qquad (1)$$

где l_0 — шаг обрушения основной кровли, м;

C — скорость подвигания очистного забоя, м/сутки;

H — средняя глубина подработки, м;

k_t — поправка за счет увеличения глубины горных работ, 1/м:

а) при первичной подработке:

– в антрацитовых районах Донбасса $k_t = 1{,}8$;

– при разработке угля других марок и отношении мощности четвертичных отложений $h/H \leq 0{,}3$ — $k_t = 1{,}4$;

– углей марок Д–Г при отношении $h/H > 0{,}3$ — $k_t = 1{,}0$;

б) при повторной подработке:

– в районах залегания антрацита $k_t = 1{,}4$;

– в районах залегания угля других марок $k_t = 1{,}0$.

Дифференцировать зависимость общей продолжительности процесса сдвижения подработанного массива пород *T* от глубины подработки *H* можно методом «исключения» влияющих на *T* факторов, что авторам удалось, заложив комплексные наблюдательные станции № 12 и 13 и выполнив равноточные частотные наблюдения от начала до окончания процесса сдвижения в горно-геологических условиях шахты «Степная» при полной подработке, охватив инструментальными систе-

матическими наблюдениями толщу пород одного строения, прочности, скорости подвигания очистных забоев, вынимаемой мощности пласта, постоянной длине лав:

– в наклонном квершлаге от 5 до 10 м выше кровли разрабатываемого пласта C_6 (рис. 3);

– в дренажном штреке, проведенном по пласту C^1_6 в 10 м выше кровли пласта C_6 (рис. 3);

– частотными наблюдениями за глубинными реперами, заложенными в пробуренные с земной поверхности вертикальные скважины в главных сечениях мульды сдвижения выше безопасной глубины подработки (25 м) и до четвертичных отложений (рис. 3);

– по четырем профильным линиям грунтовых реперов земной поверхности (станции № 12, 13).

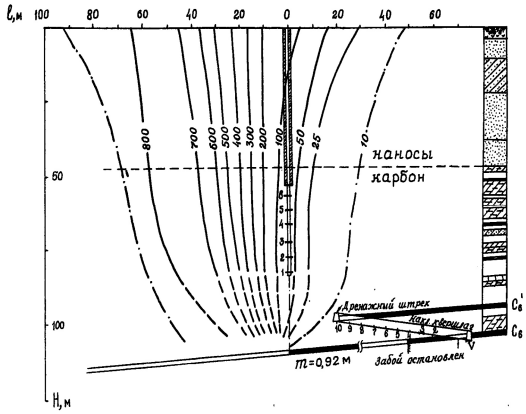


Рисунок 3 Изолинии оседаний толщи пород по ст. № 13 шахты «Степная»

Результаты комплексных натурных наблюдений по определению общей продолжительности процесса сдвижения при полной подработке подработанного массива пород *T* приведены в таблице 2.

Таблица 2

Продолжительность и активная стадия процесса сдвижения от одной горной выработки

№ станции	№ реперов	H, м	$C_{ср.}$, м/сут.	T, сут.	$\alpha_1 = \frac{C_{ср} \cdot T}{H}$	$\alpha = \frac{C_{ср} \cdot T}{\sqrt{H}}$
Толщи горных пород						
12	1г	27	1,47	60	3,27	16,96
12	2г	37	1,47	64	2,54	15,47
12	3г	42	1,46	69	2,40	15,55
12	4г	47	1,45	78	2,41	16,49
12	47п	104	1,47	112	1,58	16,14
13	1г	26,4	2,15	41	3,34	17,15
Земной поверхности						
13	2г	32	2,15	42	2,82	15,9
13	3г	37	2,15	42	2,44	14,85
13	4г	43	2,15	43	2,15	14,09
13	5г	48	2,15	43	1,93	13,34
13	6г	53	2,15	44	1,78	12,99
13	35п	109	2,13	80	1,56	16,32
5	19–21	162	1,82	120	1,35	17,15
7	56–61	192	2,16	108	1,22	16,83
8	37–45	183	1,51	153	1,26	17,07
9	41–46	244	1,40	186	1,07	16,67
10	28–30	154	1,25	170	1,38	17,12
11	84–86	159	2,36	91	1,35	17,03
12	43–44	106	1,42	118	1,58	16,27
13	31–43	108	2,03	87	1,64	17,0
Среднее значение					1,95	16,0

В таблице 2 при определении аналитической зависимости общей продолжительности процесса сдвижения земной поверхности T от H не учтены прочность горных пород и мощность пластов, так как на граничащих между собой шахтах они изменяются незначительно (не учитывались в действующих «Правилах» [1, 2]).

Для «исключения» влияния скорости подвигания очистных забоев C на T при глубинах подработки до 300 м в соответствии с рисунком 1 [1] выполнен расчет T при постоянной скорости их подвигания C=2,1 м/сутки и полной подработке. По результатам вычисленных T построен график зависимости T от H (рис. 4), свидетельствующий, что зависимость общей продолжительности сдвижения горных пород от глубины подработки в горно-геологических условиях шахт Западного Донбасса является не прямолинейной, как считалось ранее, а гиперболической и может быть определена с относительной средней квадратической погрешностью 7,6 % по формуле (2):

$$T = \alpha \cdot \frac{\sqrt{H}}{C}, \text{ сут.}, \qquad (2)$$

где α — эмпирический коэффициент, установленный по критерию оседаний, равный 16,0 м$^{1/2}$.

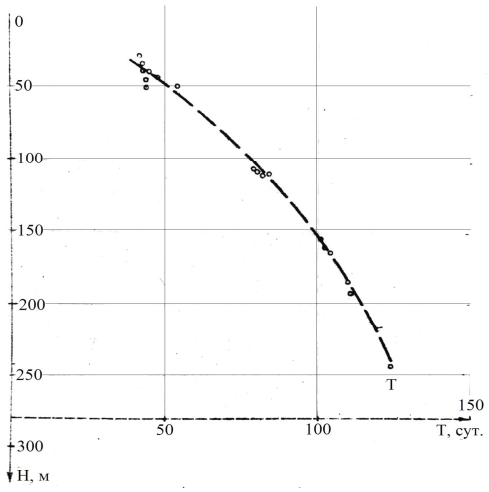


Рисунок 4 Зависимость общей продолжительности сдвижения T от глубины подработки H

При прямолинейной зависимости T от H (табл. 2) относительная средняя квадратическая погрешность коэффициента α_1 составила 35,2 %.

Прочность горных пород в восточных районах Донбасса не менее чем в два раза больше, чем в Западном Донбассе, поэтому и коэффициент α в формуле (2) должен быть значительно большим. По результатам единичных достоверных натурных наблюдений в восточных районах Донбасса коэффициент α в формуле (2) равен 29 м$^{1/2}$. Так как среднюю скорость чаще определяют размерностью м/месяц, то при вычислении общей продолжительности процесса сдвижения T (месяцев) при полной подработке земной поверхности в Восточном Донбассе коэффициент α в формуле (2) следует принимать: в районах залегания антрацитов α=31 м$^{1/2}$; в районах залегания углей других марок при h/H<0,3 α=29 м$^{1/2}$; в районах залегания углей марок Д–Г при h/H>0,3 α=27 м$^{1/2}$.

В «Правилах» [1] выделена активная стадия процесса сдвижения, под которой понимают часть общей продолжительности, когда скорость оседаний земной поверхности достигла 50 мм и более в месяц. Активная стадия используется только при выборе мер охраны железных дорог. Более востребованными при выборе мер охраны инженерных сооружений являются стадии с опасными деформациями (и аналогично длины полумульд с опасными деформациями), определяемые:

– для высотных сооружений по критерию наклонов при i, равном и более $4 \cdot 10^{-3}$;

– для вытянутых (линейных) сооружений и коммуникаций — по горизонтальным деформациям ε, когда ε равны или более $2 \cdot 10^{-3}$. Кроме того, в горно-геологических условиях шахт Западного Донбасса, где четвертичные отложения включают обводненные пески (плывуны) мощностью более 20 метров, в процессе добычи угля в смежных лавах происходит дренирование плывунов, вызывающее оседание земной поверхности еще до под-

работки и после окончания процесса сдвижения до 30 мм по критериям наклонов и горизонтальных деформаций.

Инструментальными натурными наблюдениями в условиях шахт Западного Донбасса установлено, что в формуле (2) по критерию наклонов коэффициент $\alpha = 14{,}9$ м$^{1/2}$ (на 7 % меньше, чем по критерию оседаний), а по критерию горизонтальных деформаций $\alpha = 19{,}3$ м$^{1/2}$ (на 20 % больше, чем по критерию оседаний) (рис. 5).

А это значит, что по данным «Правил» [1] и по аналогии с Западным Донбассом при глубине подработки 1000 м, скорости подвигания очистного забоя 80 м/месяц продолжительность процесса сдвижения земной поверхности по критерию горизонтальных деформаций на четыре месяца больше, чем по критерию наклонов, и существенно влияет на эффективность, сроки внедрения мер защиты подрабатываемых сооружений и начало безопасного строительства на подработанных территориях в зависимости от их вида.

Поэтому в зависимости от подрабатываемого сооружения (высотное или вытянутое) для более точного определения общей продолжительности T и стадий с опасными деформациями земной поверхности необходимо t_ε, t_i определять по соответствующему критерию. Наибольшие общая продолжительность процесса сдвижения, стадии с опасными деформациями и длины полумульд в горно-геологических условиях шахт Западного Донбасса по критерию горизонтальных деформаций (рис. 5). Длительные медленные оседания земной поверхности за счет дренирования плывунов менее опасны для инженерных сооружений.

В таблице 1 «Правил подработки…» [1] продолжительность процесса сдвижения T приведена от «одной горной выработки», где при $H = 1000$ м, скорости подвигания 100 м в месяц T «составила» 12 месяцев. Но даже при длинах столба более 1000 м, лавы 300 м отношение $Д/H = 0{,}3$, при котором процесс сдвижения только доходит до земной поверхности, а полная подработка наступит при отношении $(Д/H)>1$, то есть после отработки четвертой смежной лавы без оставления межлавных целиков. При длине столба 1000 и более метров, скорости подвигания очистного забоя 100 м/месяц процесс сдвижения над этим участком земной поверхности будет длиться более четырех лет, а не 12 месяцев [1], что подтверждает актуальную необходимость изучения параметров процесса сдвижения при добыче угля на больших глубинах.

Определить общую продолжительность сдвижений и деформаций подработанной земной поверхности в восточных районах Донбасса можно только точными натурными инструментальными систематическими наблюдениями, или заложив автоматизированные наблюдательные станции [11], о чем неоднократно кафедра МГиГ выходила с предложениями.

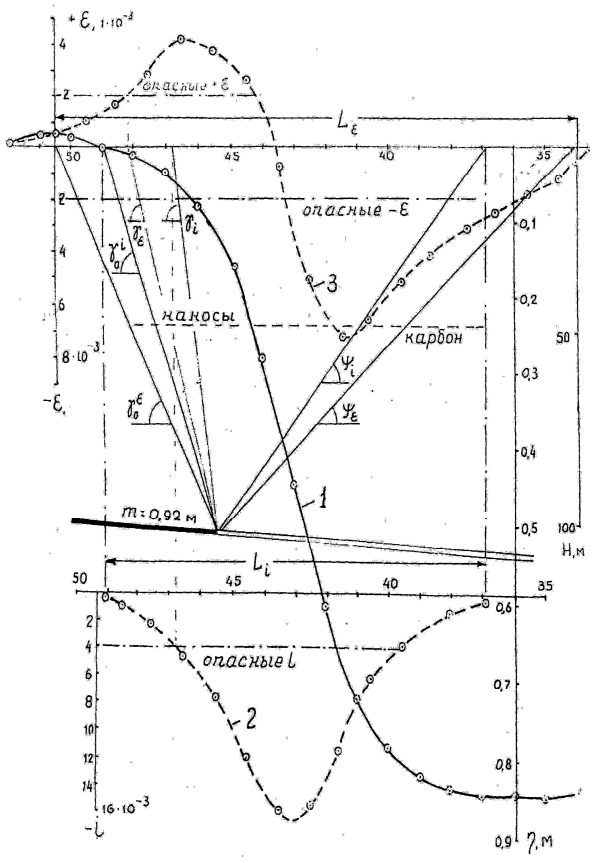


Рисунок 5 Кривые оседаний (1), наклонов (2) и горизонтальных деформаций (3) земной поверхности по станции № 13

Отсутствие инструментальных наблюдений за деформациями уникальных инженерных сооружений и упреждающих мер их защиты может стать причиной аварий и многомиллиардных затрат на ликвидацию тяжелых последствий (разрыв емкости с нефтью в окрестностях Норильска, аварии на Саяно-Шушенской ГЭС, на Транссибирской железной дороге, на нефтепроводах, газопроводах и водоводах, оползни в Кавказском регионе).

Выводы:

1. Впервые по результатам единственных комплексных равноточных систематических наблюдений при полной подработке земной поверхности на малых глубинах установлена аналитическая зависимость общей продолжительности процесса сдвижений и деформаций горных пород от основных влияющих факторов.

2. Для повышения эффективности мер защиты подрабатываемых сооружений и сроков их внедрения целесообразно устанавливать стадии с опасными наклонами для высотных сооружений и с опасными горизонтальными деформациями для вытянутых сооружений и коммуникаций по соответствующим критериям i или ε, так как в зависимости от горно-геологических условий стадии с опасными деформациями сооружений и длины полумульд сдвижения на земной поверхности могут отличаться до 25 % и более.

3. Очевидна необходимость натурных систематических инструментальных наблюдений за сдвижением и деформациями подрабатываемых сооружений и коммуникаций земной поверхности при добыче угля на глубинах 600–1200 м.

Дальнейшие исследования будут направлены на разработку методики прогноза максимальных значений вертикальных и горизонтальных деформаций земной поверхности, участков их концентрации и распределения деформаций в главных сечениях мульды при подземной разработке угольных месторождений на глубинах до 1200 м, что необходимо знать для выбора оптимальных мер защиты сооружений, коммуникаций и природных объектов.

Библиографический список

1. ГСТУ 101.00159226.001-2003. Отраслевой стандарт Украины. Правила подработки зданий, сооружений и природных объектов при добыче угля подземным способом [Текст]. — Введ. 2004–01–01. — К. : УкрНИМИ НАН Украины, 2004. — 128 с.

2. ПБ 07-269-98. Правила охраны сооружений и природных объектов от вредного влияния подземных горных разработок на угольных месторождениях [Текст] : утв. Госгортехнадзором РФ 16.03.1998 № 13. — Введ. 1998–10–01. — СПб. : Межотраслевой науч. центр ВНИМИ, 1998. — 291 с.

3. Ларченко, В. Г. Зависимость сдвижений и деформаций земной поверхности от глубины подработки [Текст] / В. Г. Ларченко, Е. В. Коваленко, Ю. А. Маталкина // Труды РАНИМИ : сб. науч. тр. — Донецк, 2019. — № 8 (23). — С. 125–134.

4. Ларченко, В. Г. Совершенствование методики расчета ожидаемых сдвижений и деформаций земной поверхности при добыче угля [Текст] / В. Г. Ларченко // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2019. — Вып. 15 (58). — С. 20–26.

5. Ларченко, В. Г. Оперативный способ определения ожидаемых оседаний земной поверхности при добыче угля на больших глубинах [Текст] / В. Г. Ларченко, Ю. А. Маталкина, Е. В. Коваленко // Сборник научных трудов ДонГТИ. — 2020. — Вып. 22 (65). — С. 29–34.

6. Ларченко, В. Г. Прогноз вероятных оседаний земной поверхности при ее подработке на больших глубинах [Текст] / В. Г. Ларченко, Е. В. Коваленко, Ю. А. Маталкина // Сборник научных трудов ДонГТИ. — 2021. — Вып. 24 (67). — С. 29–34.

7. Ларченко, В. Г. Практические результаты исследований деформаций земной поверхности при отработке свиты пологих угольных пластов [Текст] / В. Г. Ларченко // Форум гірників — 2009 : матеріали Міжнародної конф. — Днепропетровск : НГУ, 2009. — С. 222–230.

8. Ларченко, В. Г. Процесс сдвижений и деформаций подработанного массива горных пород [Текст] / В. Г. Ларченко // Освоение месторождений минеральных ресурсов и подземное строительство в сложных гидрогеологических условиях : материалы 7-го международного симпозиума. — Белгород : ВИОГЕМ, 2003. — С. 238–244.

9. Ларченко, В. Г. Определения зависимостей параметров сдвижений и деформаций подработанной толщи пород от определяющих факторов методом конечных элементов [Текст] / В. Г. Ларченко, О. А. Черных // Вестник МАНЭБ. — СПб., 2006. — № 22. — С. 16–24.

10. Инструкция по наблюдениям за сдвижением земной поверхности и за подрабатываемыми сооружениями на угольных и сланцевых месторождениях [Текст] / Всесоюз. науч.-исслед. маркшейдерский ин-т ВНИМИ. — Л. : [б. и.], 1958. — 172 с.

11. Ларченко, В. Г. Автоматизированная наблюдательная станция для мониторинга сдвижений и деформаций горных пород [Текст] / В. Г. Ларченко, О. М. Куценко, Ю. А. Маталкина // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2007. — Вып. 1 (24). — С. 81–87.

© Ларченко В. Г.
© Маталкина Ю. А.
© Шпакова А. О.

Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. РМПИ ДонГТИ Мележиком А. И., нач. отд. геологии и недропользования Минтопэнерго ЛНР Тихомировой Е. В.

Статья поступила в редакцию 22.02.2023.

PhD in Engineering Larchenko V. G., Matalkina Yu. A. *(DonSTI, Alchevsk, LPR, larchenkovitalie@yandex.com)*, **Shpakova A. O.** *(Ministry of Fuel and Power, Lugansk, LPR)*

DETERMINING THE PROCESS TIME OF DISPLACEMENT OF THE UNDERMINED THICKNESS OF ROCKS AND THE EARTH'S SURFACE

On the basis of complex full-scale instrumental observations, the analytical dependence of process time of displacements and deformations of the undermined layered rock mass on the undermining depth and the rate of advance of the working face is determined.

Key words: *process time displacement, dependence, undermining depth, rate of advance of the working face.*

МЕТАЛЛУРГИЯ
И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

METALLURGY
AND MATERIAL SCIENCES

УДК 621.365.2

д.т.н., доц. Кухарев А. Л.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, alex.kuharev@mail.ru)

МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ДУГИ НА БАЗЕ УРАВНЕНИЙ МАГНИТНОЙ ГИДРОДИНАМИКИ

Для свободногорящей аргоновой дуги атмосферного давления при токах $I \sim 10^2$ А проанализирована структура и пределы применимости магнитогидродинамической модели с использованием основных критериев подобия. Результаты численной реализации модели в пакете Star CCM+ сопоставлены с имеющимися экспериментальными данными. Обобщены закономерности распределения электромагнитных, газодинамических и тепловых параметров столба электрической дуги.

Ключевые слова: *электрическая дуга, низкотемпературная плазма, магнитная гидродинамика, тепловой поток.*

В настоящее время во многих технологических процессах, таких как переработка отходов, производство различных сплавов, сварка и др., широко используется преобразование электрической энергии в тепловую в электрических дугах при токах от нескольких десятков ампер до нескольких десятков килоампер [1–4].

Основные физические процессы в электрической дуге включают в себя ионизацию молекул газа с образованием электродуговой плазмы, электро-, тепло- и массоперенос в столбе электрической дуги, а также в ее приэлектродых областях, нагрев и плавление твердых материалов, взаимодействие между дугой и твердой поверхностью или поверхностью расплава [2, 5]. При этом для эффективного использования электрической дуги в качестве источника тепла в различных технологических установках необходимо располагать информацией о тепловом, электрическом и динамическом воздействиях дуги. Поскольку экспериментальное определение таких важных с технологической точки зрения характеристик дуги, как плотность электрического тока и теплового потока на поверхности материалов или расплавов, затруднено вследствие высоких значений температуры дуговой плазмы, актуальным представляется исследование электрических дуг методами математического моделирования [3, 5, 6].

Из-за сложности математического описания всего комплекса процессов, протекающих в свободногорящей электрической дуге и в электродах, включая газовую, жидкую и твердую фазы, ряд моделей учитывает только область столба электрической дуги, при этом область твердого тела или расплава представляется только верхней поверхностью. В этом случае закономерности воздействия дуги на твердое тело или расплав можно изучить с помощью анализа распределения электромагнитных, газодинамических и тепловых параметров на этой поверхности.

Отметим, что наиболее простые одномерные модели столба электрической дуги с использованием уравнения Эленбааса — Геллера [6] не позволяют адекватно оценить распределение вышеуказанных параметров, так как не учитывают существенное изменение параметров свободногорящей электрической дуги по мере удаления от катода к аноду.

При допущении о локальном термодинамическом равновесии плазмы для моделирования электрической дуги, как правило, используется система уравнений магнитной гидродинамики (МГД), в которой плазма дуги представляется в виде однокомпонентной проводящей жидкости [5]. В этой связи ***целью*** данной работы является анализ и обоснование структуры МГД модели свободногорящей сильноточной

дуги, а также ее верификация путем численного исследования распределенных характеристик плазмы и сопоставления с экспериментальными данными.

Объект исследования — теплофизические процессы в свободногорящей электрической дуге.

Предмет исследования — МГД модели процессов электро- и теплопереноса в стационарной свободногорящей электрической дуге постоянного тока, особенности численной реализации и верификации модели.

Задачи исследования:

– проанализировать основные критерии подобия электрической дуги, а также пределы применимости используемых МГД-уравнений;

– провести численное исследование теплофизических характеристик плазмы столба свободногорящей дуги;

– произвести сравнение результатов моделирования с имеющимися экспериментальными данными;

– обобщить закономерности распределения электромагнитных газодинамических и тепловых параметров столба электрической дуги.

На начальном этапе нами были проанализированы результаты экспериментальных исследований свободногорящих дуг атмосферного давления при токах $I \sim 10^2$ А [7, 8]. Данные исследования проводились в водоохлаждаемых камерах с вертикально расположенными электродами. В используемых экспериментальных установках катод изготавливался из вольфрамового прутка диаметром 2–3 мм, а анод представлял собой медный водоохлаждаемый диск диаметром 40–60 мм. После откачки воздуха камера заполнялась аргоном до атмосферного давления. В камере имелись кварцевые окна для измерения параметров излучения и визуального наблюдения за дугой. Измерения температуры плазмы проводились спектроскопическим методом. В работе [8] показано, что режимы горения дуги при контрагированной и диффузной привязке столба дуги к термоэмиссионному катоду существенно отличаются. В работах [7, 8] также показано, что при длине дуги 10 мм температура плазмы вблизи катода превышает 20 кК и далее по мере удаления от катода температура плазмы существенно уменьшается до значений ~10 кК.

С учетом полученных экспериментальных данных в качестве объекта моделирования на данном этапе была принята свободногорящая аргоновая дуга атмосферного давления длиной 10 мм при токе 200 А. При разработке модели не учитывались процессы в катодной и анодной областях дуги: предполагалось, что дуга устойчива, плазма дуги находится в состоянии локального термодинамического равновесия, а распределение всех ее характеристик считается осесимметричным, принимается объемный характер излучения плазмы, также не учитывается эффект Томсона.

Расчетная область моделирования приведена на рисунке 1. Термодинамические характеристики аргоновой плазмы приведены на рисунке 2 [9].

Отметим, что в экспериментах [8] острый кончик вольфрамового электрода быстро оплавлялся и приобретал форму, близкую к полусфере. В связи с этим на рисунке 1 участок GH выполнен с закруглением радиусом 0,5 мм, что также соответствует условиям эксперимента [7].

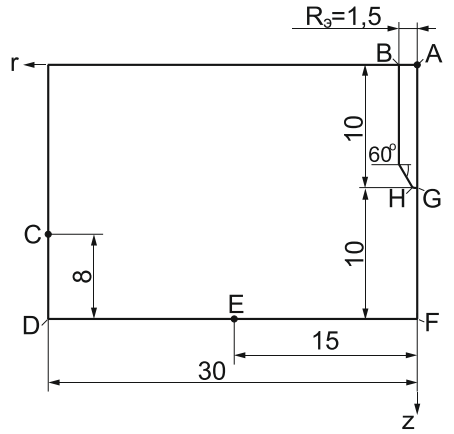


Рисунок 1 Схема расчетной области для свободногорящей дуги

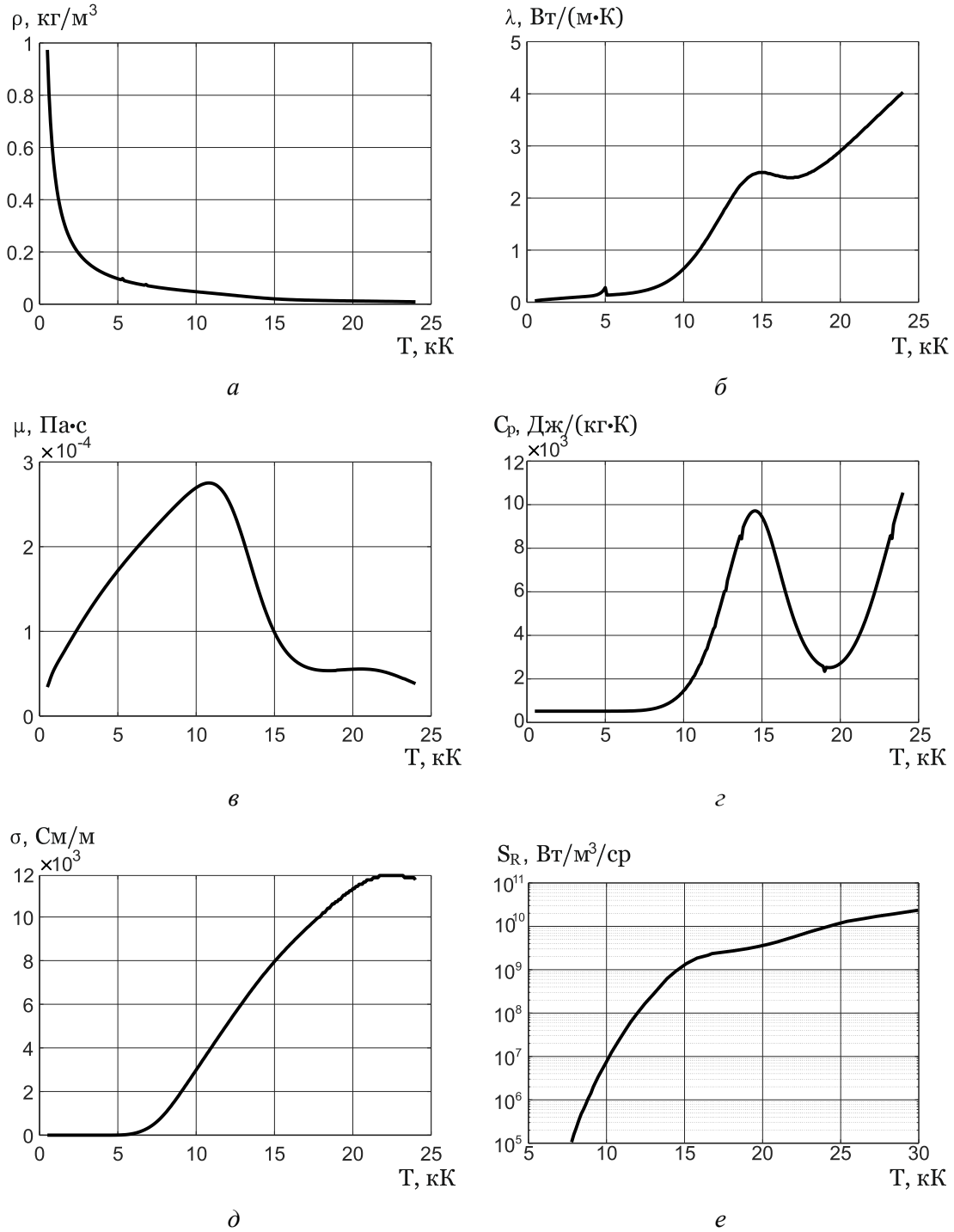


Рисунок 2 Термодинамические характеристики аргоновой плазмы атмосферного давления: *а* — плотность; *б* — теплопроводность; *в* — вязкость; *г* — теплоемкость; *д* — электропроводность; *е* — удельное излучение [9]

Полная система МГД-уравнений для моделирования электрических дуг приведена в монографии [5, с. 23]. Однако при решении такой системы возникают существенные математические трудности, особенно при учете нелинейных термодинамических характеристик плазмы (рис. 2).

Рассмотрим основные геометрические и режимные параметры аргоновой электрической дуги при $I = 200$ А. Используя предпо-

ложение о постоянной плотности тока дуги на катоде [2, 8], получаем, что радиус катодного пятна будет зависеть от тока дуги:

$$R_к = \sqrt{\frac{I}{\pi J_к}}, \quad (1)$$

где $J_к$ — средняя плотность тока на катоде, А/м^2.

Тогда средний радиус дуги согласно [2] можно определить по эмпирическому выражению

$$R_д = R_к \left[3,2 - 2,2 \exp\left(-\frac{L_д}{5R_к} \right) \right], \quad (2)$$

где $L_д$ — длина дуги, м.

Для вычисления гидродинамического Re и магнитного $\mathrm{Re_m}$ чисел Рейнольдса определим характерную скорость потока в дуге. В связи с неравномерностью распределения скорости в дуге в [2] рассмотрен метод определения характерной скорости с учетом значения протекающего тока, при этом масштабные значения вязкости, плотности и электропроводности определяются по среднемассовой температуре T_0. Тогда

$$v_0 = \frac{I}{\pi R_д} \sqrt{\frac{\mu_0}{2\rho_0}}, \quad (3)$$

$$\mathrm{Re} = \frac{\rho_0 2R_д v_0}{\eta_0}, \quad (4)$$

$$\mathrm{Re}_m = \sigma_0 \mu_0 2R_д v_0, \quad (5)$$

где $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м — магнитная постоянная.

При принятых исходных данных (рис. 2) (T_0=1200 К, ρ_0=0,036 кг/м^3, η_0=2,56·10^{-4} Па·С, σ_0=5105 См/м, $J_к \approx 7 \cdot 10^7$ А/м^2) получим $R_к \approx 1$ мм, $R_д \approx 3$ мм, $v_0 \approx 10^2$ м/с, $\mathrm{Re} \approx 10^2$. Таким образом, при токе I=200 А течение потока в дуге — ламинарное. Анализируя выражения (3, 4), можно сделать вывод, что переход к турбулентности в электрических дугах может наступать уже при токах более 1 кА, при этом МГД-уравнения необходимо будет использовать совместно с уравнениями турбулентности.

Значения магнитного числа Рейнольдса при принятых данных составляет $\mathrm{Re_m} \approx 0{,}003$. Так как $\mathrm{Re_m} \ll 1$, то можно пренебречь влиянием индуцированного магнитного поля и в законе Ома учитывать только ток проводимости. Анализируя выражение (5), учитывать индуцированное магнитное поле необходимо при токах более 2 кА, при которых $\mathrm{Re_m} \sim 1$.

Сила тяжести по отношению к инерционной силе определяется числом Ричардсона $\mathrm{Ri} = \mathrm{Gr}/\mathrm{Re}^2$. Это число имеет порядок $\mathrm{Ri} \sim gL_0/v_0^2 \approx 10^{-3}$, следовательно, ею практически всегда можно пренебрегать, за исключением режимов горения дуги при весьма малых токах, составляющих несколько ампер.

Диссипацию энергии вязкими силами по отношению к переданной тепловой энергии можно оценить с использованием числа Бринкмана $\mathrm{Br} = \eta_0 v_0^2/(\lambda_0 \Delta T)$. При λ_0=1,46 Вт/(м·К) и $\Delta T \approx 1000$ К число Бринкмана $\mathrm{Br} \approx 10^{-3}$. При этом учитывать вязкую диссипацию необходимо при токах более 10 кА.

При принятых допущениях и упрощениях базовые уравнения МГД модели стационарной дуги имеют вид:

– уравнение неразрывности потока, отражающее закон сохранения массы:

$$\nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0; \quad (6)$$

– уравнение движения, учитывающее локальное изменение импульса за счет конвективного переноса с учетом градиента давления, сил вязкого трения, а также сил Лоренца:

$$\rho(\vec{v} \cdot \nabla)\vec{v} = -\nabla p - \frac{2}{3}\nabla(\eta \nabla \cdot \vec{v}) + \\ +2\nabla \cdot (\eta \dot{\varepsilon}) + \vec{J} \times \vec{B}; \quad (7)$$

– уравнение энергии, учитывающее приращение тепловой энергии в единице объема за счет конвекции, теплопроводности, джоулева нагрева и излучения:

$$\rho C_p\left(\vec{v}\cdot\nabla T\right)=\nabla\cdot\left(\lambda\nabla T\right)+\frac{\vec{J}^2}{\sigma}-S_R, \quad (8)$$

где p — давление, Па; T — температура, К; $\vec{J}$ — плотность тока, А/м^2; $\vec{B}$ — магнитная индукция, Тл; S_R — объемная плотность потока излучения, Вт/м^3.

В (7) тензор скоростей деформаций $\dot{\varepsilon}$ содержит компоненты [5]

$$\varepsilon_{ik}=\frac{1}{2}\left(\frac{\partial v_i}{\partial x_k}+\frac{\partial v_k}{\partial x_i}\right), \quad (9)$$

где v_i, v_k — компоненты вектора скорости $\vec{v}$; x_i, x_k — координаты; i, k = 1, 2, 3.

При составлении уравнений электромагнитного поля будем использовать скалярный электрический потенциал φ и векторный магнитный потенциал $\vec{A}$. Тогда уравнение непрерывности плотности электрического тока запишется в виде

$$\nabla\cdot\left(\sigma\nabla\varphi\right)=0, \quad (10)$$

теорема о циркуляции магнитного поля —

$$\nabla\times\frac{1}{\mu_0}\nabla\times\vec{A}+\sigma\nabla\varphi=0. \quad (11)$$

Из этих уравнений определятся основные параметры электромагнитного поля:

$$\vec{B}=\nabla\times\vec{A}, \quad (12)$$

$$\vec{J}=-\sigma\nabla\varphi. \quad (13)$$

В данном исследовании с целью упрощения модели тепловые процессы в вольфрамовом электроде не учитывались. Электромагнитные процессы в электроде соответствуют уравнениям (10–13).

Расчет электрической дуги проводился с использованием граничных условий, приведенных в таблице 1. Так как граница BG на рисунке 1 является границей раздела двух сред с различной электропроводностью, то граничное условие может быть записано в виде

$$\sigma_1\frac{\partial\varphi_1}{\partial\vec{n}_1}-\sigma_2\frac{\partial\varphi_2}{\partial\vec{n}_2}=0. \quad (14)$$

При этом потенциалы φ_1 и φ_2 берутся в соответствующей среде около самой поверхности раздела, нормальный единичный вектор $\vec{n}$ равен внешнему нормальному единичному вектору, направленному от области 1, т. е. $\vec{n}=\vec{n}_1$ и $\vec{n}=-\vec{n}_2$.

Таблица 1

Граничные условия

	AB	BC	CD	DE	EF	FG	GA	BG
T	-	300 К	300 К	$\frac{\partial T}{\partial\vec{n}}=0$	1000 К	$\frac{\partial T}{\partial\vec{n}}=0$	-	$\frac{\partial T}{\partial\vec{n}}=0$
p	-	-	0,1 МПа	-	-	$\frac{\partial p}{\partial\vec{n}}=0$	-	-
v	-	$\frac{\partial\left(\rho\vec{v}\right)}{\partial\vec{n}}=0$	$\frac{\partial\vec{v}}{\partial\vec{n}}=0$	$\vec{v}=0$	$\vec{v}=0$	$\frac{\partial\vec{v}}{\partial\vec{n}}=0$	-	$\vec{v}=0$
φ	$\vec{J}\cdot\vec{n}=\frac{I}{\pi R_э^2}$, I=200 А	$\frac{\partial\varphi}{\partial\vec{n}}=0$	$\frac{\partial\varphi}{\partial\vec{n}}=0$	$\frac{\partial\varphi}{\partial\vec{n}}=0$	$\varphi=0$	$\frac{\partial\varphi}{\partial\vec{n}}=0$	$\frac{\partial\varphi}{\partial\vec{n}}=0$	(14)
A	$\vec{A}\times\vec{n}=0$	$\vec{A}\times\vec{n}=0$	$\vec{A}\times\vec{n}=0$	$\vec{A}\times\vec{n}=0$	$\vec{A}\times\vec{n}=0$	$\frac{\partial\vec{A}}{\partial\vec{n}}=0$	$\frac{\partial\vec{A}}{\partial\vec{n}}=0$	-

Моделирование электрических дуг проводилось в пакете Star CCM+. При моделировании термодинамические характеристики плазмы (рис. 2) задавались в табличном виде с применением в дальнейшем кубической интерполяции. Электропроводность вольфрамового электрода принималась постоянной и составляла $\sigma = 3{,}78 \cdot 10^7$ См/м. При дискретизации расчетной области (рис. 1) использовалась четырехугольная сетка с основным размером 0,1 мм. В области электрода, в анодной области и вдоль оси симметрии сетка дополнительно сгущалась до 0,01 мм. Общее количество элементов в сетке составило более 260000. Для решения уравнений в пакете Star CCM+ использовались группы моделей Electrodynamic Potential, Finite Volume Magnetic Vector Potential, Ohmic Heating, Segregated Flow, Two-Way Coupled MHD, Segregated Fluid Temperature. Для решения уравнений движения и энергии использовался стационарный решатель 3-го порядка MUSQL (Monotonic Upstream-centered Scheme for Conservation Laws).

Результаты моделирования электромагнитных, газодинамических и тепловых процессов в электрической дуге при токе 200 А приведены на рисунке 3. На этом рисунке графики ограничены по ширине радиальной координатой $r = 15$ мм. При этом график распределения плотности электрического тока (рис. 3, *а*) и график распределения силы Лоренца (рис. 3, *в*) для наглядности приведены в логарифмическом масштабе, а остальные графики — в линейном масштабе.

Как видно из результатов расчета электромагнитных параметров (рис. 3, *а*), максимальные значения плотности тока в столбе дуги наблюдаются вблизи катода ($J \approx 8 \cdot 10^7$ А/м^2), что обусловлено сужением диаметра рабочего участка вольфрамового электрода, а также формированием в этой области зоны с максимальными температурами дуговой плазмы за счет высокой интенсивности джоулевых источников тепла (рис. 3, *е*). По мере удаления от катода плотность электрического тока быстро снижается, вблизи анода она составляет $J \approx 2 \cdot 10^6$ А/м^2. Максимальные значения магнитной индукции (рис. 3, *б*) наблюдаются вблизи боковой стенки вольфрамового электрода и составляют $B \approx 34$ мТл, при этом на оси дуги магнитная индукция равна нулю. При таком распределении вышеуказанных параметров в катодной области дуги возникают значительные электромагнитные силы (силы Лоренца), достигающие значений $F \approx 1{,}5 \cdot 10^6$ Н/м^3 (рис. 3, *в*). Как видно из рисунка, вблизи поверхности анода выделяется зона, в которой значения силы составляют $F \approx 1 \cdot 10^3 – 1 \cdot 10^4$ Н/м^3, при этом в данной зоне электромагнитные силы меняют направление.

Рассмотрим теперь газодинамические характеристики дуговой плазмы. Как видно из рисунка 3, *д*, течение плазмы представляет собой достаточно узкий расходящийся вдоль поверхности анода поток. Исходя из анализа уравнения (7) и рисунка 3, *в*, можно сделать вывод, что в качестве основного силового фактора, определяющего газодинамическую обстановку в столбе дуги, выступает электромагнитная сила, локализующаяся в осевой зоне прикатодной плазмы и инициирующая движение дуговой плазмы в основном по направлению от катода к аноду. Электромагнитные силы создают в токовом канале магнитное давление, градиент которого можно трактовать как некоторую силу магнитной природы, возбуждающую движение дуговой плазмы из области высоких значений магнитного давления в сторону его уменьшения [10].

Рисунок 3, *г* иллюстрирует распределение магнитного давления. В рассматриваемом случае максимальная величина магнитного давления не превышает 515 Па, что составляет менее 1 % атмосферного давления. Наибольшие градиенты магнитного давления наблюдаются в осевой зоне прикатодной плазмы, в связи с чем в этой же зоне наблюдаются максимальные значения скорости плазмы (рис. 3, *д*). В средней части столба дуги градиенты магнит-

ного давления пренебрежимо малы, и движение плазмы продолжается по инерции. Вблизи поверхности анода градиент магнитного давления меняет знак в связи с изменением направления силы Лоренца, поэтому возникает частичное электромагнитное торможение плазменного потока наряду с его газодинамическим торможением на поверхности анода (граничное условие прилипания).

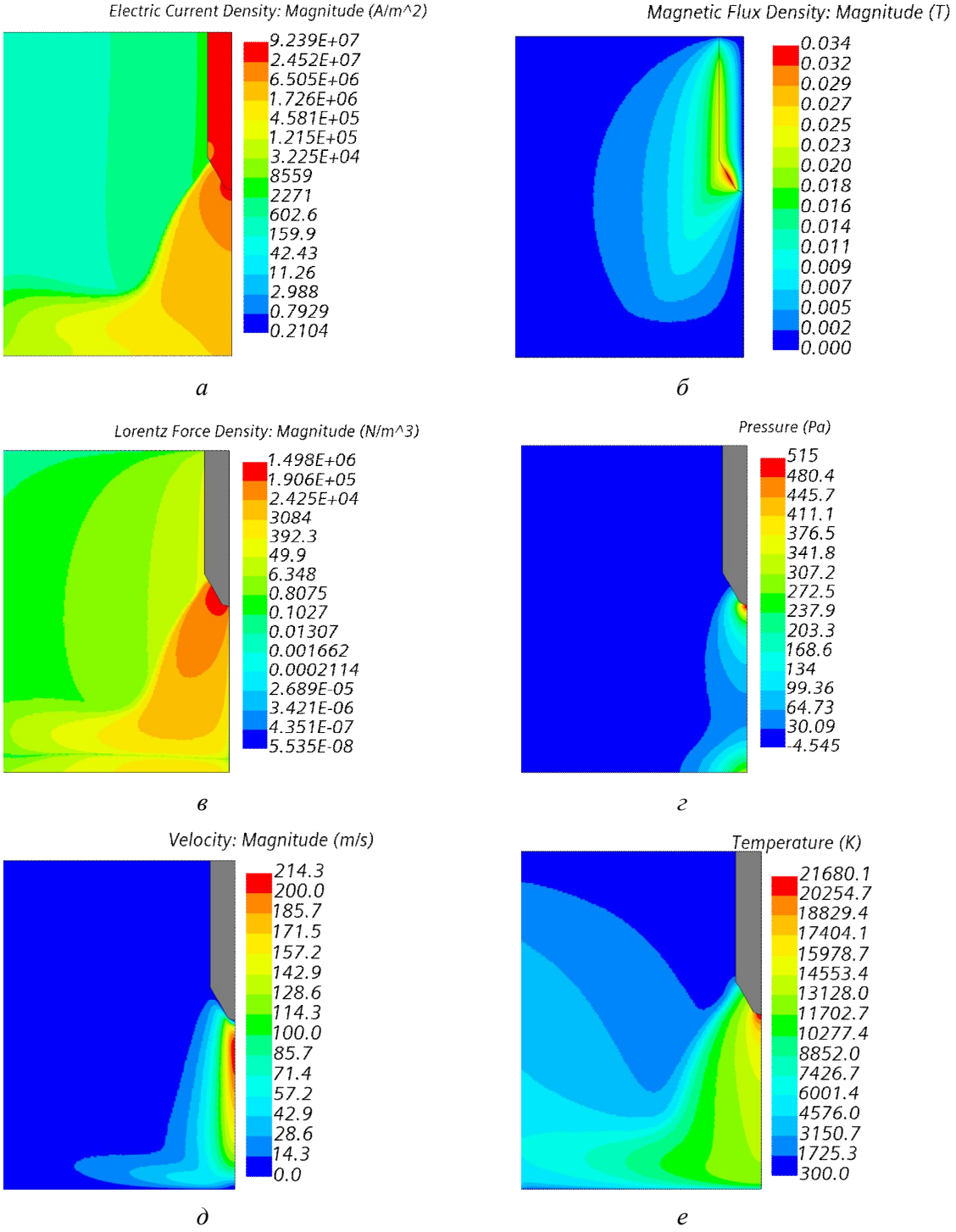
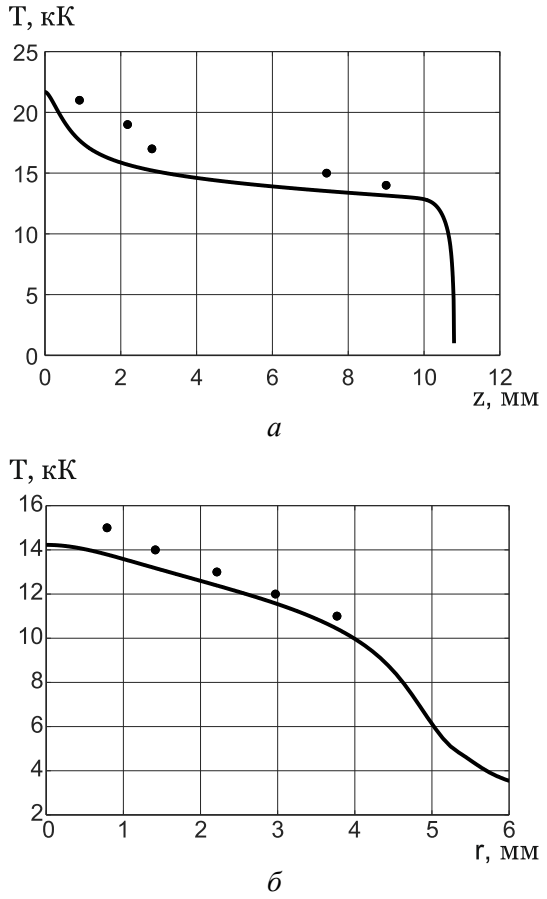


Рисунок 3 Графики распределения: *а* — плотности электрического тока; *б* — магнитной индукции; *в* — сил Лоренца; *г* — магнитного давления; *д* — скорости; *е* — температуры

Как видно из рисунка 3, *е*, температурное поле в дуговой плазме в значительной мере определяется конвективным теплопереносом из наиболее горячей зоны вблизи катода к поверхности анода. Этим фактом объясняется существенная вытянутость изотерм вдоль оси дуги и далее вдоль поверхности анода.

Сравнение расчетных данных осевого и радиального распределения температуры электрической дуги с экспериментальными данными [7] при $L_д = 10$ мм и $I = 200$ А показано на рисунке 4. Как видно из рисунка 4, наблюдается достаточно хорошее совпадение расчетных распределений с экспериментальными, при этом расхождение этих данных не превышает 16 %.



— расчет; • эксперимент

Рисунок 4 Графики распределения температуры: *а* — вдоль оси дуги; *б* — вдоль радиуса дуги при $z = 5$ мм

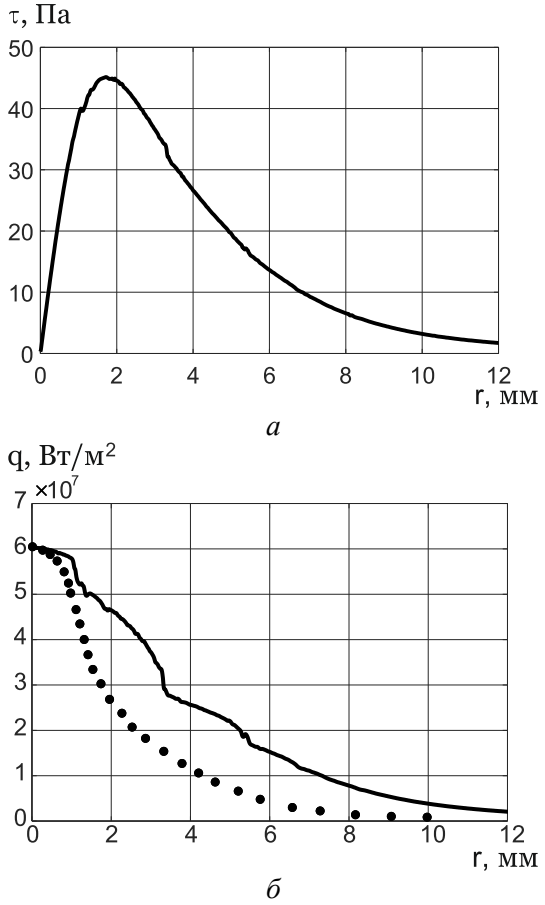


Рисунок 5 Графики распределения вдоль поверхности анода: *а* — касательных напряжений; *б* — плотности теплового потока

Перейдем к рассмотрению распределенных характеристик дуги на поверхности анода. На рисунке 5 приведены распределения по поверхности водоохлаждаемого анода касательных напряжений τ и плотности теплового потока q. При этом на рисунке 5, *б* также точечным пунктиром отмечены экспериментальные данные, полученные О. Нестор для аргоновой дуги при $L_д = 6{,}3$ мм и $I = 200$ А, приведенные в [3].

Отметим, что касательные напряжения, возникающие при движении плазмы вдоль поверхности анода, приводят к передаче импульса от дуги к аноду. Для условий горения дуги на водоохлаждаемый анод значения этого параметра не важны, однако, когда анодной поверхностью является ванна расплава, поток плазмы может влиять на течения в ванне.

Выражение для определения касательных напряжений может быть записано в виде

$$\tau = \eta \frac{\partial \vec{v}}{\partial \vec{n}}. \qquad (15)$$

Из рисунка 5, *а* видно, что значения касательных напряжений на оси дуги равны нулю, так как радиальная компонента скорости в этой зоне равна нулю. Приблизительно при $r = 2R_к$ распределение касательных напряжений достигает максимальных значений ($\tau \approx 45$ Па), далее уменьшаясь вдоль радиальной координаты.

Полученные характеристики распределения касательных напряжений свидетельствуют о том, что передача импульса от плазменной струи может играть значительную роль в характере течений расплава в ванне, что планируется проанализировать в будущих работах.

По распределению теплового потока на аноде можно отметить следующие закономерности: максимум распределения находится в центре анодного пятна, далее вдоль координаты r значения плотности теплового потока достаточно быстро уменьшаются практически до нуля. Из рисунка 5, *б* видно, что расчетные и экспериментальные значения плотности теплового потока на оси дуги практически совпадают ($q \approx 6{,}05 \cdot 10^7$ Вт/м^2), однако на экспериментальной кривой уменьшение значений этого параметра более чем в 2 раза наблюдается уже при $r = 2$ мм; при этом на расчетных данных убывание значений по радиальной координате происходит несколько медленнее. Такой разброс расчетных и экспериментальных данных может быть обусловлен погрешностью моделирования дуги, обусловленной использованием на анодной поверхности граничного условия в виде постоянной температуры (табл. 1), а также некоторым различием геометрических параметров (длина дуги, диаметр анода), принятых при моделировании и используемых при эксперименте. При этом в будущих работах в качестве граничного условия на поверхности анода планируется использовать профиль температуры в виде экспоненциально убывающей функции [10].

В целом можно отметить, что полученные результаты моделирования согласуются с теорией плазменных процессов в электродуговых разрядах [2, 3, 5, 10].

Выводы. С использованием основных критериев подобия обоснована структура МГД модели свободногорящей аргоновой дуги атмосферного давления при токах $I \sim 10^2$ А, включающая уравнения неразрывности потока, движения, энергии, а также уравнения электромагнитного поля, выраженные с использованием скалярного электрического и векторного магнитного потенциалов. Результаты численной реализации модели в пакете Star CCM+ удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными.

Полученные данные в дальнейшем позволят прогнозировать эффективные условия преобразования энергии в различных электрометаллургических установках, например, описанных в [2, 4].

Библиографический список

1. Возможности применения плазменных технологий для переработки органосодержащих веществ. Особенности сильноточных свободногорящих дуг [Текст] / А. Ф. Рутберг, О. Б. Васильева, И. И. Кумкова, А. А. Сафронов // Теплофизика высоких температур. — 2013. — № 2. — С. 191–197.

2. Bowman, B. Arc furnace physics [Text] / B. Bowman, K. Kruger. — Dusseldorf : Stahleisen communications, 2009. — 245 p.

3. Крикент, И. В. Моделирование процессов тепло-, массо- и электропереноса в столбе и анодной области дуги с тугоплавким катодом [Текст] / И. В. Крикент, И. В. Кривцун, В. Ф. Демченко // Автоматическая сварка. — 2012. — № 3. — С. 7–11.

4. Куберский, С. В. Анализ параметров метода дугового глубинного восстановления при одновременной обработке расплава двумя рудно-восстановительными блоками [Текст] / С. В. Куберский // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2017. — № 7 (50). — С. 79–85.

5. Низкотемпературная плазма. Т. 1. Теория столба электрической дуги [Текст] / М. Ф. Жуков, В. С. Энгельшт, В. Ц. Гурович и др. — Новосибирск : Наука : Сиб. отд-ние, 1990. — 373 с.

6. Расчет параметров электрической дуги в электропечных установках для производства стали и ферросплавов [Текст] / А. Л. Кухарев, К. А. Корсунов и др. // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2017. — № 5 (48). — С. 52–57.

7. Hsu, K. C. Study of the free-burning high-intensity argon arc [Text] / K. C. Hsu, K. Etemadi, E. Pfender // Journal of Applied Physics. — 1983. — Vol. 54, № 3. — P. 1293–1301.

8. Митрофанов, Н. К. Две формы привязки атмосферной дуги постоянного тока в аргоне к термоэмиссионному катоду [Текст] / Н. К. Митрофанов, С. М. Школьник // Журнал технической физики. — 2007. — Т. 77, Вып. 6. — С. 34–44.

9. Boulos, M. Thermal plasmas: fundamentals and applications [Text]. Vol. 1. / M. Boulos, P. Fauchais, E. Pfender. — New York : Plenum press, 1994. — 452 p.

10. Кривцун, И. В. Влияние тока и длины дуги на характеристики дугового разряда при сварке неплавящимся электродом [Текст] / И. В. Кривцун, В. Ф. Демченко, И. В. Крикент, Д. В. Коваленко, И. В. Коваленко // Автоматическая сварка . — 2019. — № 5. — С. 6–17.

© Кухарев А. Л.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. МЧМ ДонГТИ Куберским С. В., начальником Стахановского РЭС ГУП ЛНР «РСК» Донченко Г. Н.

Статья поступила в редакцию 10.03.2023.

Doctor of Technical Sciences Kukharev A. L. *(DonSTI, Alchevsk, LPR, alex.kuharev@mail.ru)*

MODELING OF AN ELECTRIC ARC BASED ON THE EQUATIONS OF MAGNETIC HYDRODYNAMICS

For a free-burning argon arc of atmospheric pressure at currents $I \sim 10^2$ A, the structure and applicability limits of the magnetohydrodynamic model are analyzed using basic similarity criteria. The results of the numerical implementation of model in the Star CCM+ package are compared with the available experimental data. The regularities of the distribution of electromagnetic, gas-dynamic and thermal parameters of the electric arc column are generalized.

Key words: *electric arc, low-temperature plasma, magnetic hydrodynamics, heat flow.*

УДК 621.771.23.01

к.т.н. Закарлюка С. В.,
д.т.н. Руденко Е. А.,
к.т.н. Гончаров В. Е.
(ДонНТУ, г. Донецк, ДНР, s-zak@mail.ru),
д.т.н. Шевелев А. И.
(ООО «Аякс 2010», г. Донецк, ДНР)

УПРУГОЕ РАСТЯЖЕНИЕ НЕПЛОСКИХ ПОЛОС ДЛЯ БИКВАДРАТИЧНОГО ЗАКОНА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ ПО ШИРИНЕ

Получены зависимости, устанавливающие связь между напряжениями натяжения, максимальными напряжениями и параметрами неплоскостности полос при упругом растяжении для биквадратичного закона распределения напряжений. Дан сравнительный анализ полученных зависимостей и зависимостей для других законов распределения напряжений натяжения по ширине полосы. В случае частичного скрытия дефекта в растянутой полосе полученные зависимости позволяют более точно рассчитать напряжения и параметры неплоскостности и, соответственно, более правильно настроить режимы ее обработки (например, прокатки, цинкования, непрерывного отжига и др.).

Ключевые слова: *тонкая полоса, упругое растяжение, волнистость, коробоватость, параметры неплоскостности, напряжения натяжения, биквадратичный закон напряжений по ширине.*

Технология производства полос характеризуется деформацией металла с приложением сил натяжения. При упругом растяжении неплоских полос в процессе обработки изменяется их напряженно-деформированное состояние. Неравномерно распределяются напряжения натяжения по ширине проката, достигая максимума в центре для волнистых и по кромкам для коробоватых полос. Также изменяются основные параметры неплоскостности: высота и длина волны, характеризующие уровень дефекта формы. В случае натяжения неплоской полосы в упругой области величина дефекта может значительно изменяться и частично скрываться [1], что снижает точность контроля неплоскостности. Это наиболее актуально при контроле неплоскостности [2, 3] и обработке холоднокатаной полосы с относительно низким уровнем натяжения [4, 5] с различными законами распределения вытяжек и напряжений по ширине проката.

Известен ряд теоретических зависимостей параметров неплоскостности от натяжения полосы в основном для квадратичного и синусоидального законов распределения напряжений натяжения по ширине [1, 6]. Известен также биквадратичный закон распределения напряжений по ширине полосы, который может встречаться в том числе при обработке холоднокатаной полосы. Однако для этих условий отсутствуют теоретические зависимости для расчета напряженно-деформированного состояния и параметров волнистости и коробоватости неплоских полос при растяжении.

Как показали исследования, представленные в работах [1, 4, 6], вид закона распределения неравномерности напряжений по ширине полосы существенно влияет на величину максимальных напряжений натяжения и параметры неплоскостности.

Целью настоящей работы является получение зависимостей для расчета максимальных напряжений натяжения и параметров неплоскостности при упругом растяжении полос для биквадратичного закона распределения напряжений по ширине проката.

При упругом растяжении неплоских полос величина неплоскостности умень-

шается за счет упругой деформации кромок (для коробоватости) или середины (для волнистости). После уменьшения натяжения полоса в упругой области деформируется в обратном порядке [1, 6], то есть величина параметров неплоскостности (высота волны, длина волны) возвращается в исходное состояние. При этом в процессе упругого растяжения изменяется и напряженно-деформированное состояние неплоской полосы.

Воспользовавшись методикой, изложенной в работе [1], вывели зависимость для расчета максимальных напряжений натяжения σ_{max} при биквадратичном законе распределения напряжений σ_x по ширине полосы с симметричной неплоскостностью (рис. 1).

Рассмотрели биквадратичный закон распределения σ_x по ширине полосы в виде:

– для волнистой полосы

$$\sigma_x = \Delta\sigma\left(1 - \frac{16x^4}{B^4}\right); \qquad (1)$$

– для коробоватой полосы

$$\sigma_x = \Delta\sigma\left(\frac{16(x - B/2)^4}{B^4}\right), \qquad (2)$$

где $\Delta\sigma$ — неравномерность напряжений натяжения между кромками и серединой полосы при натяжении, когда напряжения при растяжении распределяются по всей ширине; B — ширина полосы; x — координата по ширине полосы.

В формулах (1), (2) $\Delta\sigma$ выразили через параметры неплоскостности с учетом работ [5, 6] в виде

$$\Delta\sigma = \alpha E\left(\frac{A_0\pi}{2\lambda_0}\right)^2, \qquad (3)$$

где A_0 и λ_0 — амплитуда и период неплоскостности полосы, находящейся без натяжения; E — модуль упругости материала полосы; $a \approx 1$ — коэффициент, учитывающий материальную связь участков по ширине полосы.

Учитывая, что площадь эпюры напряжений натяжения по ширине полосы равна величине силы натяжения T (заштрихованная область на рисунке 1), с учетом толщины полосы h, и выразив x из выражений (1) и (2), получили:

– для волнистой полосы

$$T = 2h\int_{\Delta\sigma-\sigma_{max}}^{\Delta\sigma}\left(\frac{B}{2}\frac{(\Delta\sigma - \sigma_x)^{1/4}}{(\Delta\sigma)^{1/4}}\right)d\sigma_x; \qquad (4)$$

– для коробоватой полосы

$$T = 2h\int_{\Delta\sigma-\sigma_{max}}^{\Delta\sigma}\left(\frac{B}{2} - \frac{B}{2}\frac{(\sigma_x)^{1/4}}{(\Delta\sigma)^{1/4}}\right)d\sigma_x. \qquad (5)$$

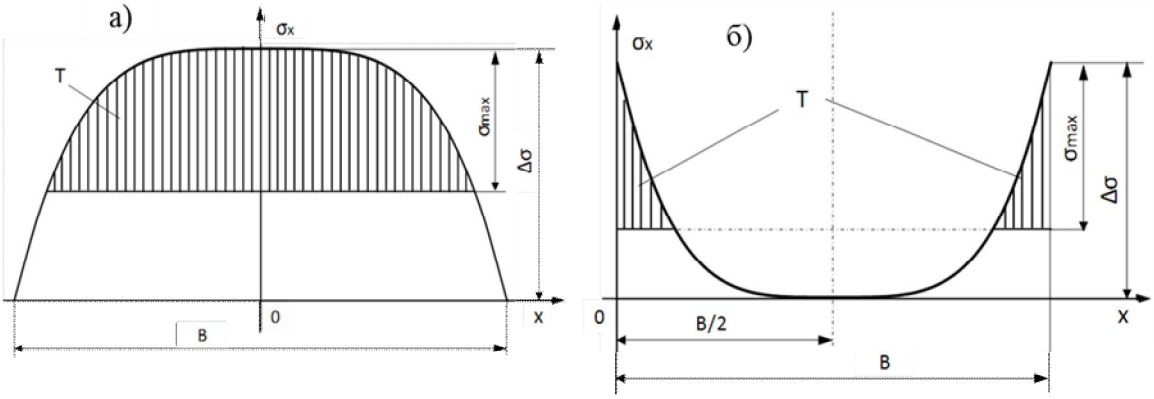


Рисунок 1 Эпюра распределения напряжений натяжения по ширине при упругом растяжении полосы с симметричной волнистостью (а) и коробоватостью (б)

Учли, что напряжение натяжения равно

$$\sigma_{уд} = \frac{T}{Bh}. \qquad (6)$$

После интегрирования и преобразования выражений (4), (5) с учетом (6) получили зависимости, из которых рассчитали максимальные напряжения σ_{max} по ширине полосы для биквадратичного закона σ_x:

– для волнистой полосы

$$\sigma_{уд} = \frac{4(\sigma_{max})^{5/4}}{5(\Delta\sigma)^{1/4}}; \qquad (7)$$

– для коробоватой полосы

$$\sigma_{уд} = \sigma_{max} - \frac{4}{5}\Delta\sigma + \frac{4}{5}\frac{(\Delta\sigma - \sigma_{max})^{5/4}}{(\Delta\sigma)^{1/4}}. \qquad (8)$$

Полученные зависимости (7), (8) справедливы при $\Delta\sigma \le \sigma_{max}$ и $\sigma_{max} < \sigma_т$, где $\sigma_т$ — предел текучести материала полосы. При $\Delta\sigma > \sigma_{max}$ полоса будет находиться в плоском состоянии со скрытым дефектом. На рисунках 2, 3 приведены зависимости максимальних напряжений натяжения σ_{max} от напряжения натяжения $\sigma_{уд}$ для различных величин амплитуды неплоскостности (при $\lambda_0 = 1000$ мм, $E = 2{,}1 \cdot 10^5$ МПа для стальних полос).

Из рисунков 2 и 3 следует, что с увеличением напряжения натяжения $\sigma_{уд}$ и величины амплитуды неплоскостности при растяжении неплоских полос максимальные напряжения натяжения σ_{max} возрастают и значительно превышают $\sigma_{уд}$. Также следует, что для коробоватой полосы (при одном и том же $\sigma_{уд}$) максимальные напряжения натяжения $\sigma_{уд}$ в несколько раз больше, чем для волнистой полосы.

Для установления связи между параметрами неплоскостности до и после приложения натяжения при упругом растяжении использовали зависимость, представленную в работах [5, 6] в виде

$$\frac{A}{\lambda} = \sqrt{\left(\frac{A_0}{\lambda_0}\right)^2 - \frac{4\sigma_{max}}{\alpha E \pi^2}}, \qquad (9)$$

где A, λ — амплитуда и период неплоскостности после приложения натяжения к полосе; σ_{max} — определили в зависимости от вида дефекта по формулам (7), (8). Если $\lambda_0 = \lambda$, то зависимость (9) упрощается:

$$A = \sqrt{(A_0)^2 - \frac{4\lambda_0^2\sigma_{max}}{\alpha E \pi^2}}. \qquad (10)$$

С использованием уравнений (7), (8) и (10) установили зависимость параметров волнистости и коробоватости стальной полосы от напряжения натяжения для различной исходной величины неплоскостности (рис. 4, 5).

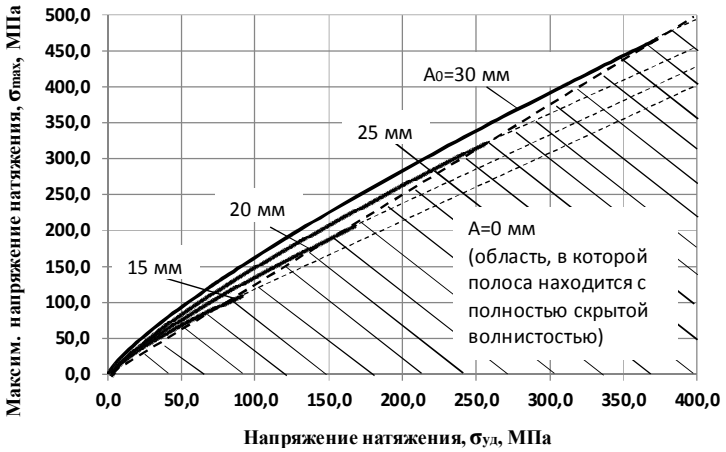


Рисунок 2 Изменение максимальных напряжений натяжения при упругом растяжении волнистой полосы (при биквадратичном законе распределения напряжений натяжения σ_x)

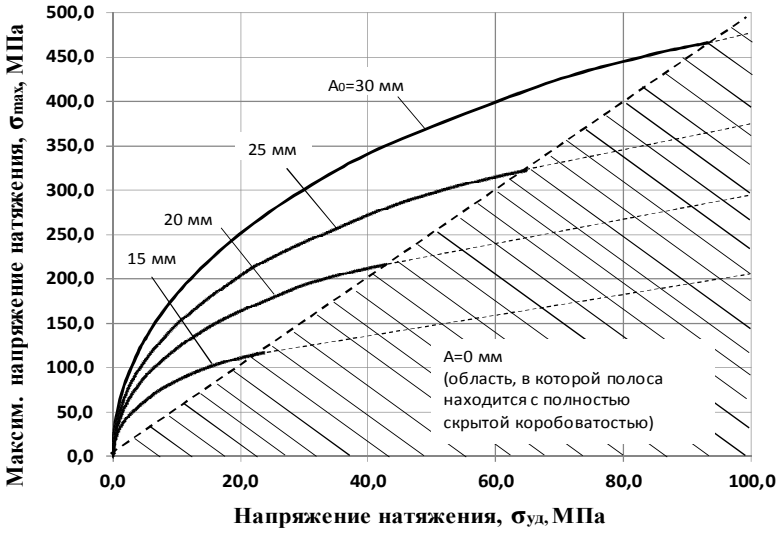


Рисунок 3 Изменение максимальных напряжений натяжения при упругом растяжении коробоватой полосы (при биквадратичном законе распределения напряжений натяжения σ_x)

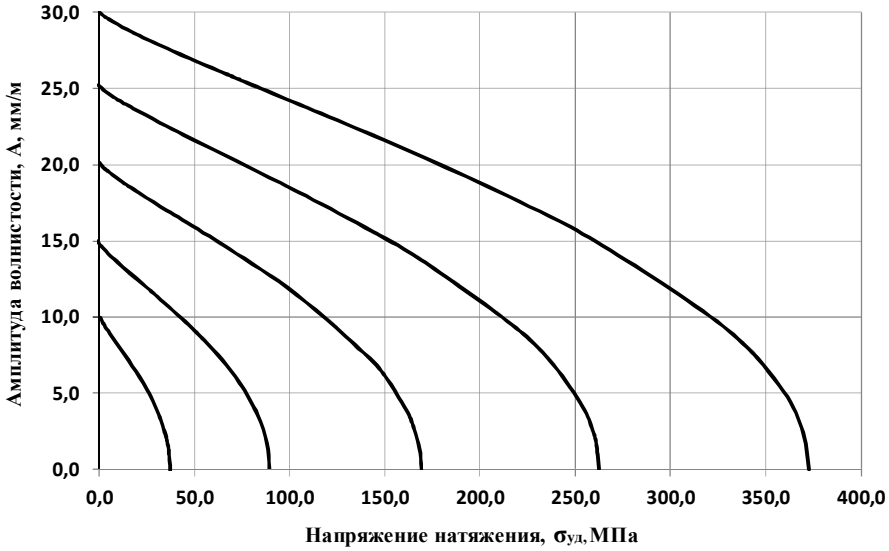


Рисунок 4 Изменение амплитуды волнистости при упругом растяжении неплоской полосы

Из рисунков 4, 5 следует, что с увеличением напряжения натяжения величина амплитуды неплоскостности снижается и при определенном $\sigma_{уд}$ полоса становится плоской (с полностью скрытым дефектом, $A = 0$). В случае упругой деформации неплоской полосы при снятии натяжения величина неплоскостности возвращается в исходное состояние. Кроме того, величина амплитуды волнистости при растяжении полосы снижается менее интенсивно, чем амплитуда коробоватости. Коробоватость скрывается в растянутой полосе значительно раньше, чем волнистость.

Провели сравнительный анализ напряженно-деформированного состояния полосы с биквадратичным законом σ_x с другими законами распределения напряжений по ширине неплоской полосы.

На рисунке 6 приведено распределение напряжений натяжения по ширине волнистой и коробоватой полос для биквадратичного, квадратичного и синусоидального законов σ_x [6] для симметричной модели не-

плоскостности. Приведенные кривые описываются следующими зависимостями σ_x:

1) для биквадратичного закона формула (1) для волнистости, формула (2) — для коробоватости;

2) для квадратичного закона:

– для волнистости

$$\sigma_x = \Delta\sigma\left(1 - \frac{4x^2}{B^2}\right); \qquad (11)$$

– для коробоватости

$$\sigma_x = \Delta\sigma\left(\frac{4x^2}{B^2} - \frac{4x}{B^2} + 1\right); \qquad (12)$$

3) для синусоидального закона для волнистости и коробоватости

$$\sigma_x = \frac{\Delta\sigma}{2}\cos\frac{2\pi x}{B} + \frac{\Delta\sigma}{2}. \qquad (13)$$

Сравнили зависимости для расчета максимальных напряжений натяжения σ_{max} от напряжения натяжения $\sigma_{уд}$ для различных законов σ_x:

1) для биквадратичного закона для волнистости — по формуле (7), для коробоватости — по формуле (8);

2) для квадратичного закона:

– для волнистости — из работы [6]:

$$\sigma_{уд} = \frac{2(\sigma_{\max})^{3/2}}{3(\Delta\sigma)^{1/2}}; \qquad (14)$$

– для коробоватости

$$\sigma_{уд} = \sigma_{\max} - \frac{2}{3}\Delta\sigma + \frac{2}{3}\frac{(\Delta\sigma - \sigma_{\max})^{3/2}}{(\Delta\sigma)^{1/2}}; \qquad (15)$$

3) для синусоидального закона для волнистости и коробоватости

$$\sigma_{уд} = \frac{\Delta\sigma}{2\pi}\left[\left(\frac{2\sigma_{\max}}{\Delta\sigma}\right)\arccos\left(1 - \frac{2\sigma_{\max}}{\Delta\sigma}\right) + 2\sqrt{\frac{2\sigma_{\max}}{\Delta\sigma}\left(1 - \frac{2\sigma_{\max}}{\Delta\sigma}\right)}\right]. \qquad (16)$$

С учетом приведенных зависимостей (7), (8), (14), (15) и (16) построили графики для волнистости (рис. 7) и коробоватости (рис. 8) для различных законов σ_x распределения по ширине полосы.

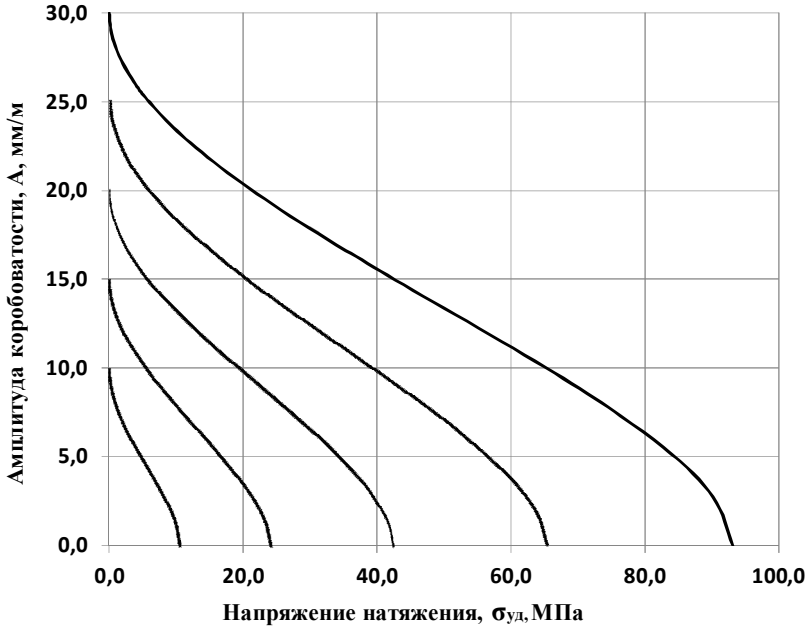
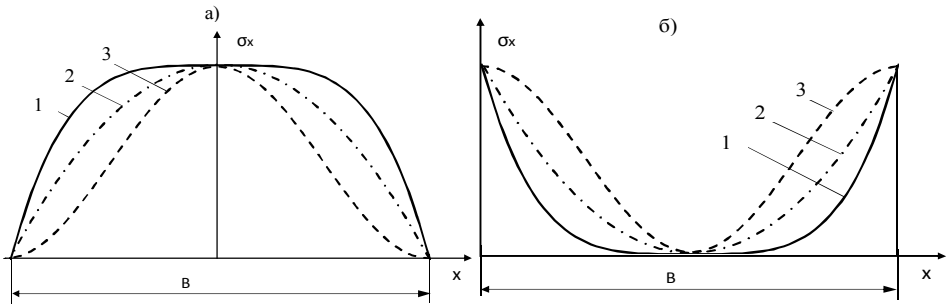
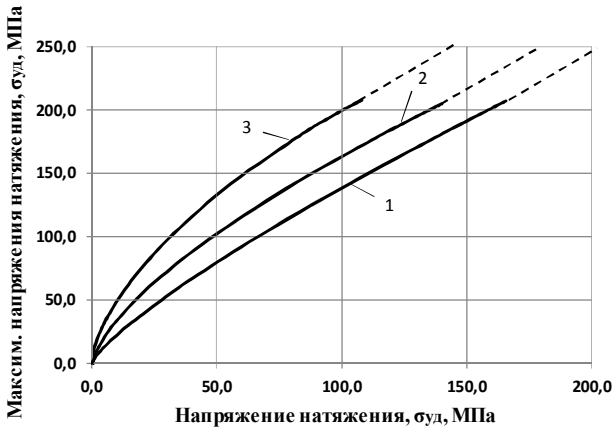


Рисунок 5 Изменение амплитуды коробоватости при упругом растяжении неплоской полосы



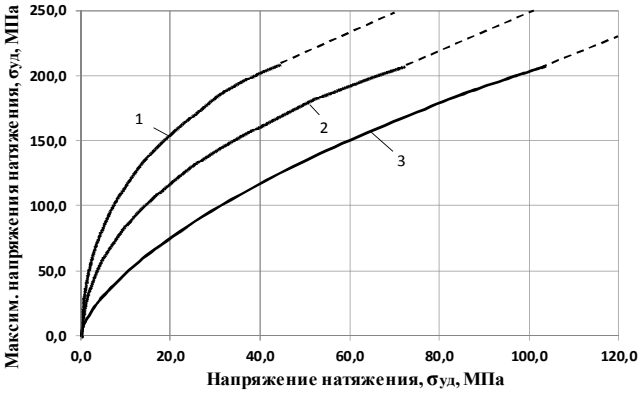
1 — для биквадратичного закона, 2 — для квадратичного закона, 3 — для синусоидального закона

Рисунок 6 Распределение напряжений натяжения по ширине неплоских полос:
а) волнистой; б) коробоватой



▬▬ — неплоское состояние полосы, ▬ ▬ ▬ — плоское состояние полосы со скрытой неплоскостностью

Рисунок 7 Зависимость максимальных напряжений натяжения от напряжения натяжения для волнистости и различных законов распределения σ_x: 1 — биквадратичного, 2 — квадратичного, 3 — синусоидального



▬▬ — неплоское состояние полосы, ▬ ▬ ▬ — плоское состояние полосы со скрытой неплоскостностью

Рисунок 8 Зависимость максимальных напряжений натяжения от напряжения натяжения для коробоватости и различных законов распределения σ_x: 1 — биквадратичного, 2 — квадратичного, 3 — синусоидального

Из рисунков 7, 8 видно, что при одном и том же напряжении натяжения наибольшие максимальные напряжения натяжения по кромкам полосы наблюдаются для коробоватости при биквадратичном законе σ_x, наименьшие — при синусоидальном законе σ_x. В случае растяжения волнистой полосы σ_{max} будут наименьшими в центральной части проката для биквадратичного закона σ_x. Это необходимо учитывать, в частности, при назначении режимов натяжения неплоских полос для снижения их обрывности.

Сравнили зависимости для расчета амплитуды неплоскостности *A* от напряжения натяжения $\sigma_{уд}$ для различных законов σ_x с учетом зависимости (9), в которой σ_{max} рассчитывали по зависимостям (7), (8), (14), (15) и (16) (рис. 9, 10).

Из рисунка 9 следует, что для волнистых полос при одном и том же напряжении натяжения $\sigma_{уд}$ наибольшее значение амплитуды соответствует биквадратичному закону σ_x. Данные рисунка 10 свидетельствуют о том, что для коробоватых полос при одном и том же напряжении натяжения $\sigma_{уд}$ наибольшее значение амплитуды соответствует синусоидальному закону σ_x.

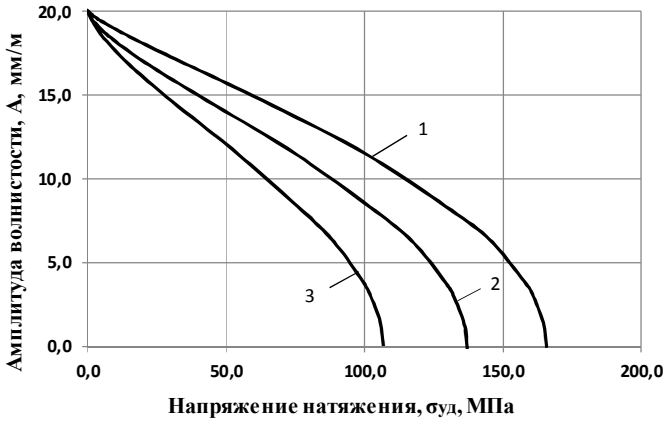


Рисунок 9 Зависимость амплитуды волнистости от напряжения натяжения для различных законов распределения σ_x: 1 — биквадратичного, 2 — квадратичного, 3 — синусоидального

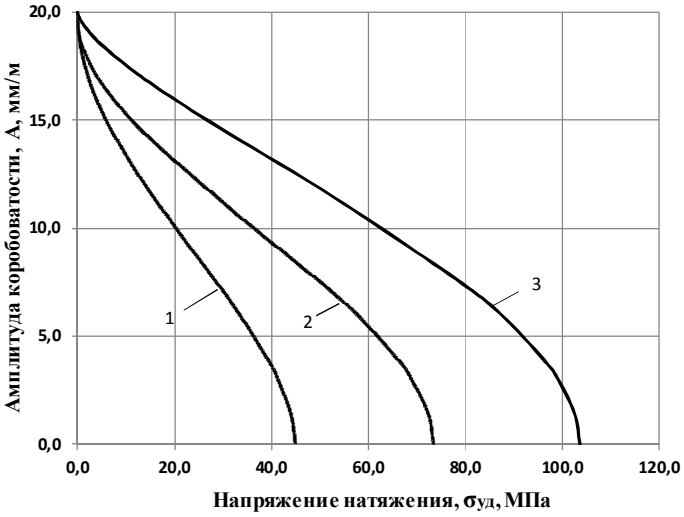


Рисунок 10 Зависимость амплитуды коробоватости от напряжения натяжения для различных законов распределения σ_x: 1 — биквадратичного, 2 — квадратичного, 3 — синусоидального

Выводы и направление дальнейших исследований:

1. Получены теоретические зависимости для расчета максимальных напряжений натяжения и параметров волнистости и коробоватости для биквадратичного закона распределения напряжений по ширине полосы. Использование этих зависимостей позволит повысить точность контроля параметров неплоскостности при упругом растяжении полос и, соответственно, более правильно определить режимы их обработки.

2. Сравнительный анализ полученных и известных зависимостей для различных законов распределения напряжений по ширине полосы позволит выявить неплоский прокат, в котором возникают напряжения максимального уровня при растяжении. Это имеет практическое значение для назначения режимов обработки неплоских полос, в частности для снижения их обрывности, например при непрерывном отжиге.

3. Направление дальнейших исследований связано с получением теоретических зависимостей напряженно-деформированного состояния при упругом растяжении полос с несимметричной неплоскостностью.

Библиографический список

1. Закарлюка, С. В. Изменение параметров неплоскостности при упругом растяжении полос [Текст] / С. В. Закарлюка, Ю. И. Юрченко, В. Е. Гончаров // Моделирование и развитие процессов обработки металлов давлением : междунар. сб. науч. тр. — Магнитогорск, 2018. — Вып. 24. — С. 3–12.

2. Tran, D. C. Experimental and numerical modeling of flatness defects in strip cold Rolling [Text] / D. C. Tran, N. Tardif, A. Limam // International Journal of Solids and Structures. — 2015. — Vol. 69–70. — P. 343–349.

3. Nakhoul, R. Manifested flatness defect prediction in cold rolling of thin strips [Text] / R. Nakhoul, P. Montmitonnet, N. Legrand // International Journal of Material Forming. — 2015. — Vol. 8 (2). — P. 283–292.

4. Божков, А. И. Формирование плоскостности полос при рекристаллизационном отжиге [Текст] : учебное пособие / А. И. Божков. — Липецк : Изд-во Липецкого государственного технического университета, 2019. — 67 с.

5. Molleda, J. On-Line Flatness Measurement in the Steelmaking Industry [Text] / J. Molleda, R. Usamentiaga, D. F. Garcia // Sensors. — 2013. — Vol. 13. — P. 10245–10272.

6. Упругое растяжение неплоских полос при синусоидальном законе распределения напряжений [Текст] / Е. А. Руденко, С. В. Закарлюка, В. Е. Гончаров и др. // Физика и техника высоких давлений. — 2020. — Том 30. — № 2. — С. 88–97.

© Закарлюка С. В.
© Руденко Е. А.
© Гончаров В. Е.
© Шевелев А. И.

Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. ЦМиКМ ДонНТУ Корицким Г. Г., к.т.н., доц., зав. каф. ОМДиМ ДонГТИ Денищенко П. Н.

Статья поступила в редакцию 02.02.2023.

PhD in Engineering Zakarlyuka S. V., Doctor of Technical Sciences Rudenko E. A., PhD in Engineering Goncharov V. E. *(DonNTU, Donetsk, DPR, s-zak@mail.ru)*, **Doctor of Technical Sciences Shevelev A. I.** *(OOO «Ajax 2010», Donetsk, DPR)*

ELASTIC EXTENSION OF NON-FLAT STRIPS FOR A BIQUADRATIC LAW OF STRESS DISTRIBUTION OVER THE STRIP WIDTH

The dependencies determining the relationship between tension stresses, maximum stresses and strip flatness parameters under elastic tension for the biquadratic law of stress distribution have been obtained. A comparative analysis of the obtained dependencies with the dependencies for other laws of strip width tension distribution is given. In the case of partial concealment of a defect in the strip, the obtained dependences allow to calculate more accurately the stresses and parameters of the nonuniformity and, accordingly, to adjust more correctly the modes of its processing (for example, rolling, galvanizing, continuous annealing, etc.).

Key words: *thin strip, elastic tension, waviness, corrugation, non-flatness parameters, tension stresses, biquadratic law of stresses in width.*

УДК 669.046.4:621.365.5

к.т.н. Ушаков В. И.,
к.т.н. Морозов Д. И.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР),
Ушаков Д. В.
(ООО «ЭТИ Электроэлемент», г. Москва, РФ)

МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ИНДУКЦИОННОГО НАГРЕВА НЕПОДВИЖНОЙ МЕДНОЙ ЗАГОТОВКИ

Показано, что в модели тепловых процессов индукционного нагрева цилиндрическая заготовка может быть представлена как система четырех тел. Разработана методика определения параметров линейной упрощенной тепловой модели в пространстве состояний. Процессы изменения температуры заготовки, полученные на упрощенной модели, с достаточной точностью совпадают с процессами, полученными на конечно-элементной модели, реализованной в мультифизическом пакете программ Comsol.

Ключевые слова: *индукционный нагрев, индуктор, пространственно-временная модель, заготовка, линейная модель в пространстве состояний.*

В настоящее время индукционный способ нагрева металлических заготовок перед обработкой получает все большее применение ввиду его известных преимуществ [1]. Перед технологическими операциями пластической деформации заготовок цветных металлов и сплавов требования к их температурному состоянию чаще всего сводятся к условию равномерного нагрева до требуемой температуры с заданной точностью [2]. В некоторых случаях необходимо обеспечить определенный температурный градиент по длине слитка перед прессованием [3]. Современный уровень мультифизических программных пакетов [4, 5] позволяет решить задачу энергоэффективной прецизионной термообработки в установках индукционного нагрева еще на этапе проектирования. Реализация оптимизированных комплексов индукционного нагрева подразумевает решение двух классов задач: конструирования [6] и формирования управления [7, 8].

Для поиска управления желательно иметь математическое описание объекта управления, а для большинства классов управлений в замкнутых системах это просто необходимо. Математическое описание процессов нагрева системы «индуктор — заготовка» (ИЗ) во времени можно осуществить двумя подходами: 1) как решение полевой задачи методами конечных элементов; 2) представив заготовку в виде нескольких сосредоточенных масс, принятое тепловое состояние и взаимодействие которых отражается тепловой схемой замещения. Модель, построенная по первому подходу, — пространственно-временная модель (ПВМ) — является наиболее точной, однако не является описанием системы «ИЗ», удобным для синтеза управлений. Описание же по второму подходу наиболее удобно для использования в качестве описания системы «ИЗ» как объекта управления. В этом подходе непосредственно не решается пространственная электромагнитная задача, а только динамическая тепловая для небольшого количества тел. В результате описание тепловых процессов в заготовке представляет собой систему дифференциальных уравнений, которую наиболее удобно записывать в форме Коши — описание в пространстве состояний [9]. Данное описание будем называть моделью в пространстве состояний (МПС). Число уравнений МПС равно количеству условных тел, на которые разделена заготовка. МПС удобна также

для синтеза наблюдателей температурного состояния заготовки, которых можно использовать в системах управления. Основные преимущества МПС по сравнению с ПВМ определяются отсутствием расчета процессов в пространстве и проявляются в существенном ускорении процессов расчета и пониженных требованиях к быстродействию и объему памяти расчетного устройства, что позволяет реализовывать МПС «в железе» непосредственно в установках индукционного нагрева.

Цель исследований — определение параметров тепловой схемы замещения системы «ИЗ» при индукционном нагреве неподвижной заготовки. Математически задача состоит в определении параметров МФК.

Объект исследования — процесс индукционного нагрева неподвижной медной заготовки.

Предмет исследования — математическая модель процесса индукционного нагрева неподвижной медной заготовки.

Задачи исследования:

– исследование процессов изменения температуры заготовки на конечноэлементной пространственно-временной модели;

– определение параметров линейной тепловой модели системы «индуктор — заготовка» при индукционном нагреве неподвижной медной заготовки.

Для процессов изменения температуры в характерных точках симметричной заготовки (на поверхности и на оси), полученных на пространственно-временной модели, разрешаемой методом конечных элементов, определяются параметры линейной временной модели представления заготовки четырьмя телами, между которыми происходит теплообмен. Коэффициенты линейной модели определяются методом наименьших квадратов.

Разнообразие конструкций индукторов, форм и материалов заготовок, технологий нагрева не позволяет создать универсальную модель для исследования процессов нагрева. Поэтому конечно-элементные модели также создаются для конкретной геометрии индукторов и заготовок. Соответственно, универсального описания во времени тепловых процессов в системе «ИЗ» получить невозможно.

Рассмотрим методику получения тепловой временной модели нагрева на примере неподвижной цилиндрической заготовки в цилиндрическом индукторе. Заготовка имеет следующие параметры: материал — медь; диаметр — 220 мм; длина — 500 мм. Цилиндрическая обмотка индуктора: внутренний диаметр — 270 мм; длина — 600 мм.

С математической точки зрения задача состоит в определении коэффициентов системы дифференциальных уравнений, описывающих изменение температуры заготовки только в определенных, наиболее показательных ее точках, — определение параметров описания в пространстве состояний. Причем процессы в МПС должны наиболее близко совпадать с процессами изменения температуры в этих точках, полученными на ПВМ. Число уравнений равно числу точек. Таким образом, сначала производится моделирование процесса нагрева на ПВМ, а затем для полученных процессов изменения температуры в требуемых точках отыскиваются параметры МПС для уменьшенного числа точек.

Рассмотрим ПВМ системы «ИЗ». Модель построена с такими допущениями: материал заготовки однороден и его теплофизические свойства постоянны; футеровка индуктора отсутствует; теплоотдача от заготовки происходит только в окружающую среду — воздух, конвекционное движение которого отсутствует. Геометрически индуктор и заготовка соосны.

ПВМ процесса нагрева, решаемая с применением метода конечных элементов, реализована в программе Comsol Multiphysics 3.5a. При принятых геометрии индуктора и заготовки и их взаимном расположении задача рассматривается как осесимметричная для тел вращения. Поэтому исследование можно произвести на 2D-модели, задав соответствующие настройки. Задача индукционного нагрева

является мультифизической — для ее решения подключаются два модуля: теплопередачи и индукционных токов. Геометрия системы задается в виде осевого сечения согласно заданным размерам (рис. 1). Тепловые процессы являются решением следующего уравнения для областей:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \Delta \cdot (-k \nabla T) = Q + q_s T, \qquad (1)$$

где ρ — плотность материала; C_p — удельная теплоемкость; T — температура; k — теплопроводность; Q — удельная мощность нагрева; q_s — коэффициент абсорбции.

Вихревые токи в заготовке возникают как реакция на переменное магнитное поле, создаваемое током индуктора. Поэтому электромагнитная задача решается как квазистатическая для токов, протекающих перпендикулярно сечению заготовки. Витки индуктора представлены одним витком с соответствующей плотностью тока.

По процессам, полученным в ПВМ, определялась МПС, характеризующая изменение температуры в четырех наиболее характерных точках (рис. 1): 1 — в середине заготовки на поверхности; 2 — в середине заготовки на оси; 3 — на конце заготовки; 4 — в середине торцевой поверхности. Собственно, зная температуры в этих точках, можно выделить участки заготовки с максимальным градиентом температуры и определить температурные напряжения, возникающие в заготовке.

В данной статье рассматриваются процессы в медной заготовке. Так как электромагнитные и теплофизические свойства меди существенно не зависят от температуры, примем, что МПС имеет постоянные коэффициенты — МПС представляет собой систему линейных дифференциальных уравнений (ЛМПС). Параметры ЛМПС определялись по процессам изменения температуры в четырех указанных точках, полученным при моделировании ПВМ. Для определения параметров использовались процессы нагрева (рис. 2, *а*) из начальной температуры 0 °С при питании индуктора током частотой 500 Гц, уровнем, создающим намагничивающую силу 0,3 МА. При этом мощность, передаваемая заготовке, составляет 235 кВт. Собственно, значение тока индуктора подбиралось по требуемой производительности установки индукционного нагрева.

Рисунок 1 Геометрия системы «индуктор — заготовка»

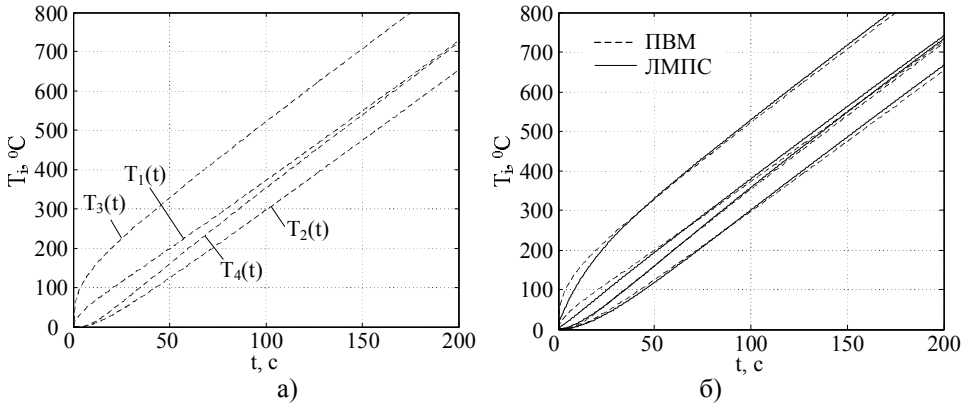


Рисунок 2 Результаты моделирования процесса нагрева заготовки: а — ПВМ; б — сравнение результатов ПВМ и ЛМПС

Расчетная схема тепловой четырехэлементной эквивалентной модели приведена на рисунке 3. Таким образом, тепловой эквивалент заготовки представляет собой четыре тела, номера которых соответствуют рассматриваемым узлам реальной заготовки. Каждое тело обладает теплоемкостью (C); теплоотдачу (A) имеют тела, соответствующие точкам на поверхности заготовки (1, 3, 4); мощность нагрева (Q) передается телам 1 и 3. Для упрощения математического описания принято, что теплообмен каждого тела происходит с двумя соседними, т. е. теплообмен между элементами, расположенными диагонально (1–4 и 2–3) отсутствует.

Уравнение теплового баланса системы четырех тел с принятыми тепловыми взаимодействиями имеет следующий вид:

$$C_1 \frac{dT_1}{dt} + A_1 T_1 + \lambda_{12}\Delta T_{12} + \lambda_{13}\Delta T_{13} = Q_1;$$

$$C_2 \frac{dT_2}{dt} - \lambda_{12}\Delta T_{12} + \lambda_{24}\Delta T_{24} = 0;$$

$$C_3 \frac{dT_3}{dt} + A_3 T_3 - \lambda_{13}\Delta T_{13} + \lambda_{34}\Delta T_{34} = Q_3;$$

$$C_4 \frac{dT_4}{dt} + A_4 T_4 - \lambda_{24}\Delta T_{24} - \lambda_{34}\Delta T_{34} = 0,$$

где T_i — температура i-го тела; ΔT_{ik} — разность температур тел i и k,

$$\Delta T_{ik} = T_i - T_k .$$

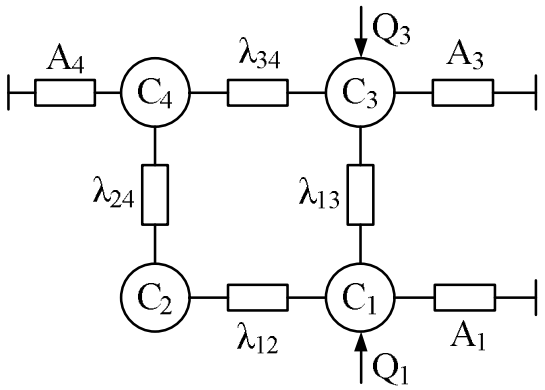


Рисунок 3 Расчетная схема тепловой модели

В форме Коши, после преобразований данная система будет иметь вид

$$\begin{aligned} \frac{dT_1}{dt} &= -\alpha_{c1}T_1 + \lambda_{c12}T_2 + \lambda_{c13}T_3 + q_1; \\ \frac{dT_2}{dt} &= \lambda_{c12}T_1 - \alpha_{c2}T_2 + \lambda_{c24}T_4; \\ \frac{dT_3}{dt} &= \lambda_{c13}T_1 - \alpha_{c3}T_3 + \lambda_{c34}T_4 + q_3; \\ \frac{dT_4}{dt} &= \lambda_{c24}T_2 + \lambda_{c34}T_3 - \alpha_{c4}T_4, \end{aligned} \qquad (2)$$

где α_{ci}, λ_{cik}, q_i — параметры схемы замещения в преобразованном виде,

$$\alpha_{ci} = (A_i + \sum \lambda_{ik}) / C_i, \ \lambda_{cik} = \lambda_{ik} / C_i,$$
$$q_i = Q_i / C_i .$$

Параметры в описании (2) необходимо определить таким образом, чтобы процессы, полученные по этому описанию, совпадали с результатами изменения температуры в ПВМ. Естественно, ввиду принятых допущений, точного совпадения процессов в двух моделях получить невозможно. Поэтому математически задача определения ЛМПС будет звучать следующими образом: в описании (2) определить такие параметры ($\alpha_{ci}, \lambda_{cik}$) и воздействия ($q_i$), при которых в системе (2) будут иметь место переходные процессы, максимально совпадающие с процессами, полученными на ПВМ.

Наиболее универсальным критерием несовпадения данных является среднеквадратическое отклонение. Поэтому искомые 10 неизвестных системы (2) определим методом наименьших квадратов, который обеспечивает минимизацию среднеквадратического отклонения.

В качестве имеющихся данных используем векторы температур T_i, полученные из ПВМ. Производные dT_i / dt численно определим по соответствующим процессам T_i следующим образом:

$$dT_i / dt = (T_{i+1} - T_{i-1}) / (2\Delta t),$$

где Δt — шаг расчета по времени в ПВМ.

Как видим, число значений производных на два меньше по отношению к количеству значений в процессах $T(t)$. Особенностью определения параметров системы (2) является ее вид: матрица состояния симметричная. Поэтому определять неизвестные по каждому уравнению отдельно, вне связи с другими уравнениями, нельзя. Искомые параметры определяем методом наименьших квадратов как нахождение десяти неизвестных коэффициентов уравнения множественной регрессии, которое, исходя из вида системы (2) и количества имеющихся данных, записывается в виде следующей системы $4\cdot(n-2)$ уравнений:

$$\begin{gathered}\alpha_{c1}\mathbf{x_1}+\lambda_{c12}\mathbf{x_2}+\lambda_{c13}\mathbf{x_3}+\\+\alpha_{c2}\mathbf{x_4}+\lambda_{c24}\mathbf{x_5}+\alpha_{c3}\mathbf{x_6}+\\+\lambda_{c34}\mathbf{x_7}+\alpha_{c4}\mathbf{x_8}+q_1\mathbf{x_9}+q_3\mathbf{x_{10}}=\mathbf{y},\end{gathered}\qquad(3)$$

где $\mathbf{x_i}$ — векторы, сформированные из векторов температур, нулевых и единичных векторов исходя из вида уравнений системы (2); $\mathbf{y}$ — вектор, сформированный из векторов производных от температур.

Формирование векторов данных, уравнений (3) и их решение методом наименьших квадратов реализовано в виде скрипт-программы в MATLAB. В результате решения на базе процессов в ПВМ получены следующие значения параметров МПС:

$$\alpha_{c1}=0,0796\ \text{с}^{-1};\ \alpha_{c2}=0,0486\ \text{с}^{-1};$$
$$\alpha_{c3}=0,0595\ \text{с}^{-1};\ \alpha_{c4}=0,031\ \text{с}^{-1};$$
$$\lambda_{c12}=0,043\ \text{с}^{-1};\ \lambda_{c13}=0,0346\ \text{с}^{-1};$$
$$\lambda_{c24}=0,0056\ \text{с}^{-1};\ \lambda_{c34}=0,0251\ \text{с}^{-1};$$
$$q_1=2,684\ \text{ºC/с};\ q_3=13,173\ \text{ºC/с}.$$

Результаты моделирования процессов нагрева в модели с найденными параметрами, совмещенные с результатами ПВМ, представлены на рисунке 2, *б*. Среднеквадратичные отклонения между процессами составляют для процессов $T_1(t)$, $T_2(t)$, $T_3(t)$, $T_4(t)$: 11,03º, 8,55º, 11,72º, 7,02º соответственно.

Сравним результаты работы двух моделей при других значениях мощности нагрева. В ПВМ изменение мощности реализуется изменением значения тока индуктора, а в ЛМПС — пропорциональным изменением коэффициентов q_1 и q_3 или же, при представлении ЛМПС с явным сигналом управления, изменением управляющего сигнала. На рисунке 4 представлены процессы нагрева при мощностях 417 кВт и 104 кВт на двух моделях.

Среднеквадратичные отклонения между процессами в одинаковых точках при указанных мощностях приведены в таблице 1.

Таблица 1

Среднеквадратичные отклонения

Мощность, кВт	Среднеквадратичное отклонение, градусов			
	$T_1(t)$	$T_2(t)$	$T_3(t)$	$T_4(t)$
417	17,3	10,0	21,7	5,17
104	4,35	2,52	5,68	1,82

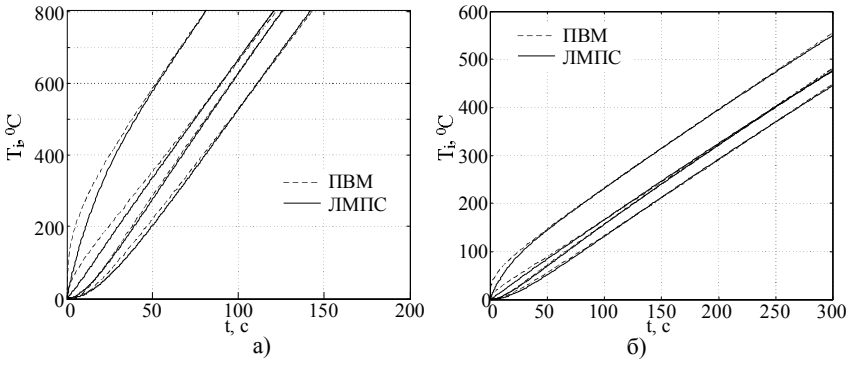


Рисунок 4 Сравнение процессов нагрева на моделях при мощностях: а — 417 кВт; б — 104 кВт

Тепловая модель цилиндрической заготовки, построенная по расчетной схеме, в которой не учитывается теплообмен между диагональными узлами, с достаточной точностью описывает процессы индукционного нагрева. Линейная упрощенная модель в пространстве состояний, параметры которой определены на основе процессов, полученных на пространственно-временной модели методом наименьших квадратов, может быть использована для исследования процессов нагрева при различных мощностях нагрева.

Определение параметров модели на основе свойств материала заготовки и ее геометрии может являться предметом дальнейших исследований.

Библиографический список

1. Бабат, Г. И. Индукционный нагрев металлов и его промышленное применение [Текст] / Г. И. Бабат. — М.—Л. : Энергия, 1965. — 552 с.

2. Компьютерное моделирование электротепловых процессов и термомеханических напряжений при индукционном нагреве движущихся медных слитков [Текст] / А. А. Щерба, А. Д. Подольцев, И. Н. Кучерявая, В. И. Ушаков // Техн. електродинаміка. — 2013. — № 2. — С. 10–18.

3. Установка индукционного нагрева алюминиевых слитков для изготовления токопроводящей жилы силового кабеля сверхвысокого напряжения [Текст] / В. М. Золотарев, А. А. Щерба, А. Д. Подольцев, И. Н. Кучерявая // Техн. електродинаміка. Тем. вип. «Силова електроніка та енергоефективність». — 2009. — Ч. 4. — С. 9–14.

4. Comsol Multiphysics, version 3.5 a [Electronic resource]. — Access mode: http://www.comsol.com.

5. Cedrat flux 2D/3D [Electronic resource]. — Access mode: http://www.cedrat.com

6. Установки индукционного нагрева [Текст] / А. Е. Слухоцкий и др. — Л. : Энергоатомиздат, 1981. — 326 с.

7. Handbook of Induction Heating [Text] / V. Rudnev, D. Loveless, R. Cook, M. Black. — New York : Marcel Dekker Inc., 2003. — 797 p.

8. Рапопорт, Э. Я. Оптимальное управление температурными режимами индукционного нагрева [Текст] / Э. Я. Рапопорт, Ю. Э. Плешивцева. — М. : Наука, 2012. — 309 с.

9. Методы классической и современной теории автоматического управления [Текст] : учебник. В 5 т. Т. 1. Математические модели, динамические характеристики и анализ систем автоматического управления / под ред. К. А. Пупкова, Н. Д. Егупова. — М. : Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2004. — 656 с.

© Ушаков В. И.
© Морозов Д. И.
© Ушаков Д. В.

Рекомендована к печати к.т.н., проф. каф. МЧМ ДонГТИ Куберским С. В., к.т.н., доц., зав. каф. электроэнергетики ЛГУ им. В. Даля Половинка Д. В.

Статья поступила в редакцию 16.02.2023.

PhD in Engineering Ushakov V. I., PhD in Engineering Morozov D. I. *(DonSTI, Alchevsk, LPR)*, **Ushakov D. V.** *(OOO "ETI Electroelement", Moscow, the Russian Federation)*

MODEL OF THE INDUCTION HEATING PROCESS OF A STATIONARY COPPER BILLET

It is shown that in the model of thermal processes of induction heating, a cylindrical copper billet can be represented as a system of four bodies. A method for determining the parameters of a linear simplified thermal model in the state space has been developed. The processes of changing the temperature of the workpiece obtained on the simplified model coincide with the processes obtained on the finite-element model implemented in the Comsol multiphysical software package with sufficient accuracy.

Key words: *induction heating, inductor, space-time model, billet, linear model in the state space.*

СТРОИТЕЛЬСТВО
И АРХИТЕКТУРА

CIVIL ENGINEERING
AND ARCHITECTURE

УДК 697

Андрийчук В. Н.,
д.т.н. Соколов В. И.,
д.т.н. Андрийчук Н. Д.,
Шевцова Т. Е.
(ИСА и ЖКХ ЛГУ им. В. Даля, г. Луганск, ЛНР, vlad19790401l@gmail.ru)

УЛУЧШЕНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ВЕНТИЛЯТОРНОЙ УСТАНОВКИ ВЫРАВНИВАНИЕМ ПОЛЯ СКОРОСТЕЙ НАГНЕТАТЕЛЬНОГО ПОТОКА РАДИАЛЬНОГО ВЕНТИЛЯТОРА

В работе рассмотрен вопрос улучшения аэродинамических характеристик вентиляторных установок за счёт выравнивания поля скоростей нагнетательного потока на выходе радиального вентилятора. Отмечено, что особенностью диффузора, подсоединенного к выходному патрубку вентилятора, является формирование неравномерного и несимметричного поля скоростей в начальном его сечении, что обуславливает увеличение потерь давления. Рассмотрены рекомендации по повышению эффективности диффузоров. Проведено численное моделирование турбулентного потока в конструктивных элементах, связывающих выходной патрубок и воздуховод, на основании чего рекомендована установка в несимметричном диффузоре составной выравнивающей пластины с разными углами наклона её частей. Улучшение аэродинамических характеристик вентиляторной установки при использовании составной выравнивающей пластины в несимметричном диффузоре подтверждено экспериментально. Даны рекомендации по выбору геометрических параметров размещения выравнивающей пластины в диффузоре, обеспечивающих максимальное повышение производительности радиального вентилятора. Использование вентиляторных установок с улучшенными аэродинамическими характеристиками позволяет повысить энергетическую эффективность вентиляционных систем.

Ключевые слова: *вентиляционная система, радиальный вентилятор, диффузор, вентиляторная установка, производительность вентилятора.*

Вентиляционные системы являются неотъемлемой частью зданий и сооружений, обеспечивающей состояние воздушной среды, благоприятной для пребывания в них людей и выполнения технологических процессов [1–3]. Величина затрат на проектирование, установку и наладку вентиляционных систем может составлять более 10–15 % от стоимости сооружений, а эксплуатационные расходы в ряде случаев превышают половину затрат от общих. Поэтому при разработке вентиляционных систем особое внимание уделяется их эксплуатационным характеристикам и, прежде всего, энергетической эффективности при соблюдении нормативных требований по поддержанию параметров микроклимата [4–6].

Повышение энергетической эффективности систем вентиляции во многом определяется улучшением аэродинамических характеристик вентиляторных установок, увеличением их производительности, что достигается выравниванием поля скоростей нагнетательного потока радиального вентилятора на основе совершенствования конструктивных элементов соединения воздуховодов с выходными патрубками вентиляторов [2, 7, 8]. Данное обстоятельство в первую очередь относится к вентиляторным установкам с радиальными (центробежными) вентиляторами, на выходе из которых воздушный поток характеризуется неравномерным полем скорости, деформацией структуры и крупномасштабными завихрениями. Численные исследования и экспериментально полученные рекомендации [1, 2, 8] показывают, что для эффективной работы вентилятора в канале нагнетания за выходным патрубком вентилятора следует размещать хоро-

шо спроектированный диффузор, при этом существенно уменьшается динамическое давление вентилятора и уменьшается суммарное сопротивление системы.

На основании вышеизложенного актуальной и сложной ***задачей*** является совершенствование конструктивных элементов присоединения радиальных вентиляторов к вентиляционной системе. Оценку эффективности конструктивных элементов следует проводить с учетом неравномерности поля скоростей воздушного потока на выходе нагнетательного патрубка для рабочего диапазона аэродинамических характеристик вентилятора. Критерием эффективности выбора оптимальных геометрических параметров могут выступать потери давления на элементах присоединения выходного патрубка к вентиляционной системе, а также повышение производительности вентиляторной установки [1, 8].

Целью работы является улучшение аэродинамических характеристик вентиляторных установок выравниванием поля скоростей нагнетательного потока радиального вентилятора на основе совершенствования конструктивных элементов вентиляционных систем.

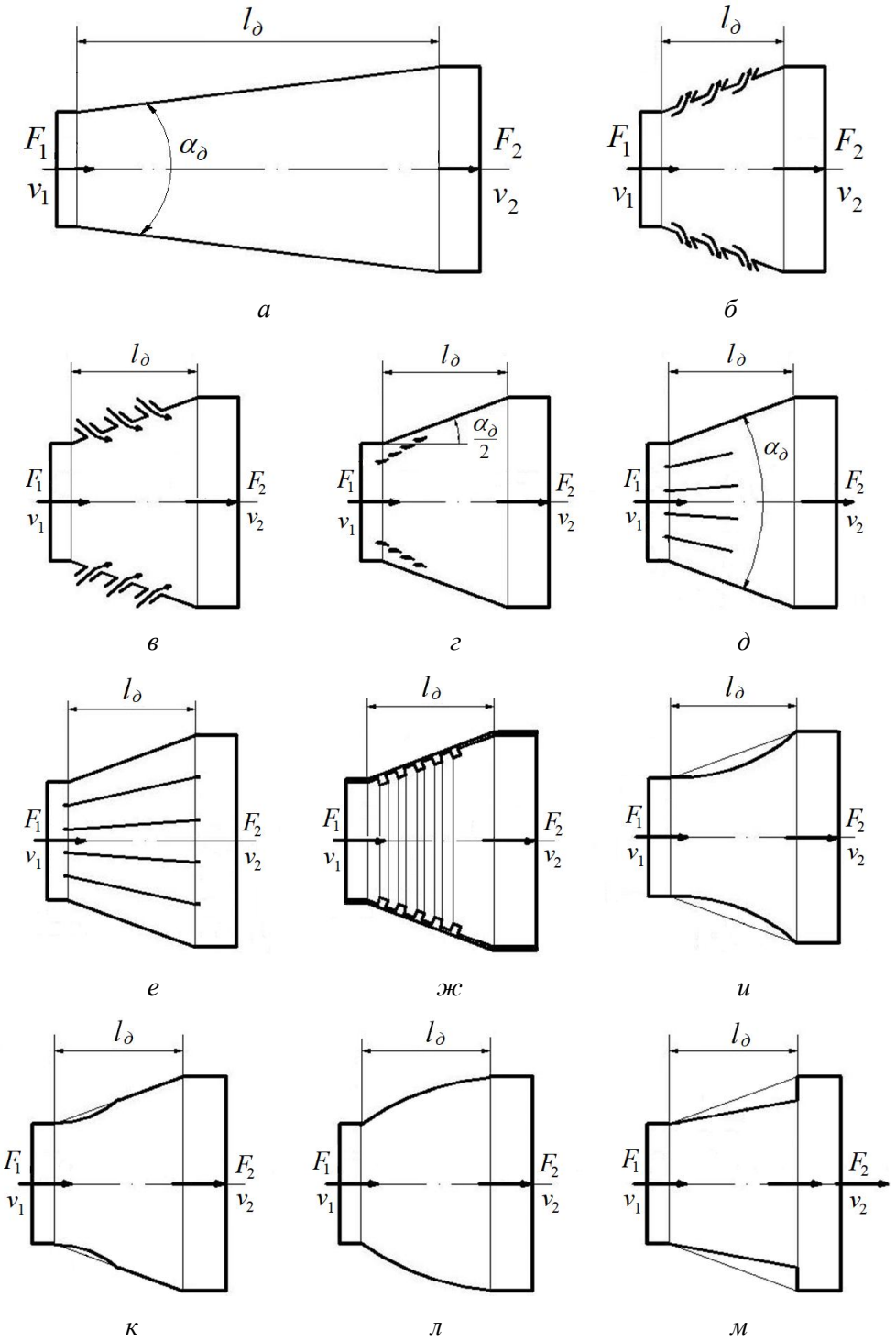
Как отмечено выше, улучшение аэродинамических характеристик вентиляторных установок достигается совершенствованием конструктивных элементов соединения воздуховодов с выходными патрубками вентиляторов, в качестве которых могут быть использованы различного вида диффузоры. Исследование диффузоров с равномерным распределением скоростей на входе показывает, что для предупреждения больших потерь давления в них угол раскрытия должен быть небольшим $\alpha_д \leq 14$ (рис. 1, *а*), поскольку дальнейшее увеличение этого угла способствует крупномасштабному турбулентному перемешиванию потока, отрыву пограничного слоя от стенки диффузора и связанному с этим сильному вихреобразованию, вследствие чего коэффициент потерь диффузора существенно возрастает. Вместе с тем значительное увеличение длины диффузора (при небольших углах расширения) является неудобным с точки зрения монтажной целесообразности, поэтому вместо относительно длинных диффузоров применяют более короткие, хотя и с увеличенными потерями давления в них. Условия протекания потока в коротких диффузорах (с большими углами раскрытия) могут быть существенно улучшены, а сопротивление уменьшено, если предотвратить отрыв потока или ослабить вихреобразование. Основные способы и мероприятия, способствующие улучшению течения в диффузорах [1, 2, 4, 8], представлены на рисунке 1.

Как отмечалось нами ранее, особенностью диффузора, размещенного непосредственно после нагнетательного патрубка радиального вентилятора, является формирование неравномерного и несимметричного поля скоростей в начальном его сечении. Поэтому нагнетательный поток в диффузоре вентиляторной установки отличен от течений в диффузорах с равномерным распределением скорости.

Для дополнительного анализа структуры потока в конструктивных элементах, связывающих выходной патрубок и воздуховод, проведено численное моделирование турбулентного течения в модуле Flow Simulation программного комплекса SolidWorks.

При описании турбулентного течения применялась стандартная k-ε-модель турбулентности, в основу которой положен анализ изменения кинетической энергии k турбулентного потока и скорости ее диссипации ε. Для расчета дополнительных турбулентных напряжений использовалась концепция турбулентной вязкости с определением кинематического коэффициента турбулентной вязкости ν_t по «связке» Прандтля — Колмогорова.

На рисунках 2–3 показаны двумерные графики с векторами скоростей (длина стрелок показывает величину скорости) и изолиниями, которые показывают линии и области одинаковых диапазонов результирующих скоростей (каждая область закрашена в разный цвет).



а) уменьшение угла раскрытия диффузора; б) отсос пограничного слоя; в) сдув пограничного слоя; г) установка направляющих лопаток (дефлекторов); д) установка укороченных разделяющих стенок; е) установка удлиненных разделяющих стенок; ж) оребрение внутренних поверхностей стенок диффузора; и) изоградиентный криволинейный диффузор; к) криволинейный диффузор; л) предотрывный диффузор; м) ступенчатый диффузор

Рисунок 1 Способы повышения эффективности диффузоров

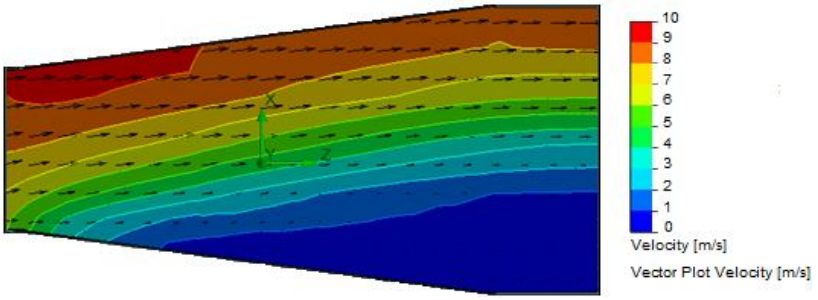


Рисунок 2 Распределение скоростей, изолиний и векторов скоростей в диффузоре с неравномерным полем скоростей в начальном сечении

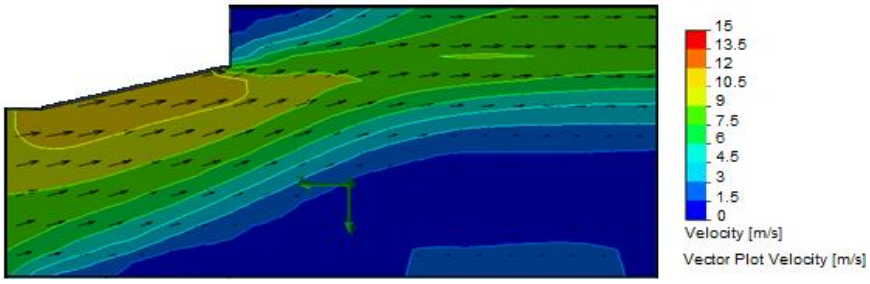


Рисунок 3 Распределение скоростей, изолиний и векторов скоростей в несимметричном ступенчатом диффузоре с неравномерным полем скоростей в начальном сечении

Численное моделирование убедительно показывает, что для выравнивания потока целесообразной является установка в диффузоре составной выравнивающей пластины с разными углами ее частей и погружением передней по потоку части в зону выходного патрубка вентилятора. И в большей степени данную рекомендацию следует применить в том случае, когда в силу монтажных требований в качестве конструктивного элемента соединения воздуховода с выходным патрубком вентиляторов используется несимметричный диффузор.

На рисунке 4 показана составная выравнивающая пластина в несимметричном диффузоре. Благодаря разным углам наклона (α_1 и α_2 соответственно) составных частей пластины (рис. 4, *а*), их направления приближаются к линиям тока воздушного потока, поэтому уменьшается дополнительная деформация потока и вихреобразование на отдельных участках пластины. Это обеспечивает снижение потерь энергии воздушного потока в зоне выхода потока из радиального вентилятора и в зоне несимметричного диффузора. Снижение потерь энергии позволяет повысить напор и производительность радиального вентилятора, тем самым улучшив его аэродинамические характеристики.

Исследование аэродинамических характеристик вентиляторной установки с радиальным вентилятором при наличии составной выравнивающей пластины проведено на экспериментальном стенде, схема которого показана на рисунке 5. Здесь обозначены: *1* — радиальный вентилятор (В); *2* — входной патрубок вентилятора; *3* — всасывающий воздуховод (ВВ) с установленным коллектором (К) для измерения расхода воздуха; *4* — выходной патрубок вентилятора; *5* — несимметричный диффузор (НД); *6* — нагнетательный воздуховод (НВ), в котором установлен дроссель-клапан (ДК) для регулирования режимов работы вентилятора; *7* — составная выравнивающая пластина. На экспериментальной установке использован вентилятор ВР 80-75.1 № 2,5 с частотой вращения рабочего колеса $n = 1450$ об/мин.

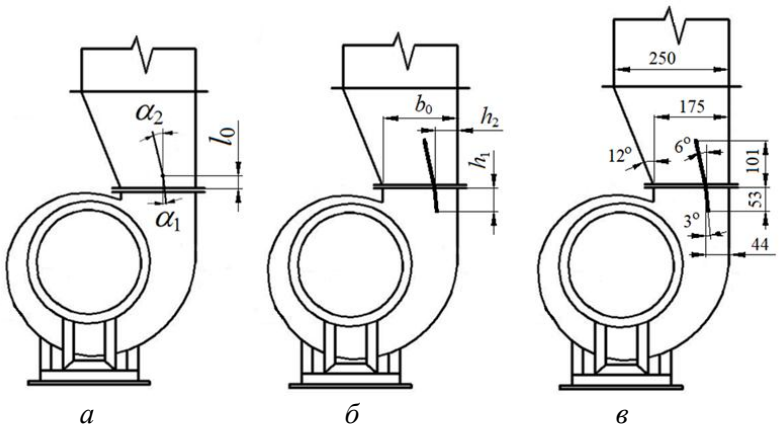


Рисунок 4 Составная выравнивающая пластина в несимметричном диффузоре

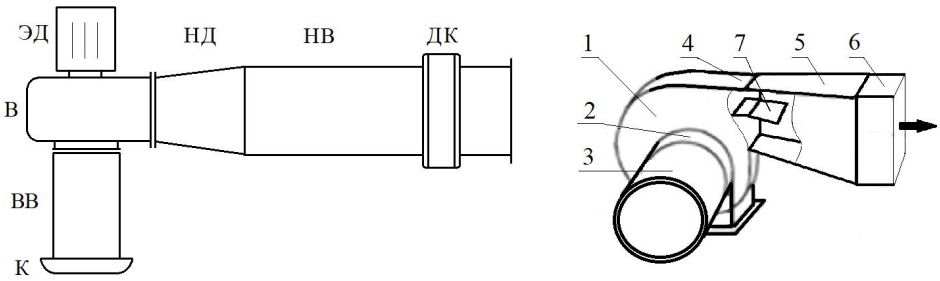
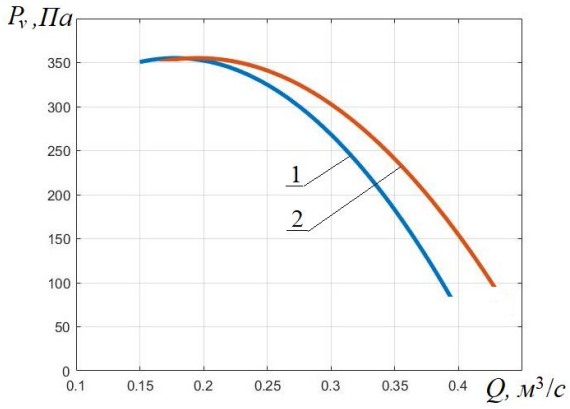


Рисунок 5 Схема экспериментальной установки

Экспериментальные исследования убедительно показывают повышение производительности вентиляторной установки с радиальным вентилятором при наличии составной выравнивающей пластины в несимметричном диффузоре. На рисунке 6 показано сравнение аэродинамических характеристик вентиляторной установки без пластины и с пластиной, размеры которой приведены на рисунке 4, *в*.

Экспериментальные исследования показали, что расположение точки изгиба составных частей выравнивающей пластины относительно плоскости соединения выходного патрубка вентилятора с несимметричным диффузором в диапазоне расстояний $l_0 = \pm 0{,}05 b_0$ (рис. 4, *а*, *б*) оказывало влияние в диапазоне погрешности измерений. Поэтому в дальнейших исследованиях по разработке рекомендаций для установки выравнивающей пластины было принято оптимальным считать выполнение различных углов наклона частей пластины на линии присоединения выходного патрубка к диффузору, т. е. положить $l_0 = 0$ (рис. 4, *а*). Следует отметить, что вышесказанное имеет место в зоне номинальных режимов работы радиального вентилятора и при угле раскрытия несимметричного диффузора $\alpha_д \leq 14°$.



1 — без пластины; 2 — при наличии составной выравнивающей пластины

Рисунок 6 Аэродинамические характеристики вентиляторной установки

При проведении экспериментальных исследований выполнялся анализ влияния на аэродинамические характеристики вентиляторной установки следующих геометрических параметров составной выравнивающей пластины (рис. 4, *б*):

1) α_1 — угла наклона участка выравнивающей пластины к нормали поперечного сечения в зоне выходного патрубка вентилятора;

2) α_2 — угла наклона участка выравнивающей пластины к нормальной оси поперечного выходного патрубка в зоне несимметричного диффузора;

3) безразмерной глубины вхождения передней части пластины в выходной патрубок:

$$\overline{h}_1 = h_1 / b_0 , \qquad (1)$$

где h_1 — глубина вхождения передней (по отношению к воздушному потоку) части пластины в выходной патрубок радиального вентилятора; b_0 — размер стороны выходного патрубка, поперек которого устанавливается пластина;

4) безразмерного расстояния от прямой стенки несимметричного диффузора:

$$\overline{h}_2 = h_2 / b_0 , \qquad (2)$$

где h_2 — безразмерное расстояние от прямой стенки несимметричного диффузора до точки изгиба составных частей выравнивающей пластины; h_2 — расстояние от стенки;

5) безразмерной суммарной длины пластины:

$$\overline{b} = b / b_0 , \qquad (3)$$

где b — суммарная длина наклонных частей составной выравнивающей пластины.

Экспериментальные исследования показали, что оптимальные геометрические параметры размещения выравнивающей пластины в несимметричном диффузоре, при которых наблюдается максимальное повышение производительности центробежного вентилятора, зависят от режима его работы, поскольку режим работы существенно влияет на кинематику и структуру потока в конструктивных элементах вентиляторной установки.

Для зоны номинальных режимов работы вентилятора и безразмерной суммарной длины наклонных частей пластины $\overline{b} = 0,6...1$ оптимальными следует считать следующие диапазоны линейных размеров:

$$\overline{h}_1 = 0,25...0,35, \ \overline{h}_2 = 0,2...0,3, \qquad (4)$$

которые обеспечивают относительное повышение расхода центробежного вентилятора не менее 8 %.

Повышение производительности в большей степени достигается для более узкого диапазона линейных размеров

$$\overline{h}_1 = 0,25...0,3, \ \overline{h}_2 = 0,25...0,3, \qquad (5)$$

в котором для зоны максимального КПД вентилятора относительное повышение расхода составляет 10…12 %.

Результаты проведенных исследований показали, что зоне максимального улучшения аэродинамических характеристик вентиляторной установки соответствуют следующие углы наклона составных частей выравнивающей пластины:

$$\alpha_1 \approx \alpha_\partial / 4, \ \alpha_2 \approx \alpha_\partial / 2. \qquad (6)$$

Таким образом, в работе рассмотрен вопрос улучшения аэродинамических характеристик вентиляторных установок за счёт выравнивания поля скоростей нагнетательного потока на выходе радиального вентилятора. Отмечено, что особенностью диффузора, подсоединенного к выходному патрубку вентилятора, является формирование неравномерного и несимметричного поля скоростей в начальном его сечении, что обуславливает увеличение потерь давления. Поэтому для эффективной работы вентилятора в системе нагнетания за выходным патрубком вентилятора следует размещать хорошо спроектированный диффузор. Это позволяет существенно уменьшить динамическое давление вентилятора и снизить суммарное сопротивление

системы. Рассмотрены рекомендации по повышению эффективности диффузоров.

В среде программного комплекса SolidWorks в модуле Flow Simulation проведено численное моделирование турбулентного течения в конструктивных элементах, связывающих выходной патрубок и воздуховод, на основании чего рекомендована установка в несимметричном диффузоре составной выравнивающей пластины с разными углами наклона её частей. Улучшение аэродинамических характеристик вентиляторной установки при использовании составной выравнивающей пластины в несимметричном диффузоре подтверждено экспериментально. На основании экспериментальных исследований аэродинамических характеристик вентиляторной установки даны рекомендации по выбору геометрических параметров размещения выравнивающей пластины в диффузоре, обеспечивающих максимальное повышение производительности радиального вентилятора.

Использование вентиляторных установок с улучшенными аэродинамическими характеристиками позволяет повысить энергетическую эффективность вентиляционных систем.

Библиографический список

1. Системы вентиляции: моделирование, оптимизация [Текст] / Я. А. Гусенцова, К. Н. Андрийчук, А. А. Коваленко [и др.]. — Луганск : ВНУ им. В. Даля, 2005. — 206 с.

2. Свистунов, В. М. Отопление, вентиляция и кондиционирование воздуха объектов агропромышленного комплекса и жилищно-коммунального хозяйства [Текст] / В. М. Свистунов, Н. К. Пушняков. — СПб. : Политехника, 2007. — 423 с.

3. Sokolov, V. Increased measurement accuracy of average velocity for turbulent flows in channels of ventilation systems [Text] / V. Sokolov // Proceedings of the 6th international conference on industrial engineering. ICIE 2020. Lecture notes in mechanical engineering. — Cham : Springer, 2021. — Vol. 2. — P. 1182–1190.

4. Sokolov, V. Increasing Efficiency of Ventilation Systems with Vortex Regulation Devices [Text] / V. Sokolov // Proceedings of the 8th International Conference on Industrial Engineering. ICIE 2022. Lecture Notes in Mechanical Engineering. — Cham : Springer, 2023. — P. 1012–1022.

5. Sokolov, V. Diffusion of circular source in the channels of ventilation systems [Text] / V. Sokolov // Advances in engineering research and application. ICERA 2018. Lecture notes in networks and systems. — Cham : Springer, 2019. — Vol. 63. — P. 278–283.

6. Sokolov, V. Measurement of Impurity Concentration in Turbulent Flows of Ventilation Systems Channels [Text] / V. Sokolov, O. Krol // Journal of Physics: Conference Series. — 2021. — Vol. 2096. — P. 012102.

7. Sokolov, V. Criteria Analysis of Diffusion Processes in Channels of Industrial Ventilation Systems [Text] / V. Sokolov // Proceedings of the 7th international conference on industrial engineering. ICIE 2021. Lecture notes in mechanical engineering. — Cham : Springer, 2022. — Vol. 2. — P. 725–731.

8. Идельчик, И. Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям [Текст] / И. Е. Идельчик. — М. : Машиностроение, 1975. — 554 с.

© Андрийчук В. Н.
© Соколов В. И.
© Андрийчук Н. Д.
© Шевцова Т. Е.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. ПГСА ИСА и ЖКХ ЛНУ им. В. Даля Дроздом Г. Я., д.т.н., проф. каф. ММК ДонГТИ Харламовым Ю. А.

Статья поступила в редакцию 02.02.2023.

Andrijchuk V. N., Doctor of Technical Sciences Sokolov V. I., Doctor of Technical Sciences Andrijchuk N. D., Shevtsova T. E. *(IBA and HCS of LSU named after V. Dahl, Lugansk, LPR, vlad19790401@gmail.com)*

IMPROVING THE AERODYNAMIC CHARACTERISTICS OF THE FAN UNIT BY EQUALIZING THE VELOCITY FIELD OF THE RADIAL FAN DISCHARGE FLOW

The paper considers the issue of improving the aerodynamic characteristics of fan installations by equalizing the velocity field of the injection flow at the outlet of the radial fan. It is noted that the peculiarity of the diffuser connected to the fan air exhaust case is the formation of an uneven and asymmetric velocity field in its initial section, which causes an increase in pressure losses. Recommendations for improving the efficiency of diffusers are considered. Numerical simulation of the turbulent flow in the structural elements connecting the outlet fitting and the air flue has been carried out, on the basis of which it is recommended to install a composite leveling plate with different angles of inclination of its parts in an asymmetric diffuser. The improvement of the aerodynamic characteristics of the fan unit when using a composite leveling plate in an asymmetric diffuser has been confirmed experimentally. Recommendations are given on the choice of geometric parameters of the alignment plate placement in the diffuser, providing maximum performance improvement of the radial fan. The use of fan installations with improved aerodynamic characteristics allows to increase the energy efficiency of ventilation systems.

Key words: *ventilation system, radial fan, diffuser, fan installation, fan performance.*

УДК69:624.012.45

к.т.н. Емец Е. В.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, elena.emecz@yandex.ru),
к.т.н. Карапетян С. Х.
(ЛГУ им. В. Даля, г. Алчевск, ЛНР, karapetyanskh@gmail.com)

ОЦЕНКА НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ВИНТОВЫХ СВАЙ В РАЗЛИЧНЫХ ИНЖЕНЕРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ

Работа посвящена анализу несущей способности винтовых свай в различных инженерно-геологических условиях для фундаментов быстровозводимых временных зданий.

Ключевые слова: *винтовые сваи, несущая способность, глинистые и песчаные грунты, метод конечных элементов.*

В практике проектирования быстровозводимых временных зданий в глинистых грунтах применение традиционных фундаментов (ленточных или столбчатых) приводит к нерациональному вложению материальных средств. Глинистые грунты считаются наиболее сложными для строительства, так как они являются подвижными. Их основной недостаток — вероятность неоднородных просадок, в результате которых здание может обрушиться уже через несколько лет после возведения. Между мелкими частицами глины накапливается влага, которая при замерзании увеличивается в объеме и выталкивает основание. Решением данной проблемы может стать строительство зданий на винтовых сваях. Они погружаются на значительную глубину до достижения плотных слоев грунта, поэтому приобретают повышенную несущую способность.

Главные преимущества использования винтовых свай в глинистых грунтах:

– надежность (сваи не повреждаются силами морозного пучения, основание сохраняет прочность на протяжении десятков лет);

– коррозионная стойкость;

– способность выдерживать высокие нагрузки (несущая способность каждой сваи составляет 15–20 кН, что позволяет использовать их даже для тяжелых зданий);

– установка в любое время года;

– сокращение сроков строительства;

– возможность установки свай даже на неровных участках без предварительной подготовки, что дополнительно экономит время.

Фундамент из винтовых свай является также наиболее подходящим решением и для песчаного грунта. Свайно-винтовое основание обладает высокой несущей способностью, однако при его строительстве на песке нужно учитывать целый ряд особенностей. Конструкция винтовой сваи зависит от физико-механических характеристик песка, глубины промерзания грунта и др. Песчаные грунты обладают достаточно высокой плотностью, поэтому закручивать в него сваи непросто. Задача решается быстрее, если фундамент предстоит устанавливать в супеси — сухие песчаные грунты без избыточного содержания влаги. Если же предстоит закрутить винтовые сваи в обводненных песках, сделать это можно только с привлечением спецтехники.

Объект исследования — винтовые сваи.

Предмет исследования — несущая способность винтовых свай в различных инженерно-геологических условиях.

Данная статья посвящена оценке несущей способности винтовых свай в глинистых и песчаных грунтах.

Цель исследования — оценить несущую способность винтовых свай в глинистых и песчаных грунтах для фундаментов различных зданий.

Вопросами создания конструкций винтовых свай, машин и механизмов для погружения их в грунт, а также исследованиями взаимодействия свай с основанием занимались Акопян В. Ф., Корниенко М. В. [2], Пресняков О. Б. [2], Балакшин О. И. [2], Хрянина О. В. [3], Максимов Ф. А. [4].

Анализ результатов численных и экспериментальных исследований показывает, что на несущую способность свай оказывают влияние как геометрические характеристики (диаметр ствола, шаг винта лопасти сваи, площадь опирания) (рис. 1), так и физико-механические характеристики грунта. При расчете этого значения для грунтов учитывают показатель текучести (I_L — для глинистых грунтов) и коэффициент пористости (е).

Несущая способность винтовых свай при действии вдавливающих нагрузок для глинистых грунтов определяется по формуле [1]

$$P_u = q_{ult} \cdot A + c_u (n-1) s D \pi + c_u \cdot H_f \cdot \pi \cdot d, \quad (1)$$

где q_{ult} — предельное сопротивление грунта в основании нижней лопасти, кПа; A — проекция площади лопасти, м^2; c_u — недренированная прочность глинистого грунта, кПа; n — число лопастей; s — расстояние между смежными лопастями, м; d — диаметр ствола сваи, м; D — диаметр лопасти сваи, м; H_f — длина ствола сваи от верхней лопасти до поверхности земли, м.

Первое слагаемое данной формулы отражает несущую способность лопасти, второе слагаемое — несущую способность «грунтового цилиндра», третье — несущую способность грунта вдоль ствола сваи.

Для глинистых грунтов, обладающих внутренним трением и удельным сцеплением, предельное сопротивление нижней лопасти может быть определено в соответствии с известной формулой Терцаги:

$$q_{ult} = 0,6 \cdot N_\gamma \cdot D \cdot \gamma + N_q \cdot \gamma' \cdot H + 1,3 \cdot N_c \cdot c_I, \quad (2)$$

где N_γ, N_q, N_c — безразмерные коэффициенты несущей способности грунта под нижней лопастью сваи, принимаемые в зависимости от угла внутреннего трения грунта; γ, γ' — удельный вес грунта, соответственно, выше и ниже нижней лопасти винтовой сваи, кН/м^3; c_I — удельное сцепление грунта слоя, кПа.

Сила F, с которой лопасть сваи передает нагрузку на грунт, определяется по формуле

$$F = S \cdot R_0, \quad (3)$$

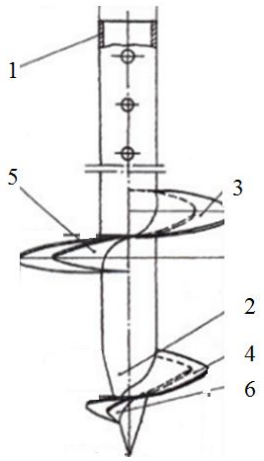
где S — площадь опоры (лопасти); R_0 —прочностная характеристика грунта.

Площадь опоры принимают равной площади лопасти без учета ее изгиба.

Следует отметить, что с увеличением глубины погружения сваи плотность грунта возрастает, что вносит изменения в расчеты.

С целью повышения несущей способности на вдавливание и выдергивание на 25–30 % и улучшения работы на восприятие горизонтальных нагрузок винтовая свая может изготавливаться с двумя лопастями, разнесенными по длине ствола на расстояние 1,5$D_{сваи}$.

Для оценки напряженно-деформированного состояния составлена расчетная конечноэлементная схема грунтового массива с винтовой двухлопастной сваей в ПК Лира-САПР (рис. 2).



1 — ствол; 2 — ступица; 3 — винтовые лопасти; 4–6 — накладки усиления

Рисунок 1 Конструкция винтовой сваи

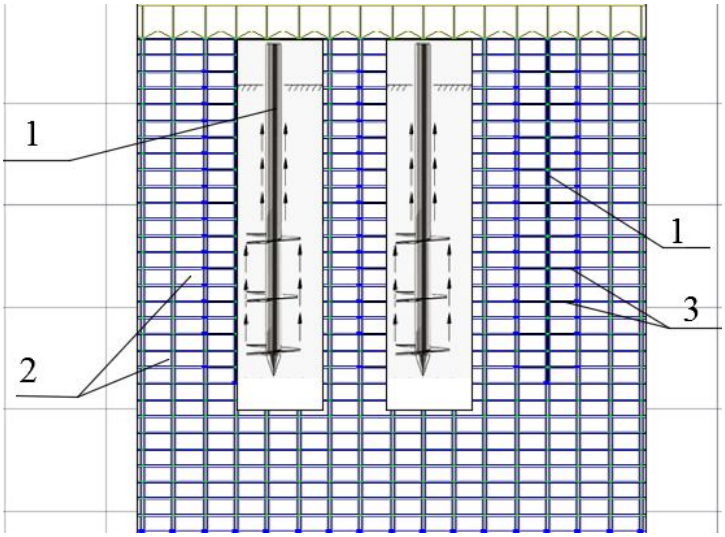


Рисунок 2 Расчетная конечноэлементная схема грунтового массива с винтовой двухлопастной сваей в ПК Лира-САПР

В расчетной схеме свайного фундамента приняты размеры грунтового массива 15×15м^2. Расчетная схема свайного фундамента представлена рядом следующих конечных элементов (рис. 2):

1) КЭ 2 — элемент, моделирующий работу свай и ростверка;

2) КЭ 281 — элемент, моделирующий работу грунтового массива; размер элемента принят 0,5×0,5 м;

3) КЭ 262 — элемент, моделирующий связь грунтового массива со сваей.

Для моделирования совместности работы сваи и грунтового массива по боковой поверхности сваи предусмотрены КЭ 262, работающие на растяжение. Под нижним концом сваи предусмотрены КЭ 262, работающие на сжатие.

Свая погружена в грунт на 2–5 м.

Результаты расчета отображают напряженно-деформированное состояние объекта и позволяют произвести детальный анализ несущей способности винтовых свай по изополям перемещений и напряжений (рис. 3) и по формулам 1–3.

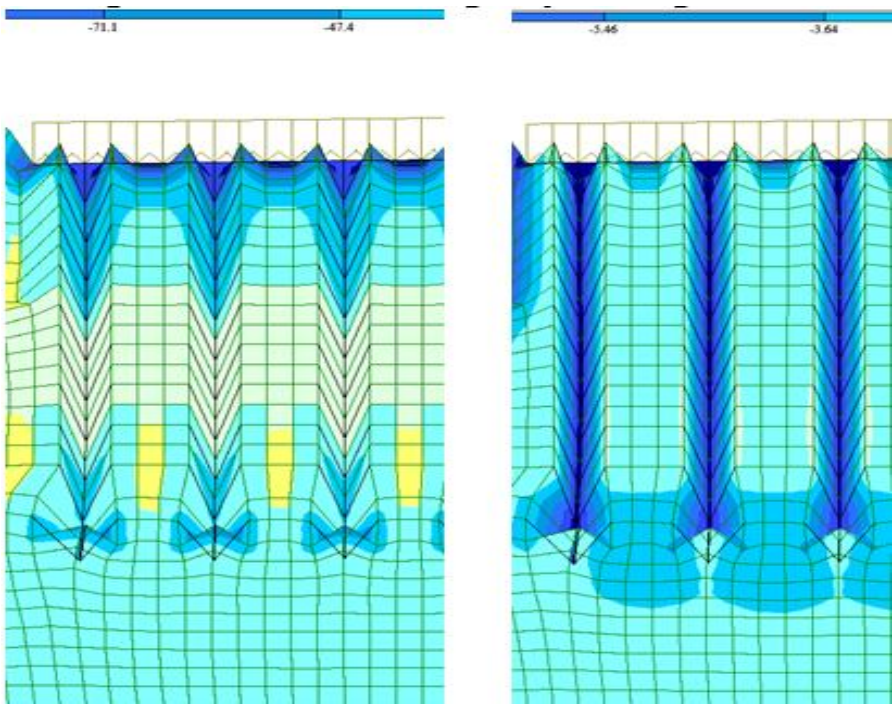
По результатам численных исследований был построен график зависимости несущей способности винтовой сваи от характеристик основания и глубины погружения сваи в грунт (рис. 4).

Результаты расчета показали, что на увеличение несущей способности винтовой сваи оказывает существенное влияние глубина заделки сваи в грунте. Так, при увеличении глубины погружения сваи в более прочный грунт (песок средней крупности) с 1,5 м до 5,5 м несущая способность ее увеличивается почти в 4,5 раза. Однако следует учитывать, что при увеличении коэффициента пористости песка несущая способность сваи уменьшается до 1,5 раза.

При погружении сваи в суглинок пластичный ее несущая способность увеличивается в 3 раза.

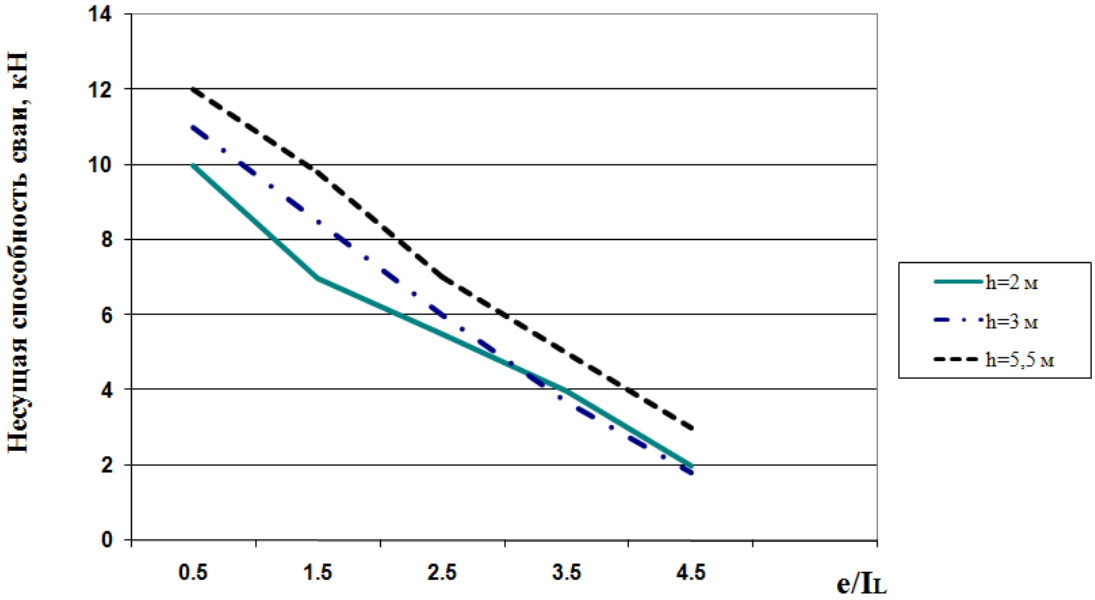
Главным при подборе конструкции сваи является приоритет грунтовых условий площадки, а также их изменчивость как по глубине, так и в плане. Отсутствие точной информации о характеристиках грунтов основания, о грунтовых условиях не позволит правильно подобрать экономически эффективную конструкцию фундамента и обеспечить эксплуатационную надежность в течение всего срока эксплуатации здания.

Менее значительно изменение несущей способности сваи от ее конструктивных особенностей, чем от физико-механических характеристик грунта.



а б

Рисунок 3 Изополя напряжений (а) и перемещений (б) в грунтовом массиве



e/I_L — отношение пористости грунта к показателю текучести; h — глубина погружения

Рисунок 4 График зависимости несущей способности винтовой сваи от характеристик основания и глубины погружения сваи

Следовательно, из приведенных выше утверждений можно сказать, что на несущую способность винтовых свай оказывают существенное влияние не только геометрические параметры сваи (диаметр сваи), но и инженерно-геологические условия территории строительства.

Выводы:

1. На увеличение несущей способности винтовой сваи оказывает существенное влияние глубина заделки сваи в грунте. При увеличении глубины погружения сваи в прочный грунт (песок средней крупности) с 1,5 м до 5,5 м несущая способность ее увеличивается почти в 4,5 раза. А при погружении сваи в пылевато-глинистый грунт несущая способность ее увеличивается в 3 раза.

2. Несущая способность винтовых свай зависит от трех компонентов: сопротивления по стволу сваи, сопротивления по боковой поверхности грунта, заключенного между лопастями, и сопротивления нижней лопасти.

3. При завинчивании сваи в промежутках между лопастями грунт уплотняется, а следовательно, уменьшается его пористость. В результате этого происходит увеличение несущей способности сваи за счет отжатия грунтовой воды.

4. Размер деформированной зоны грунта вокруг сваи зависит от диаметра ствола сваи (D) и распространяется на 0,75D в горизонтальном направлении и на 1,5D под лопастью сваи.

В статье приведены результаты исследования несущей способности винтовых свай в глинистых и песчаных грунтах. Дальнейшие исследования будут направлены на исследование влияния площади опирания, угла наклона лопастей, шага лопастей на несущую способность винтовых свай и подбор характеристик лопастей в зависимости от типа грунтов.

Библиографический список

1. Максимов, Ф. А. Совершенствование конструкции и методов расчета винтовых двухлопастных свай в глинистых грунтах [Текст] : автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.23.02 / Максимов Федор Александрович. — Краснодар : ФГБОУ ВО «Кубанский ГАУ», 2018. — 23 с.

2. СП 24.13330.2011. Свайные фундаменты. Актуализированная редакция СНиП 2.02.03-85 [Текст]. — Введ. 2011-05-20. — М. : АО НИЦ «Строительство», 2011. — 162 с.

3. Корниенко, М. В. Расчет несущей способности вдавливаемых свай с одним и двумя уширениями [Текст] / М. В. Корниенко, О. Б. Пресняков, О. И. Балакшин. — М. : ГНИИСК, 2012. — С. 146–153.

4. Хрянина, О. В. Факторы, влияющие на несущую способность свай в пробитых скважинах [Текст] / О. В. Хрянина // Современные научные исследования и инновации. — 2015. — № 6. — Ч. 1 — [Электронный ресурс]. — Режим доступа: https://web.snauka.ru/issues/2015/06/55212.

5. Максимов, Ф. А. Исследования совместной работы двухлопастной винтовой сваи с грунтом в лабораторных условиях [Текст] / Ф. А. Максимов, Е. Н. Серебренникова, М. М Скоморохов // Геотехника: теория и практика : сборник научных статей конференции. — Краснодар : Изд-во СПбГАСУ, 2013. — С. 52–55.

6. Максимов, Ф. А. Оценка работы боковой поверхности ствола винтовой металлической сваи в глинистом грунте [Текст] / Ф. А. Максимов // Вестник ЮурГУ. Серия «Строительство и архитектура». — 2017. — Т. 17, № 3. — С. 5–11.

7. Полищук, А. И. Инженерный метод расчета осадки винтовой двухлопастной сваи в глинистом грунте [Текст] / А. И. Полищук, Ф. А. Максимов // Основания, фундаменты и механика грунтов. — Краснодар : Изд-во СПбГАСУ, 2017. — № 6. — С. 9–14.

© Емец Е. В.
© Карапетян С. Х.

Рекомендована к печати к.т.н., доц., зав. каф. ПС ДонГТИ Псюком В. В., к.г.н., доц., зав. каф. СиА ЛГУ им. В. Даля Горовой Н. А.

Статья поступила в редакцию 06.03.2023.

PhD in Engineering Emets E. V. *(DonSTI, Alchevsk, LPR, elena.emecz@yandex.ru)*,
PhD in Engineering Karapetyan S. Kh. *(LSU named after V. Dahl, Alchevsk, LPR, karapetyanskh@gmail.com)*

ASSESSMENT OF THE BEARING CAPACITY OF SCREW PILES IN VARIOUS ENGINEERING AND GEOLOGICAL CONDITIONS

The work is devoted to the analysis of the bearing capacity of screw piles in various engineering and geological conditions for the foundations of pre-erected temporary buildings.

Key words: *screw piles, bearing capacity, clay and sandy soils, finite-element method.*

УДК 692.421.1

к.т.н. Николаева Е. К.,
к.т.н. Усенко В. Н.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, ledilenanik@gmail.com)

ФУНКЦИОНАЛЬНАЯ НЕОБХОДИМОСТЬ УСТРОЙСТВА СКАТНЫХ КРЫШ В МНОГОКВАРТИРНЫХ ДОМАХ С СОВМЕЩЕННЫМ ПОКРЫТИЕМ

Предложен вариант модернизации совмещённого покрытия пятиэтажного жилого здания путем его замены на скатную крышу. Приведены результаты теоретического исследования, в ходе которого получены фактическое значение сопротивления теплопередаче существующего совмещенного покрытия и значение сопротивления теплопередаче предлагаемого утепленного чердачного перекрытия скатной крыши.

Ключевые слова: *совмещенное покрытие, скатная крыша, сопротивление теплопередаче, теплотехнический расчет.*

Применение совмещенных покрытий в жилых зданиях было обусловлено наличием программы по строительству и развитию полносборного жилищного строительства, стартовавшей в СССР в конце 60-х гг. XX в. Основным видом крыш полносборных зданий на тот момент были именно совмещенные покрытия. Это объясняется тем, что в бесчердачных покрытиях крыша совмещена с конструкцией чердачного перекрытия и нижняя поверхность является потолком помещения верхнего этажа, поэтому стоимость совмещенных покрытий на 10...15 % ниже чердачных крыш, а стоимость эксплуатации ниже в 1,5 раза. При этом значительно сокращаются трудозатраты на строительной площадке при устройстве покрытий [1].

Но совмещенные покрытия являются мало приспособленными для разнообразных погодных условий. Во-первых, в слое теплоизоляции в условиях перепада температур наружного воздуха в течение всего года происходит естественная конденсация влаги. Из-за замкнутой конструкции покрытия (утеплитель находится между пароизоляцией и кровельным ковром) происходит накопление влаги в утеплителе. При этом количество влаги напрямую зависит от продолжительности периода с отрицательными температурами. Во время потепления, испаряясь, влага не может найти выход и, воздействуя под давлением на кровельный ковер, отрывает его от основания. При периодическом наступлении отрицательных температур излишки не вышедшей наружу влаги замерзают между слоями рубероида и расслаивают многослойный ковер. Расслоенный раздувшийся кровельный ковер меняет уклоны для водостока, что способствует образованию стоящих луж, которые приводят к проникновению дождевых вод в утеплитель. По этим причинам потолок в квартирах верхнего этажа от низкой температуры и высокой влажности покрывается плесенью, а потери тепла через покрытие возрастают [2, 3].

Во-вторых, в жилых зданиях пароизоляция в местах прилегания к канализационным трубам из-за невозможности осуществления полной герметичности стыков не защищает конструкцию полностью, и часть паров воды попадает в утеплитель. При этом отсутствие чердака не позволяет объединить группы стояков в шахту, и каждая труба из каждого санузла будет выходить на кровлю самостоятельно, делая из кровельного ковра «решето» [2].

Как следствие, эксплуатационные затраты на обогрев и вентиляцию жилых помещений верхних этажей, устранение последствий протечек кровли переводят совмещенные покрытия в разряд неблагонадежных. Поэтому в настоящее время они при-

меняются на ограниченных по площади участках покрытий многоэтажных жилых зданий: над машинными отделениями лифтов, над лоджиями, эркерами, тамбурами [4]. Но в зоне микроклиматического дискомфорта всё еще остаются жители верхних этажей пятиэтажек с совмещенными покрытиями, построенными в 60–70 гг. XX в.

Для улучшения микроклиматических показателей жилых помещений верхних этажей таких зданий могут быть применены следующие варианты их модернизации:

1) капитальный ремонт совмещенного невентилируемого покрытия с заменой кровельного пирога в соответствии с результатом теплотехнического расчета;

2) реконструкция здания с заменой плоского покрытия на скатную чердачную крышу;

3) реконструкция с заменой плоского совмещенного покрытия на скатную чердачную крышу.

По мнению авторов, сохранение плоской формы покрытия наиболее соответствует облику общественных зданий, где они могут быть реорганизованы в эксплуатируемые покрытия различного назначения [5]. Тогда как скатные крыши с дымком над печными трубами являются символом домашнего очага.

В РФ возможность модернизации конструкции покрытий жилых зданий регламентируется документами [6, 7], разрешающими устройство в 5-этажных зданиях наружного водоотвода, выполненного по организованной схеме отвода воды.

Учитывая вышеизложенный материал, авторами поставлена ***цель***: рассмотреть функциональную целесообразность замены совмещенных покрытий жилых зданий в г. Алчевске на примере конкретной градостроительной ситуации.

В качестве объекта исследований выбран типовой панельный пятиэтажный жилой дом с совмещенным покрытием по адресу: ул. Ленина, 15 (рис. 1).

Немаловажную роль в выборе объекта исследования сыграл его непрезентабельный внешний вид.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие ***задачи***:

– проанализировать существующее конструктивное решение совмещенного покрытия объекта исследований;

– выбрать оптимальный материал для утепления чердачного перекрытия скатной крыши с холодным чердаком;

– выполнить расчёты по определению фактического значения сопротивления теплопередаче существующего совмещенного покрытия и теоретического значения приведенного сопротивления теплопередаче утепленного чердачного перекрытия.

Рисунок 1 Жилой дом по ул. Ленина, 15

В соответствии с общепринятой классификацией исследуемое бесчердачное покрытие можно охарактеризовать следующим образом:

– по конструктивному решению относится к типу Л — совмещенная многослойная крыша построечного изготовления;

– по схеме организации водоотвода — с наружным неорганизованным водоотводом, предусматривающим свободный сброс воды со свеса карниза (рис. 2);

– по характеру поверхности потолка — с гладким потолком помещений верхнего этажа;

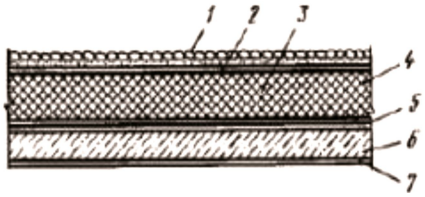
– по величине уклона — малоуклонная.

Формирование уклона обеспечено переменной толщиной утеплителя.

По составу кровельного пирога применено традиционное решение с расположением слоя гидроизоляции по верху утеплителя (рис. 3, 4).

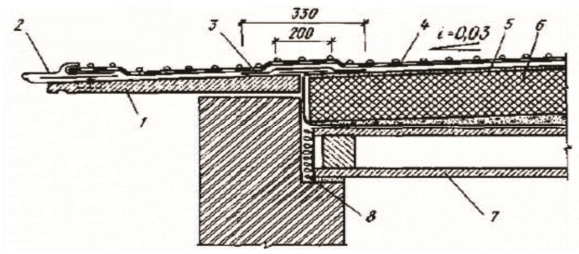
Для выявления функциональной целесообразности замены совмещенных покрытий авторами произведён теплотехнический расчёт покрытий двух видов: существующего совмещенного покрытия конца 60-х гг. прошлого века с традиционным решением кровли и предлагаемого решения с устройством скатной крыши и утепленным чердачным перекрытием.

Рисунок 2 Схема совмещенного невентилируемого покрытия с гладким потолком и наружным водоотводом



1 — защитный слой; 2 — рулонный ковер; 3 — стяжка (из раствора); 4 — утеплитель, 5 — пароизоляция; 6 — несущая конструкция; 7 — отделочный слой

Рисунок 3 Состав кровельного пирога



1 — карнизная плита; 2 — металлический слив; 3 — две дополнительные полосы рубероида; 4 — многослойный рулонный ковер; 5 — цементно-песчаная стяжка; 6 — утеплитель; 7 — плита покрытия; 8 — минераловатный войлок

Рисунок 4 Карниз здания с совмещенным покрытием и наружным неорганизованным водоотводом с крыши

Базовое значение требуемого сопротивления теплопередаче наружной ограждающей конструкции покрытия определялось в зависимости от градусо-суток отопительного периода района строительства (ГСОП) и назначения здания. Величина градусо-суток отопительного периода для г. Алчевска составляет:

$$ГОСП = \left(t_в - t_{от}\right) \cdot z_{от}, \qquad (1)$$

где $t_{от}$, $z_{от}$ — средняя температура наружного воздуха (ºС) и продолжительность (сут/год) отопительного периода для периода со среднесуточной температурой наружного воздуха не более 8 ºС;

$t_в$ — расчётная температура внутреннего воздуха здания (ºС), принятая как минимальное значение оптимальной температуры для жилых помещений категории 1 [7].

$$ГОСП = \left(20 - \left(-0,8\right)\right) \cdot 172 = 3578.$$

Тогда базовое значение требуемого сопротивления теплопередаче покрытий составит

$$R_o^{тр} = ГОСП \cdot a + b. \qquad (2)$$

Для совмещённых покрытий жилых зданий переводные коэффициенты a, b соответственно равны 0,0005 и 2,2 [7].

$$R_{o1}^{тр} = 3578 \cdot 0,0005 + 2,2 = 3,989 \ \frac{м^2 \cdot {}^\circ C}{Вт}.$$

Переводные коэффициенты для чердачных перекрытий: $a = 0{,}00045$, $b = 1{,}9$ [7].

$$R_{o2}^{тр} = 3578 \cdot 0,00045 + 1,9 = 3,51 \ \frac{м^2 \cdot {}^\circ C}{Вт}.$$

Расчётные теплотехнические показатели строительных материалов существующего совмещённого покрытия приняты в зависимости от условий эксплуатации по приложению Т [7]:

1) железобетонная многопустотная плита толщиной 220 мм: плотность 2500 кг/м^3, приведенное сопротивление теплопередаче по предварительному расчёту составляет 0,162 м^2·ºС/Вт;

2) утеплитель — граншлак: толщина слоя 150 мм, плотность 800 кг/м^3, коэффициент теплопроводности 0,21 Вт/(м·ºС);

3) выравнивающая стяжка — цементно-песчаный раствор: толщина слоя 20 мм, плотность 1800 кг/м^3, коэффициент теплопроводности 0,76 Вт/(м·ºС);

4) гидроизоляционный слой — трехслойный рубероидный ковер: толщина слоя 12 мм, плотность 600 кг/м^3, коэффициент теплопроводности 0,17 Вт/(м·ºС).

Тогда термическое сопротивление конструкции совмещенного покрытия с последовательно расположенными слоями

$$R_k = R_{пл} + \frac{\delta_2}{\lambda_2} + \frac{\delta_3}{\lambda_3} + \frac{\delta_4}{\lambda_4}, \qquad (3)$$

где $R_{пл}$ — приведенное сопротивление теплопередаче многопустотной железобетонной плиты покрытия, м^2·ºС/Вт;

δ_i — толщина слоя, м;

λ_i — коэффициент теплопроводности материала слоя, Вт/(м·ºС);

$$R_k = 0,162 + \frac{0,15}{0,21} + \frac{0,02}{0,76} + \frac{0,012}{0,17} = 0,973 \ \frac{м^2 \cdot {}^\circ C}{Вт}.$$

Приведенное сопротивление теплопередаче совмещенного покрытия R_o с учётом коэффициентов теплоотдачи наружной и внутренней поверхностей составит

$$R_{o1} = \frac{1}{\alpha_в} + R_k + \frac{1}{\alpha_н}, \qquad (4)$$

где $\alpha_в$, $\alpha_н$ — коэффициенты теплоотдачи внутренней и наружной поверхности покрытий зданий [7].

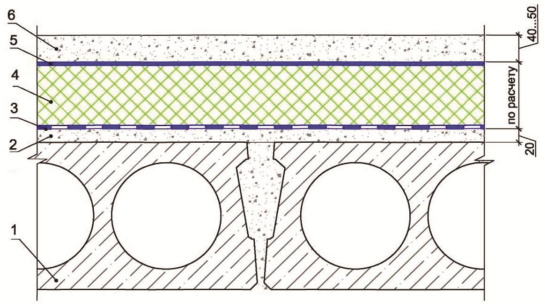
$$R_{o1} = \frac{1}{8,7} + 0,973 + \frac{1}{23} = 1,131 \ \frac{м^2 \cdot {}^\circ C}{Вт},$$

$$R_{o1} = 1,131 \frac{м^2 \cdot {}^\circ C}{Вт} < R_{o1}^{тр} = 3,989 \frac{м^2 \cdot {}^\circ C}{Вт}.$$

Таким образом, существующее конструктивное решение совмещенного покрытия жилого здания категорически не удовлетворяет требованиям энергосбережения, т. к. $R_{o1} < R_{o1}^{тр}$ более чем в 3,5 раза.

Устройство утепленного чердачного перекрытия скатной крыши может стать одним из путей решения этой проблемы.

Для конструктивного решения утепленного чердачного перекрытия крыши предлагаются следующие слои (в порядке их укладки): существующая железобетонная плита, стяжка, пароизоляция, утеплитель, полиэтиленовая пленка, армированная цементно-песчаная стяжка (рис. 5).



1 — многопустотная плита чердачного перекрытия; 2 — цементно-песчаная стяжка; 3 — пароизоляция; 4 — утеплитель, экструзивный пенополистирол; 5 — полиэтиленовая пленка; 6 — защитный слой из цементно-песчаного раствора по стальной сетке

Рисунок 5 Чердачное перекрытие

Расчётные теплотехнические показатели строительных материалов чердачного перекрытия приняты в соответствии с нормативными документами [9] и с учётом характеристик материалов, заявленных производителем [9]:

1) железобетонная многопустотная плита толщиной 220 мм, плотность 2500 кг/м^3, приведенное термическое сопротивление 0,162 м^2·ºС/Вт;

2) цементно-песчаная стяжка: толщина слоя 20 мм, плотность 1800 кг/м^3, коэффициент теплопроводности 0,76 Вт/(м·ºС);

3) утеплитель — экструзивный пенополистирол XPS CARBON 35-300 Стандарт: толщина слоя определяется теплотехническим расчётом, плотность 25–33 кг/м^3, коэффициент теплопроводности 0,031 Вт/(м·ºС);

4) цементно-песчаная стяжка: толщина слоя 50 мм, плотность 1800 кг/м^3, коэффициент теплопроводности 0,76 Вт/(м·ºС).

Для определения требуемой толщины слоя утеплителя из экструзивного пенополистирола находим требуемое термическое сопротивление утеплителя в составе утепленного чердачного перекрытия:

$$R_{ут}^{тр} = R_{о2}^{тр} - \left(R_в + R_н + R_{кбу}\right) = \\ = R_{о2}^{тр} - \left(\frac{1}{\alpha_в} + \frac{1}{\alpha_н} + R_{кбу}\right), \quad (5)$$

где $R_в$ — сопротивление теплообмену на внутренней поверхности;

$R_н$ — сопротивление теплообмену на наружной поверхности;

$R_{кбу}$ — сумма термических сопротивлений всех слоёв эксплуатируемой кровли без слоя утеплителя;

$$R_{ут}^{тр} = 3,51 - \left(\frac{1}{8,7} + \frac{1}{23} + 0,162 + \\ + \frac{0,02}{0,76} + \frac{0,05}{0,76}\right) = 3,098 \frac{м^2 \cdot {}^\circ С}{Вт}.$$

Тогда необходимая расчётная толщина экструзивного пенополистирола составит:

$$\delta_{ут}^{тр} = \lambda_{ут} \cdot R_{ут}^{тр}, \quad (6)$$

$$\delta_{ут}^{тр} = 0,031 \cdot 3,578 = 0,096 \text{ м}.$$

С учётом промышленных размеров экструзивного пенополистирола принимаем общую толщину утеплителя 100 мм, а с учётом требуемой технологии укладки утеплителя — два слоя по 50 мм.

Тогда приведенное сопротивление теплопередаче чердачного перекрытия

$$R_{о2} = R_в + R_н + R_k, \quad (7)$$

$$R_{о2} = \frac{1}{8,7} + \frac{1}{23} + 0,162 + \frac{0,02}{0,76} + \\ + \frac{0,10}{0,031} + \frac{0,05}{0,76} = 3,638 \frac{м^2 \cdot {}^\circ С}{Вт}.$$

$$R_{о2} = 3,638 \frac{м^2 \cdot {}^\circ С}{Вт} > R_{о2}^{тр} = 3,51 \frac{м^2 \cdot {}^\circ С}{Вт}.$$

Таким образом, при устройстве утепленного чердачного перекрытия под скатной крышей достаточно двух слоёв экструзивного пенополистирола по 50 мм. Общая толщина чердачного перекрытия составит 290 мм.

Выводы:

1. Существующее конструктивное решение совмещённого покрытия жилого здания, расположенного по адресу ул. Ленина, 15, категорически не удовлетворяет требованиям энергосбережения, поскольку приведенное сопротивление теплопередаче $R_{о1}$ меньше требуемого значения более чем в 3,5 раза:

$$R_{о1} = 1,131 \frac{м^2 \cdot {}^\circ С}{Вт} < R_{о1}^{тр} = 3,989 \frac{м^2 \cdot {}^\circ С}{Вт},$$

что в совокупности с теплотехнически неэффективным наружным стеновым ограждением в холодное время года создает крайне негативную микроклиматическую ситуацию.

2. Исходя из результатов сравнительного теплотехнического расчёта совмещенного покрытия жилого здания (покрытие № 1) и чердачного перекрытия под скатной крышей

(покрытие № 2), видно, что приведенное сопротивление теплопередаче покрытия № 2 (3,638 м^2·ºС/Вт) значительно больше, чем в покрытии № 1 (1,131 м^2·ºС/Вт), т. е. увеличение приведенного сопротивления теплопередаче покрытия составляет 2,507 м^2·ºС/Вт, что соответствует 222 % от первоначального значения. Это свидетельствует о высокой эффективности предлагаемого варианта обустройства чердачной крыши жилого здания.

3. На основе полученных результатов исследования установлено, что устройство скатной крыши с холодным чердаком и утепленным чердачным перекрытием целесообразно и необходимо. В то же время имеется необходимость проведения дополнительных исследований по оценке несущей способности строительных конструкций для устройства скатной крыши.

Библиографический список

1. Совмещенные покрытия [Электронный ресурс]. — Режим доступа: https://bstudy.net/656344/estestvoznanie/sovmeschennye_pokrytiya дата обращения 08.01.2023.

2. Старшов, А. П. Крыша поехала. Может ли энергоэффективный дом иметь крышу без чердака? [Текст] // А. П. Старшов // Энергоэффективность в строительстве. — 2013. — № 6 (31). — С. 49−52.

3. Волкова, О. В. Исследование развития и решения проблем совмещенных покрытий зданий [Текст] / О. В. Волкова // Архитектура и дизайн. — 2022. — № 1. — С. 49-60; То же [Электронный ресурс]. — Режим доступа: https://nbpublish.com/library_read_article.php?id=38124.

4. Маклакова, Т. Г. Конструкции гражданских зданий [Текст] : учебник / Т. Г. Маклакова, С. М. Нанасова. — М. : АСВ, 2000. — 280 с.

5. Николаева, Е. К. Устройство площадки отдыха на крыше лабораторного корпуса ДонГТИ [Текст] / Е. К. Николаева, В. В. Псюк, О. А. Коняшкина // Сборник научных трудов ДонГТИ. — Алчевск : ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ», 2022. — Вып. 26 (69). — С. 50–59.

6. СП 17.13330.2017. Кровли. Актуализированная редакция СНиП II-26-76 [Текст]. — Введ. 2017-12-01. — М. : Минстрой России, 2017. — 44 с.

7. СП 50.13330.2012. Тепловая защита зданий [Текст]. — Введ. 2012-01-01. — М. : ОАО «Аналитик», 2012. — 96 с.

8. ГОСТ 30494-2011. Здания жилые и общественные. Параметры микроклимата в помещениях [Текст]. — Введ. 2013-01-01. — М. : Стандартинформ, 2013. — 11 с.

9. Каталог. Гидроизоляция. [Электронный ресурс]. — Режим доступа: https://www.tn.ru/catalogue/gidroizolyatsionnye-materialy.

© Николаева Е. К.
© Усенко В. Н.

Рекомендована к печати к.т.н., доц. каф. СиА ЛГУ им. В. Даля Карапетян С. Х., к.т.н., доц., зав. каф. АД и СК ДонГТИ Бондарчуком В. В.

Статья поступила в редакцию 27.02.2023.

PhD in Engineering Nikolaieva E. K., PhD in Engineering Usenko V. N. *(DonSTI, Alchevsk, LPR, ledilenanik@gmail.com)*

THE FUNCTIONAL NECESSITY TO INSTALL SLOPED ROOFS IN RESIDENTIAL BUILDINGS WITH A COMBINED COVERING

An alternative to modernizing the combined covering of a five-storied residential building by replacing it with a sloped roof is proposed. The results of a theoretical study are presented, during which the actual value of heat transfer resistance of the existing combined covering and the value of heat transfer resistance of the proposed heat-insulated garret floor of the sloped roof are obtained.

Key words: *combined covering, sloped roof, heat transfer resistance, thermotechnical calculation.*

МАШИНОСТРОЕНИЕ
И МАШИНОВЕДЕНИЕ

MECHANICAL ENGINEERING
AND MACHINE SCIENCE

УДК 621.793.79

д.т.н., проф. Харламов Ю. А.,
д.т.н., доц. Вишневский Д. А.,
к.т.н., доц. Петров П. А.,
Орлов А. А.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР)

ИМПУЛЬСНЫЕ КАМЕРЫ СГОРАНИЯ ДЛЯ НАПЫЛЕНИЯ ПОКРЫТИЙ

Статья посвящена систематизации и сравнительному анализу конструкций и элементов импульсных камер сгорания (ИКС), используемых в установках для детонационно-газового напыления покрытий с целью последующей разработки рекомендаций по их конструированию. Описаны четыре основные стадии рабочего цикла детонационно-газового напыления покрытий. Сформулированы основные требования к импульсным камерам сгорания. Предложена классификация импульсных камер детонационного сгорания. Подробно рассмотрены конструктивные особенности прямых камер сгорания с постоянным поперечным сечением. Сформулированы основные требования к импульсным камерам сгорания для надлежащего обеспечения технологии детонационно-газового напыления покрытий. Описана роль микрогеометрии внутренних поверхностей ИКС. Материалы ИКС. Рассмотрены варианты выполнения закрытой (входной) и открытой (выходной) частей ИКС. Показано, что рабочим циклом детонационно-газового напыления покрытий можно управлять применением дополнительных конструктивных элементов в рабочей полости ИКС и завихрителей. Рассмотрена роль пространственного положения ИКС в детонационно-газовых установках.

Ключевые слова: *газотермическое напыление, газотермические покрытия, горючие газы, детонационно-газовое напыление, импульсная камера сгорания, порошки, продукты детонации, преддетонационное расстояние.*

Введение. В развитии технологий современного машиностроения большую роль играют методы инженерии поверхности. В высокотехнологичных отраслях промышленности находит все более широкое применение газотермическое напыление защитных и функциональных покрытий (ГТНП). Непрерывно совершенствуются способы газопламенного, плазменного и электродугового напыления, а также разрабатываются новые, например, высокоскоростное газопламенное, холодное газодинамическое напыления и др. Первым высокоскоростным методом ГТНП, обеспечившим резкое улучшение свойств газотермических покрытий (ГТП), было детонационно-газовое напыление, разработанное в конце 1950-х в США, а в 1970-е годы самостоятельно начавшее развиваться в СССР [1, 2]. В эти же годы разрабатывались первые детонационно-газовые установки (ДГУ) [3], а на основе результатов их эксплуатации начали совершенствоваться концепции их развития [4]. К настоящему времени разработано достаточно много схем и конструкций ДГУ и их отдельных узлов. Это требует систематизации и сравнительного анализа этих вариантов для выбора оптимальных решений при разработке новых и совершенствовании существующих ДГУ. К основным компонентам ДГУ, оказывающим определяющее влияние на процесс напыления, является импульсная камера сгорания (ИКС), где организуется регулярное импульсное (пульсирующее) сжигание газовой смеси, нагрев и ускорение частиц порошка, формирующих напылительную струю.

Целью данной статьи является систематизация и сравнительный анализ конструкций и элементов импульсных камер сгорания, используемых в установках для детонационно-газового напыления покрытий, и разработка рекомендаций по их проектированию.

Основные требования к импульсным камерам сгорания (ИКС). Единичный рабочий цикл детонационно-газового напыления включает в себя четыре основные стадии:

1. Полное или частичное заполнение объёма ИКС подготовленной свежей горючей смесью с требуемым по технологическим условиям содержанием топлива и окислителя с одновременной или последующей подачей в определенную зону камеры порции порошка напыляемого материала.

2. Инициирование и возбуждение в ИКС детонационного режима выгорания подготовленной горючей смеси.

3. Выхлоп через открытый конец ИКС продуктов детонации, сопровождающийся нагревом, ускорением частиц порошка и осаждением их на поверхность изделия, распложенного на заданном расстоянии — дистанции напыления.

4. Вытеснение из объёма камеры смеси остаточных продуктов сгорания и воздуха и заполнение его свежей подготовленной горючей смесью.

Эффективное осуществление процесса детонационно-газового напыления и формирования высококачественных покрытий требует соблюдения ряда условий: строгого поддержания состава и степени заполнения ИКС горючей смесью; точного дозирования и подачи порошка в оптимальную по технологическим условиям зону ИКС; обеспечения инициирования детонации вблизи закрытого торца ИКС или короткого преддетонационного расстояния; максимально возможного эффективного использования энергии потока продуктов детонации в процессе напыления; высокой частоты повторения циклов напыления и пр. Конструкция ИКС должна обеспечить: минимальные рабочий объем ИКС и расход газов; исключение преждевременного воспламенения горючей смеси от горячих стенок ИКС и контакта с остаточными продуктами сгорания; надежную локализацию детонации в рабочем объеме ИКС; надежную работу систем подачи газов и порошка и др.

Классификация импульсных камер сгорания:

1. По выполняемым функциям в составе ДГУ различают: *основные* и *вспомогательные* ИКС. Основные ИКС предназначены для выполнения основного назначения — формирования напылительного гетерогенного потока при нагреве и ускорении частиц порошка. Вспомогательные ИКС могут быть использованы для выполнения вспомогательных переходов и воздействий — форкамерного зажигания с переходом горения в детонацию, нагрева или предварительной очистки напыляемой поверхности, оплавления напыленного покрытия.

2. По роду используемого топлива различают ИКС, работающие на: газообразном, жидком или комбинированном (газовом и жидком) топливе.

3. По направлению потоков подаваемой свежей горючей смеси и истечения продуктов детонации: *прямоточные* и *противоточные* ИКС. В прямоточных ИКС эти направления одинаковы, в противоточных — противоположны.

4. По характеру подачи газов различают ИКС с *циклической* (клапанной) и *бесклапанной* подачей газов.

5. По виду оси основной камеры различают ИКС: *прямые* и *изогнутые* (с поворотами).

6. По количеству секций в рабочей камере различают ИКС: *односекционные* и *многосекционные*.

7. По поперечному сечению рабочей камеры различают ИКС с *постоянным сечением* и *переменным сечением* (профилированные).

8. По расположению точки ввода порошка различают ИКС с вводом порошка у закрытого торца, в средней части, у выходного (открытого) торца и снаружи открытого торца.

9. По компоновке различают ИКС с *встроенными* и *выносными* камерами смешения и зажигания.

10. По геометрии стенок различают ИКС: *гладкие*, *шероховатые* и *проницаемые*.

11. По наличию конструктивных элементов в рабочем канале различают ИКС: *без препятствий* (регуляторов поперечного сечения, экранов специальных конструктивных элементов (для подачи и удаления газов, порошка и пр.) и *с наличием препятствий*.

12. По количеству камер для нагрева и ускорения порошка: *однокамерные* и *многокамерные* ИКС.

При конструировании ИКС должны учитываться скорострельность ДГУ, предпочтительный состав горючей смеси, ее объем, геометрия и размеры, в значительной мере определяющие технологические возможности ДГУ. Кроме того, конструктивные особенности ИКС в значительной мере определяют режим выгорания свежего заряда горючей смеси: преддетонационный, детонация Чемпена — Жуге или пересжатая детонация.

Геометрия и размеры ИКС. При выборе геометрии и размеров ИКС необходимо учитывать две группы факторов: требуемые технологические характеристики ДГУ (напыляемые материалы и гранулометрический состав напыляемых порошков, производительность по расходу напыляемого порошка или скорости формирования покрытий, возможные составы детонирующих смесей газов, оптимальные геометрия и размеры пятна напыления, скорострельность, требуемые значения скорости и температуры напыляемых частиц и пр.) и физические ограничения, связанные с реализацией детонационного горения используемых горючих смесей.

Из технологических факторов прежде всего следует учитывать требуемые форму и размеры пятна напыления, формируемого при единичных рабочих циклах напыления. Они должны учитывать размеры обрабатываемых поверхностей и термические циклы напыляемых деталей. При напылении мелких деталей и узких поверхностей размеры пятна напыления должны исключать неэффективный расход напыляемого порошка и осаждение его на смежные поверхности. Напылительная струя должна взаимодействовать только с поверхностными зонами детали, на которых должны формироваться покрытия. Напылительные струи с небольшими размерами поперечного сечения могут использоваться также при нанесении дискретных (несплошных) покрытий. Форма и размеры поперечного сечения напылительной струи, а следовательно, пятна напыления, определяются в основном конструктивными параметрами выходной части ствола.

Скорострельность в совокупности с поперечным сечением ИКС и массой единичной зоны порошка определяют термический цикл формируемого покрытия и детали. Масса единичной дозы порошка и его гранулометрический состав влияют на выбор длины и объема ИКС, их значения находятся в прямой зависимости.

Физические факторы, влияющие на проектирование ИКС, связаны с закономерностями развития и протекания детонационного горения используемых горючих смесей. Детонационному горению посвящено большое число работ [5], однако до сих пор остаются спорными вопросы о температуре во фронте волны и в зоне химических реакций, поведении волны в зависимости от размеров и геометрии каналов камеры сгорания, а также о влиянии на детонацию турбулентности и завихренности потока. Детонационный фронт имеет мелкомасштабную ячеистую структуру, вызванную неустойчивостью процесса горения. Размеры ячейки пропорциональны периоду индукции смеси и являются характеристикой ее состава. Знание размеров ячейки очень важно с практической точки зрения, так как позволяет определить критический диаметр детонационной камеры сгорания, при которой детонационная волна распространяться не будет. Поэтому конструирование ИКС должно проводиться с учетом используемых видов топлива. Из горючих газов при детонационно-газовом напылении наиболее часто применяют ацетилен и пропан-бутан, получает

распространение метилацетилен-алленовая фракция (МАФ) [6]. Применяют также смеси горючих газов, в том числе водорода, а также добавки инертных газов. Детонация смесей этих газов с кислородом характеризуется различными параметрами детонации: скоростью детонационной волны, температурой за фронтом детонации, значением динамического напора, теплофизическими и химическими свойствами продуктов детонации и др. Эти параметры, наряду со свойствами напыляемых порошков, определяют необходимые пути разгона и нагрева частиц порошка и, соответственно, длину ИКС.

На начальном этапе развития детонационно-газового напыления в ДГУ применяли прямые ИКС, обычно круглого сечения, их характерные размеры по данным работ [3, 4] приведены в таблице 1.

Ограничения по использованию ИКС диаметром менее 10÷15 мм связаны с повышением теплопотерь в их стенки и, соответственно, неблагоприятным влиянием на режимы детонации. Однако в последнее время показана возможность использования форкамер для осуществления перехода горения в детонацию в субкритических каналах и оптимизации расхода горючего в импульсном и частотном детонационных режимах. Практически показана возможность получения детонации в водородно-кислородной стехиометрической смеси при атмосферном давлении в трубках диаметром 1, 1,5 и 2 мм на расстоянии 120÷150 калибров [7]. Это открывает возможность создания портативных устройств для микродетонационного напыления покрытий.

Длина ствола должна быть не менее преддетонационного расстояния (для смеси ацетилена с кислородом эта величина по некоторым данным равна диаметру ствола) и достаточно большой, чтобы обеспечить ускорение частиц пор в стволе.

Преддетонационное расстояние зависит от ряда факторов: состава горючей смеси и ее начального давления, диаметра труб и их шероховатости, места инициирования горения — у открытого или закрытого конца трубы или в средней части трубы, мощности источника поджога и др.

В мелкосерийном производстве при многообразии используемых порошков и горючих смесей может потребоваться применение ИКС (стволов) с различной длиной. В этом случае используют сменные стволы различной длины или составные из нескольких последовательно соединенных секций. По а. с. СССР № 1419737 предложены конструкции телескопических стволов из двух ступеней разного диаметра, причем ступень с закрытым концом имеет меньший диаметр.

Таблица 1

Размеры импульсных камер сгорания в ДГУ для напыления покрытий [3, 4]

Тип ДГУ	Длина ДКС, м	Внутренний диаметр ДКС, мм	Скорострельность, Гц
D-Gun	1	25	4÷8
ИПМ, Украина	2	22	1÷6
АДК-1М	1,85	16÷25	1÷5
Корунд	1,2	26	2÷4
Обь	1,25	25	4÷6
Aachen University, Germany	2	25	4÷6
Перун Р	0,6; 1,1	21	3,3; 6,6
HFPD	0,25÷0,9	15÷20	45÷75
Комплекс детонационного напыления Plakart D-3	до 1,2	20 (16÷25)	4 (2÷10)
Hiroshima University, Japan	0,35÷0,65	10	150

Обычно в ДГУ используют стволы с круглым сечением. Однако можно применять ДКС с квадратной (а. с. СССР № 438215), прямоугольной, овальной и другими формами поперечного сечения, если это обосновано более рациональным использованием напыляемого порошка при обработке мелких деталей или локальных участков поверхностей. Возможность напыления покрытий из ДКС квадратного сечения размерами 14×14 и 20×20 мм экспериментально подтверждена автором в работе [8].

Схема ИКС с прямоугольным сечением (а. с. СССР № 638845) показана на рисунке 1, *а*. В выходную часть *1* прямоугольного сечения вводится несколько сопел *2* порошкового питателя *3*. Входная часть *4* ИКС выполнена сужающейся, на входе смонтирован воспламенитель *5*. Использование ИКС с продольными перегородками (а. с. СССР № 736436) позволяет создавать ИКС с увеличенными размерами поперечного сечения (рис. 1, *б*). Образующиеся продольные ячейки стабилизируют образование и распространение детонации, однако увеличивают потери энергии.

Для нанесения покрытий на кольцевые поверхности относительно небольшого размера ствол может быть выполнен с кольцевым сечением (рис. 2, *а*). В этом случае в цилиндрической камере сгорания *1* размещается соосно цилиндрический сердечник *2* с каналами *3* для охлаждающей жидкости. Для стабилизации необходимых режимов горения кольцевая камера сгорания может быть разделена на продольные секции (рис. 2, б). Используя этот принцип, можно наносить покрытия и на другие виды периметральных участков поверхностей.

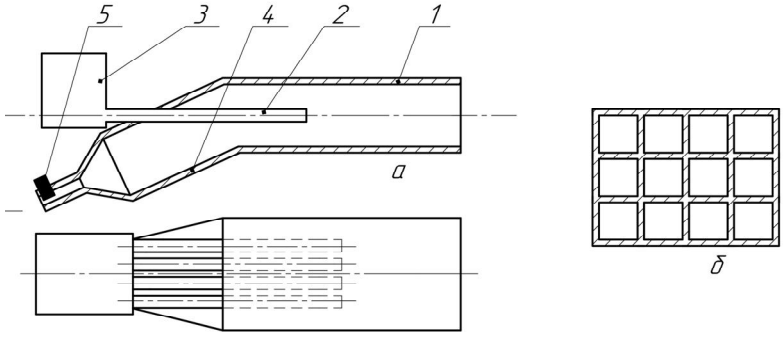


Рисунок 1 ИКС (стволы) прямоугольного сечения

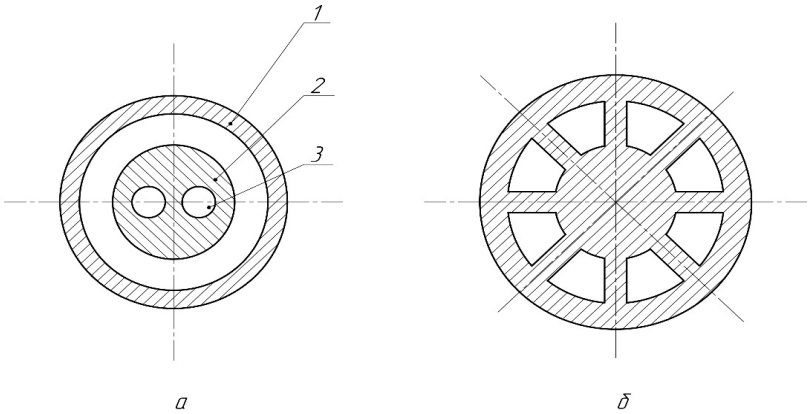


Рисунок 2 Стволы с кольцевым сечением

Микрогеометрия внутренних поверхностей КС. Внутренние поверхности камеры сгорания могут быть гладкими и шероховатыми. В шероховатой трубе скорость детонации теряет свойство физико-химической константы смеси и зависит от аппаратурных условий — от степени шероховатости. Чем больше шероховатость, тем сильнее падает скорость [9]. Это явление может быть использовано для регулирования динамического и теплового взаимодействия частиц порошка с продуктами детонации. Интенсивная турбулентность, вызываемая шероховатостью, может способствовать не только интенсификации теплообмена, но и более равномерному перемешиванию порошка с продуктами сгорания. Вместо обычно используемых проволочных спиралей лучше использовать нарезные канавки различного профиля в стенках ствола. Канавки могут быть выполнены по всей длине ствола или на отдельных его участках (а. с. СССР № 946060 и 959326). Канавки могут быть кольцевыми или винтовыми. При расположении канавок на входном участке ствола сокращается преддетонационное расстояние, а при расположении их на выходе из ствола достигается улучшение перемешивания порошка и интенсификация теплообмена.

Материалы ИКС. Обычно детонационные камеры сгорания изготавливают из нержавеющих сталей. Технологичность их конструкций обеспечивается применением холоднокатаных труб. Эти материалы имеют достаточную стойкость внутренних поверхностей ИКС к воздействию детонационной волны и продуктов детонации, а также стойкость наружных поверхностей к воздействию охлаждающих сред. Однако до настоящего времени при конструировании ДГУ не учитывается роль теплоотдачи от продуктов сгорания на стенки камеры из-за высоких температур в детонационной волне и потоке продуктов детонации. Наиболее теплонагруженной является выходная часть ИКС. Понижение теплопроводности стенок ИКС будет способствовать более эффективному полезному использованию энергии детонирующей смеси газов и снижению потерь для охлаждения. Поэтому целесообразен поиск материалов с пониженной теплопроводностью или применение термобарьерных покрытий на внутренних поверхностях камеры сгорания.

Закрытая (входная) часть ИКС. Детонационные (импульсные) камеры сгорания ДГУ являются полуоткрытыми, один из концов условно можно считать закрытым, а другой — открытым. Обычно у закрытого конца ИКС соединена с системами подачи горючей смеси и инициирования горения. Открытый торец предназначен для выхлопа продуктов газовой детонации со взвешенными частицами напыляемого порошка. В первых промышленных ДГУ к закрытому торцу присоединялись системы ввода порошка в ИКС. В настоящее время развиваются ДГУ с различным расположением зон ввода в ИКС горючих смесей и порошка, в том числе вблизи открытого торца или в средней части.

В наиболее простых конструкциях ДГУ часть ИКС, прилегающая к закрытому торцу, играет роль камер смешения газов и зажигания, а также соосного сопла для ввода порошка. В более совершенных конструкциях ДГУ камеры смешения газов и зажигания выполняются отдельными или совмещенными боками. Прямые ИКС часто выполняют со встроенными камерами смешения топлива с окислителем и зажигания. В качестве примера можно привести ДГУ по а. с. СССР № 1603582; 1716253; 1827872 и патентам РФ № 1836161; 2176162; 2201293; 2399430.

В ДГУ по патенту РФ № 1603582 смесительная камера соединена с ИКС посредством пластинчатого лепесткового обратного клапана, а камера зажигания совмещена с начальным участком ИКС. При выгорании заполненной камеры клапан запирает подачу свежей горючей смеси и препятствует попаданию продуктов детонации в смесительную камеру. Подобные клапаны находят применение в пульсирующих детонационных двигателях, прин-

цип действия которых близок к ДГУ [10]. Испытания модельной пульсирующей камеры продемонстрировали её хорошую работоспособность, простоту конструкции и эксплуатации лепесткового обратного клапана, выполненного из тонкой нагартованной жаропрочной нержавеющей стали толщиной 0,2 мм, однако он имеет малый ресурс работы (30÷160 с).

Наличие эффективных камер смешения и зажигания, обеспечивающих качественное перемешивание газов — компонентов горючей смеси, способствует формированию детонационной волны вблизи закрытого конца ИКС [11]. Результатом является значительное уменьшение длины преддетонационного участка и ИКС в целом. Уменьшение габаритов и массы ДГУ дает возможность создания роботизированных участков детонационно-газового напыления.

При использовании горючих смесей с медленным переходом горения в детонацию в концевой части ИКС применяют специальные устройства для ввода перемешанных газов. В ИКС по а. с. СССР № 1818149 его выполняют в виде пространственной решетки перемычек и проходов, поперечные размеры которых составляют 0,5÷2,0 размера ячейки стационарной детонационной волны. Размер ячейки во фронте стационарной детонации для стехиометрической смеси природного газа с кислородом составляет 4 мм, а для пропан-бутана — от 6 до 1,5 мм. Пространственная решетка выполнена расходящейся к открытому концу ИКС с углом расхождения не более 80º (рис. 3). Такие устройства позволяют сократить преддетонационные расстояния в горючих смесях на основе труднодетонируемых горючих газов в десять и более раз, вплоть до сопоставимых с размерами поперечного сечения ИКС. Объем ИКС может быть сокращен в два и более раз.

По патенту РФ № 2129474 закрытый торец ИКС предлагается снабжать обратным клапаном, обеспечивающим доступ атмосферного воздуха при разрежении после истечения продуктов детонации и продувку камеры. Однако инерционность обратных клапанов делает сомнительным организацию продувки со стороны закрытого торца ИКС.

Открытая (выходная) часть ИКС. Выходная часть ИКС вблизи открытого конца выполняет роль сопла для истечения продуктов детонации со взвешенными частицами напыляемого порошка. Форма и размеры выходного сечения сопла в основном определяют форму и размеры поперечного сечения напылительной струи и формируемых единичных пятен напыляемых покрытий. Турбулизация напылительной струи и взаимодействие ее с окружающей средой могут приводить к изменению распределения части порошка в струе и, соответственно, единичных пятен напыления.

Обычно в ИКС для напыления покрытий используются нормальные сопла, расположенные перпендикулярно оси ИКС, и, по сути, являются выходной частью их без изменения поперечного сечения. Могут применяться выходные сопла ИКС как с сужающимся, так и расширяющимся сечением. По а. с. СССР № 551053 выходное сопло ИКС выполнено с возможностью изменения проходного сечения. Однако, с учетом инерционности напыляемых частиц порошка, сужение должно быть незначительным с расчетом траектории их движения в сужающихся каналах. В последнее время начинают применять сопла с косым срезом, плоскость выходного сечения которых расположена под углом к оси ИКС, например, в ДГУ по патенту РФ № 2506342 (рис. 4).

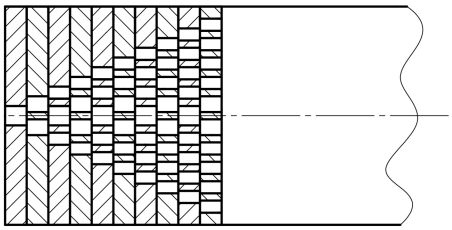
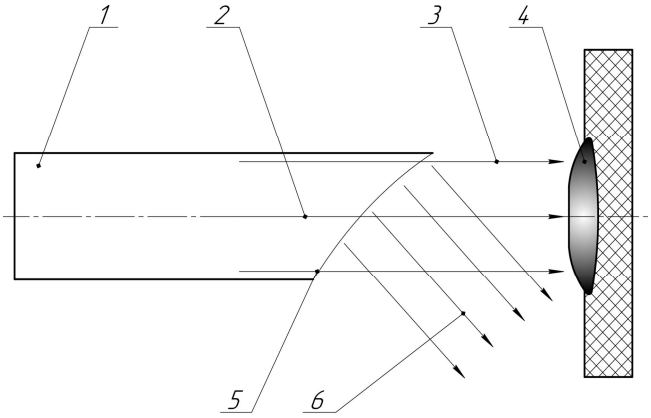
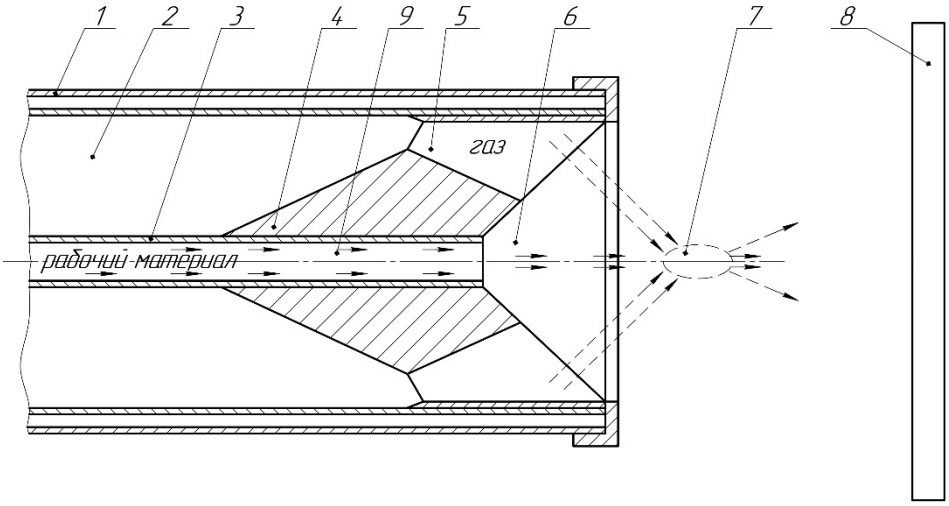


Рисунок 3 ИКС с устройством ускорения перехода горения в детонацию



1 — рабочая полость ИКС; 2 — направление течения потока продуктов детонации с взвешенными частицами порошка в рабочей полости ИКС; 3 — направление перемещения частиц порошка в сторону напыляемой поверхности; 4, 5 — косой срез выходного конца ИКС; 6 — направление истечения продуктов детонации из ИКС с косым срезом выходного конца

Рисунок 4 Отклонение ударных волн и продуктов детонации при течении между срезом ИКС и напыляемой поверхностью



1 — импульсная камера сгорания (ИКС); 2 — рабочая полость ИКС; 3 — трубка для подачи напыляемого порошка; 4 — сопловой конус; 5 — сопловой канал; 6 — зона разрежения; 7 — зона схождения струй продуктов газовой детонации; 8 — напыляемое изделие; 9 — направление подачи напыляемого порошка

Рисунок 5 Импульсная камера сгорания с выходной сопловой решеткой

Падение давления со стороны косого среза ИКС вызывает отклонение ударной волны, формирующейся при выходе детонационной волны в окружающую среду, и сопутствующей импульсной струи продуктов детонации. Более инерционные частицы порошка практически не изменяют своей траектории движения. Благодаря этому уменьшается термомеханическое воздействие газовой составляющей импульсной напылительной струи на напыляемое изделие. Ослабляется также воздействие отраженной волны от напыляемой поверхности на частицы напыляемого порошка.

В ИКС по патенту РФ № 2160640 в выходной части используется сопловая решетка для истечения продуктов газовой детонации (рис. 5), выполненная кониче-

ской с вершиной, направленной к выходу из рабочей полости. Сопла, расположенные по окружности, выполнены с косым срезом, обеспечивают истечение отдельных струй продуктов газовой детонации в фокус на оси камеры. При этом образуется зона разрежения, в которую через осевую трубку подается напыляемый порошок. Это позволяет получать пятна напыления с размерами меньше размеров поперечного сечения ИКС. Авторы использовали данную ИКС при напылении эпоксидных порошков и установили оптимальную величину конуса 60÷90º.

Конструктивные элементы в рабочей полости ИКС. В ряде ДГУ используют различные конструктивные элементы, размещаемые в рабочей полости ИКС с определенными целями. Для облегчения перехода горения в детонацию труднодетонируемых смесей применяют различные препятствия [12]. В близких по принципу действия пульсирующих детонационных двигателях и импульсно-детонационных газовых горелках применяют осесимметричные препятствия специальной формы (сопла) или набор препятствий с различным коэффициентом «блокировки» сечения камеры и различной формы, которые изменяются с расстоянием от источника зажигания таким образом, чтобы обеспечить оптимальное согласование темпа ускорения турбулентного фронта пламени и темпа усиления образовавшейся ударной волны для осуществления перехода горения в детонацию (патент РФ № 2176162). По патенту Украины № 14707 в ИКС располагается соосный шнек, выполненный из нескольких секций с разным числом заходов и переменным шагом витков, уменьшающимися от секции к секции в направлении выходного сопла. Это способствует турбулизации потока горючей смеси и пламени и ускорению перехода горения в детонацию. По-видимому, подобный шнек может быть размещен на соплах при осевом вводе порошка со стороны закрытого торца ИКС.

Вставки в камерах сгорания могут быть использованы для получения выгорания горючих смесей в режиме пересжатой детонации, обеспечивающих более интенсивное ускорение напыляемых частиц порошка. В цилиндрических ИКС конические вставки могут уменьшить площадь поперечного сечения рабочей камеры сгорания при получении кольцевых пятен напыления. В ИКС прямоугольного сечения могут быть использованы клиновые вставки.

В рабочую камеру ИКС могут вводиться различные экраны (а. с. СССР № 690837).

На рисунке 6, *а* показана конструкция ИКС с цилиндрическим экраном в выходной части. Трубка подачи порошка входит в объем ДКС, ограниченный экраном по сечению потока. Придавая экрану различную форму, как, например, на рисунке 6, *б–д*, можно управлять формой и размерами исходного порошкового облачка в рабочем канале, условиями газообмена при его наполнении свежей горючей смесью, а также условиями формирования и истечения импульсной двухфазной струи. За счет этого при выхлопе импульсной двухфазной струи обеспечивается ее экранизация от окружающей среды кольцевым потоком продуктов детонации. Этим достигается также более высокая однородность температуры и скорости частиц по сечению потока.

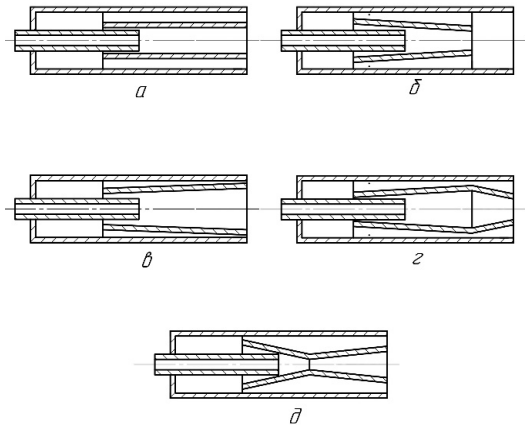


Рисунок 6 ИКС с экранами в рабочей камере

Завихрители в ИКС. В различных технических устройствах широко используются свойства закрученных течений, выражающиеся в их способности интенсифицировать процессы тепло- и массообмена, выравнивать локальные температурные неоднородности за счет конвективного перемешивания, подавлять или усиливать случайные возмущения, стабилизировать процессы течения в условиях сложного теплообмена при протекании химических реакций или процессов горения и др. [13]. В ИКС могут быть использованы многие известные виды завихрителей: скрученная лента с постоянным шагом закрутки, пластинчатая спиральная вставка, проволочная навивка, винтовое оребрение, трубы с однозаходной и многозаходной спиральной накаткой, винтовая вставка из скрученной ленты с переменным шагом, шнек, каналы с развитыми поверхностями в виде периодического спирального оребрения или накатки, завихрители в виде шнековых вставок с постоянным и переменным диаметром центрального тела, тангенциальные завихрители с одним и двумя подводящими каналами, аксиально-лопаточные завихрители с профилированными и плоскими лопатками. Известно много работ по использованию подобных завихрителей для облегчения условий перехода горения в детонацию.

Завихрители широко используются в газовых смесителях для повышения качества смешения газов. Сюда же можно отнести касательный ввод газов-компонентов горючей смеси при раздельной подаче в ИКС.

В доступных нам работах нет исследований, посвященных закручиванию импульсных потоков газовой детонации с взвешенными частицами порошка. Проведение таких исследований и разработок представляется перспективным. Тем более известен успешный опыт закрутки высокоскоростных напылительных потоков при газодинамическом холодном напылении (ХГН) [14, 15]. В этих трудах показана возможность управления концентрацией частиц по сечению струи в условиях ХГН путем закрутки потока либо организации в струе продольных вихрей, предложен способ газодинамического конструирования формы пятна напыления при ХГН. Аналогичные работы следует проводить и при детонационно-газовом напылении. В этих же публикациях изучено применение сопел с проницаемым профилем и сквозными щелями на сверхзвуковом участке для управления формой пятна напыления. Возможность напыления покрытий с перфорированными стенками выходного ствола была показана нами ранее [8].

Пространственное положение ИКС. По пространственному расположению различают ДГУ с горизонтальным, вертикальным и наклонным расположением. При использовании стволов сложной формы (с непрямолинейной камерой сгорания) этот признак следует относить к выходному участку ствола, который используется непосредственно для нагрева и ускорения порошка потоком продуктов сгорания и должен быть прямолинейным. Пространственное положение ствола влияет на компоновку ДГУ и процессы наполнения свежей горючей смесью и особенно порошком. В вертикальном положении улучшаются условия газообмена при наполнении ствола, исключается гравитационное осаждение порошка на вертикальные стенки, а явление гравитационного осаждения может полезно использоваться при наполнении ствола.

ДГУ может быть выполнена с регулируемым наклоном ствола для более удобной настройки системы «ДГУ — приспособление — деталь». Изменение пространственного положения ствола используется также для перехода от режимов настройки и выхода ДГУ на стабильный режим работы к рабочему (установившемуся) режиму работы.

Выводы:

1. Импульсные камеры сгорания (ИКС или стволы) детонационно-газовых установок для напыления покрытий (ДГУ) являются основным компонентом, поскольку их геометрия и размеры являются опреде-

ляющими при проектировании операционных технологических процессов детонационно-газового напыления покрытий. В совокупности со свойствами детонирующей смеси газов эти параметры являются одними из основных в стабильном обеспечении требуемого состояния напыляемых частиц порошка во время формирования единичных пятен покрытия. Конструктивные параметры в основном определяют форму и размеры единичных пятен покрытия, производительность напыления, габариты ДГУ и др.

2. Наиболее технологичными являются прямые ИКС с постоянным по длине поперечным сечением. Их технологические возможности могут быть расширены за счет использования дополнительных конструктивных элементов: вставок, экранов, завихрителей и других устанавливаемых в рабочей полости камеры сгорания устройств для облегчения перехода горения в детонацию.

3. Технико-экономические характеристики ДГУ могут быть улучшены за счет совершенствования ИКС, в том числе следует обобщить опыт создания и применения ИКС с переменным поперечным сечением, с поворотами, с завихрителями и др. Требуют дальнейших исследований и разработки системы, обеспечивающие работу ИКС: газообмена, подготовки горючей смеси, подачи порошка с контролируемым расходом и др.

4. Необходимо разработать инженерные методы расчета основных параметров ИКС и практические рекомендации по их конструированию.

Библиографический список

1. Применение детонации в газах для нанесения покрытий [Текст] / Ю. А. Харламов, М. Х. Шоршоров, В. В. Кудинов, О. В. Гусев, Б. Л. Рябошапко // Физика горения и взрыва. — 1975. — Т. 11, № 1. — С. 88–95.

2. Kharlamov, Y. A. Gaseous pulse detonation spraying: current status, challenges, and future perspective [Text] / Y. A. Kharlamov // Intern. Thermal Spray Conference & Exposition ITSC : conference proceedings (Maastricht, The Netherlands, June 2–4, 2008). — DVS — German Welding Society, 2008. — P. 159–166.

3. Харламов, Ю. А. Детонационно-газовые установки для нанесения покрытий (обзор) [Текст] / Ю. А. Харламов // Сварочное производство. — 1989. — № 11. — С. 21–24.

4. Kharlamov, Y. Design concepts of gaseous detonation guns for thermal spraying [Text] / Y. Kharlamov, M. Kharlamov // Teka Komisji Motoryzacji i Energetyki Rolnictwa. — 2013. — Vol. 13, № 4. — P. 82–91.

5. Pulse detonation propulsion: challenges, current status, and future perspective [Text] / G. D. Roy, S. M. Frolov, A. A. Borisov, D. W. Netzer // Progress in Energy and Combustion Science. — 2004. — Vol. 30; № 6. — P. 545–672.

6. Батраев, И. С. Использование многокомпонентного топлива метилацетилен-алленовая фракция (МАФ) при детонационном напылении [Текст] / И. С. Батраев // Упрочняющие технологии и покрытия. — 2017. — Т. 13, № 1. — С. 14–19.

7. Переход горения в детонацию в канале с диаметром меньше критического диаметра существования стационарной детонации [Текст] / Д. И. Бакланов, В. В. Голуб, К. В. Иванов, М. С. Кривокорытов // Теплофизика высоких температур. — 2011. — Т. 49, № 6. — С. 1–6.

8. Шоршоров, М. Х. Физико-химические основы детонационно-газового напыления покрытий [Текст] / М. Х. Шоршоров, Ю. А. Харламов. — М. : Наука, 1978. — 224 с.

9. Рыбанин, С. С. К теории детонации в шероховатых трубах [Текст] / С. С. Рыбанин // ФГВ. — 1969. — № 3. — С. 395–403.

10. Солодовников, А. В. Исследование пульсирующих камер сгорания и их применение в аэрокосмической технике [Текст] / А. В. Солодовников, Е. Н. Вышегородцев, В. В. Голубятник // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета. — 2009. — № 3 (19). — С. 335–343.

11. Злобин, С. Б. Детонационное напыление и исследование свойств покрытий из сплавов на никелевой основе и чугуна [Текст] / С. Б. Злобин, В. Ю. Ульяницкий, А. А. Штерцер // Упрочняющие технологии и покрытия. — 2008. — № 11. — С. 36–41.

12. Фролов, С. М. Инициирование газовой детонации в трубе с профилированным препятствием [Текст] / С. М. Фролов, В. С. Аксенов // Доклады Академии наук. — 2009. — Т. 427, № 3. — С. 344–347.

13. Митрофанова, О. В. Гидродинамика и теплообмен закрученных потоков в каналах с завихрителями (аналитический обзор) [Текст] / О. В. Митрофанова // ТВТ. — 2003. — Т. 41, № 4. — С. 587–633.

14. Управление формой пятна напыления при ХГН. Ч. 1. Газодинамические аспекты [Текст] / В. Н. Зайковский, С. В. Клинков, В. Ф. Косарев, Б. М. Меламед, Г. В. Трубачеев // Теплофизика и аэромеханика. — 2014. — Т. 21, № 1. — С. 107–114.

15. Управление формой пятна напыления при ХГН. Ч. 2. Процесс напыления [Текст] / В. Н. Зайковский, С. В. Клинков, В. Ф. Косарев, Б. М. Меламед, Г. В. Трубачеев // Теплофизика и аэромеханика. — 2014. — Т. 21, № 2. — С. 233–240.

© Харламов Ю. А.
© Вишневский Д. А.
© Петров П. А.
© Орлов А. А.

Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. МОЗЧМ ДонНТУ Еронько С. П., к.э.н., доц., зав. каф. ТОМП ДонГТИ Зинченко А. М.

Статья поступила в редакцию 13.03.2023.

Doctor of Technical Sciences Kharlamov Yu. A., Doctor of Technical Sciences Vishnevskiy D. A., PhD in Engineering Petrov P. A., Orlov A. A. *(DonSTI, Alchevsk, LPR)*

PULSED COMBUSTION CHAMBERS FOR COATING SPRAYING

The article is devoted to the systematization and comparative analysis of structures and elements of pulsed combustion chambers (PCC) used in installations for detonation-gas spraying of coatings in order to further develop recommendations for their design. Four main stages of the working cycle of detonation-gas spraying of coatings are described. The basic requirements for pulsed combustion chambers are formulated. A classification of pulsed detonation combustion chambers is proposed. The design features of straight combustion chambers with a constant cross-section are considered in detail. The basic requirements for pulsed combustion chambers for the proper provision of the technology of detonation-gas spraying of coatings are formulated. The role of microgeometry of the internal surfaces of the PCC is described. Materials PCC. The variants of the closed (input) and open (output) parts of the PCC are considered. It is shown that the working cycle of detonation-gas spraying of coatings can be controlled by the use of additional structural elements in the working space of the PCC and swirlers. The role of the spatial position of the PCC in detonation-gas installations is considered.

Key words: *gas-thermal spraying, gas-thermal coatings, combustible gases, detonation-gas spraying, pulsed combustion chamber, powders, detonation products, pre-detonation distance.*

УДК 669.06

к.т.н. Левченко Э. П.
(ДонГТИ, г. Алчевск, ЛНР, levchenckoeduard@yandex.com)

ИССЛЕДОВАНИЯ ПРИНЦИПА КОМБИНИРОВАННОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ НА МАТЕРИАЛ В ДИСКОВЫХ ДРОБИЛЬНО-ИЗМЕЛЬЧИТЕЛЬНЫХ МАШИНАХ

Работа посвящена исследованиям расширения возможностей измельчительных машин дискового типа на основе создания в рабочей камере условий комбинированного воздействия на материал, что обеспечивает высокоэффективное многостадийное измельчение в единой конструкции. Исследовано влияние на производительность и энергозатраты частоты вращения дисков и щелевого зазора однощелевой дробильно-измельчительной машины.

Ключевые слова: *дисковый измельчитель, дробильно-измельчительная машина, комбинированное воздействие на материал, производительность, энергозатраты.*

Современное дробильное и измельчительное оборудование хоть и обладает достаточной надёжностью, однако зачастую характеризуется относительно узким спектром применения, обусловленным целевой направленностью на переработку определённых материалов при невысокой степени дробления [1].

Это связано с тем, что ранее традиционные принципы конструирования и разработки дробильно-измельчительных машин были нацелены на обеспечение приоритетного воздействия на материал какого-либо преимущественно одного способа разрушения. На современном уровне развития техники все большее внимание уделяется созданию условий комбинированного воздействия [2], что сокращает парк применяемого оборудования и приводит к более рациональным условиям снижения энергетических затрат на переработку сырья.

В этой связи перспективным направлением развития диспергирования материалов является использование ранее известных дисковых измельчителей (рис. 1), работающих по принципу истирания [3]. При этом за счёт конструктивных особенностей выполнения внутренних полостей дисков можно добиться существенного эффекта сокращения энергозатрат вследствие их перераспределения на более эффективное разрушение материалов ударом, срезом и др.

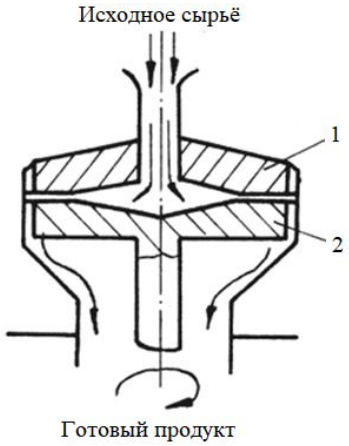


Рисунок 1 Дисковая мельница

Дисковые дробильно-измельчительные машины в основном применяются для получения готового продукта тонких фракций за счёт истирания исходного материала между двумя рабочими органами, один из которых или оба обладают возможностью вращения вокруг вертикальной или горизонтальной оси (рис. 1). Сырье, как правило, подвергается интенсивному истиранию, проходя по спиральной траектории к периферии [4, 5]. Основным недостатком дисковых мельниц является сам способ измельчения, заложенный в принцип их работы, т. к. процесс истирания является самым низкопроизводительным и энергоёмким из всех известных способов разрушения материалов.

Поэтому создание комбинированного воздействия на материал в дисковых мельницах является более предпочтительным и требует всестороннего совершенствования и изучения [6], ибо позволяет существенно развить область применения таких машин.

Постановка ***задачи*** — разработка путей создания условия комбинированного воздействия в дисковых мельницах на измельчаемое сырье и экспериментальное исследование полученных физических моделей с целью повышения эффективности их работы.

При анализе известных технических решений по данному направлению выявлено достаточно большое разнообразие конструкций и способов измельчения сырья на основе дисковых измельчителей, основы классификации которых можно представить схемой, представленной на рисунке 2, что является продуктом обобщения полученных результатов.

Экспериментальные исследования в лабораторных условиях проводились на спроектированной и изготовленной лабораторной установке, изображённой на рисунке 3, снабжённой двумя дисками, вращающимися в противоположные стороны.

Схема экспериментальной установки представлена на рисунке 4 и содержит корпус *1*, диски *2* и *3*, загрузочную воронку *4*, лоток *5* для выгрузки готового продукта. Диски снабжены отдельными приводами, каждый с возможностью вращения в противоположные стороны и с регулируемой частотой вращения. Для изучения влияния на крупность готового продукта предусмотрена возможность регулировки величины щели специальными прокладками.

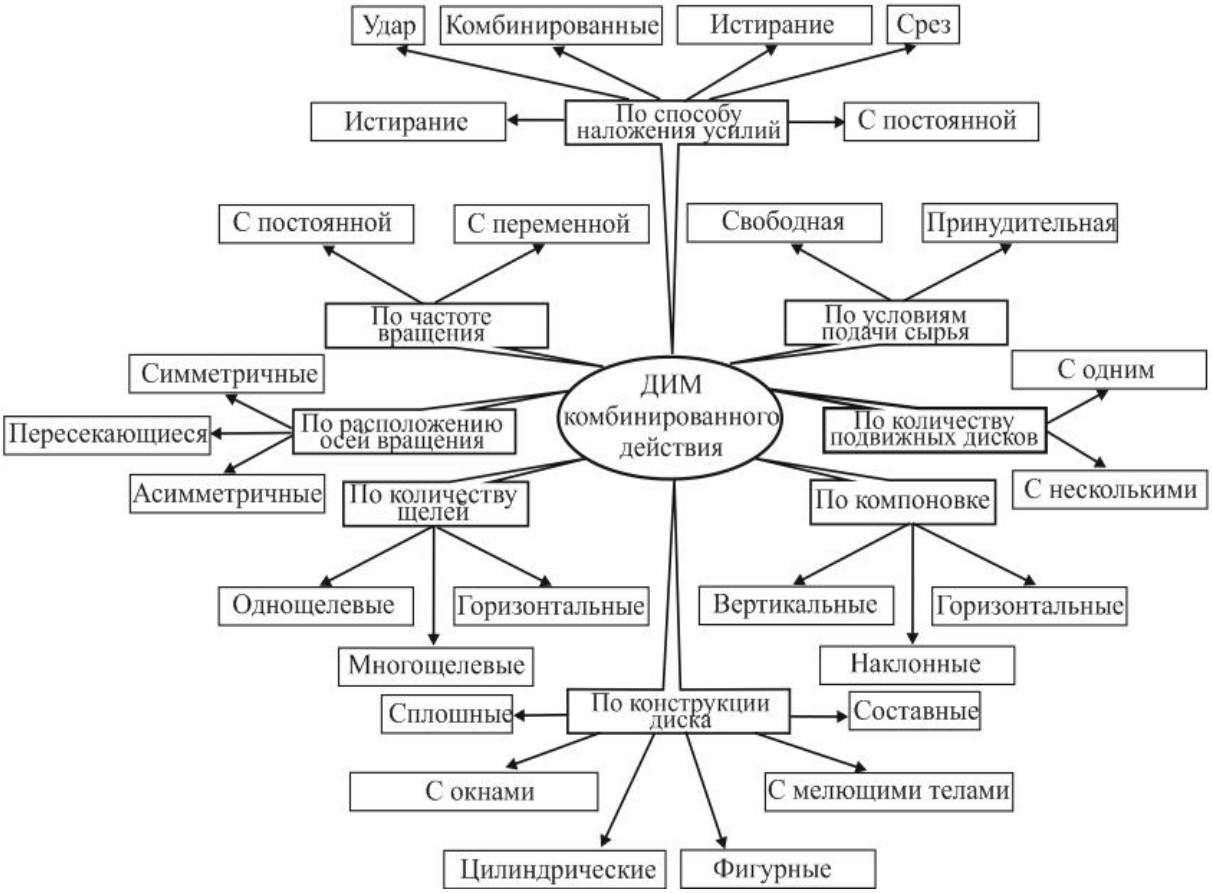


Рисунок 2 Классификация дисковых измельчителей

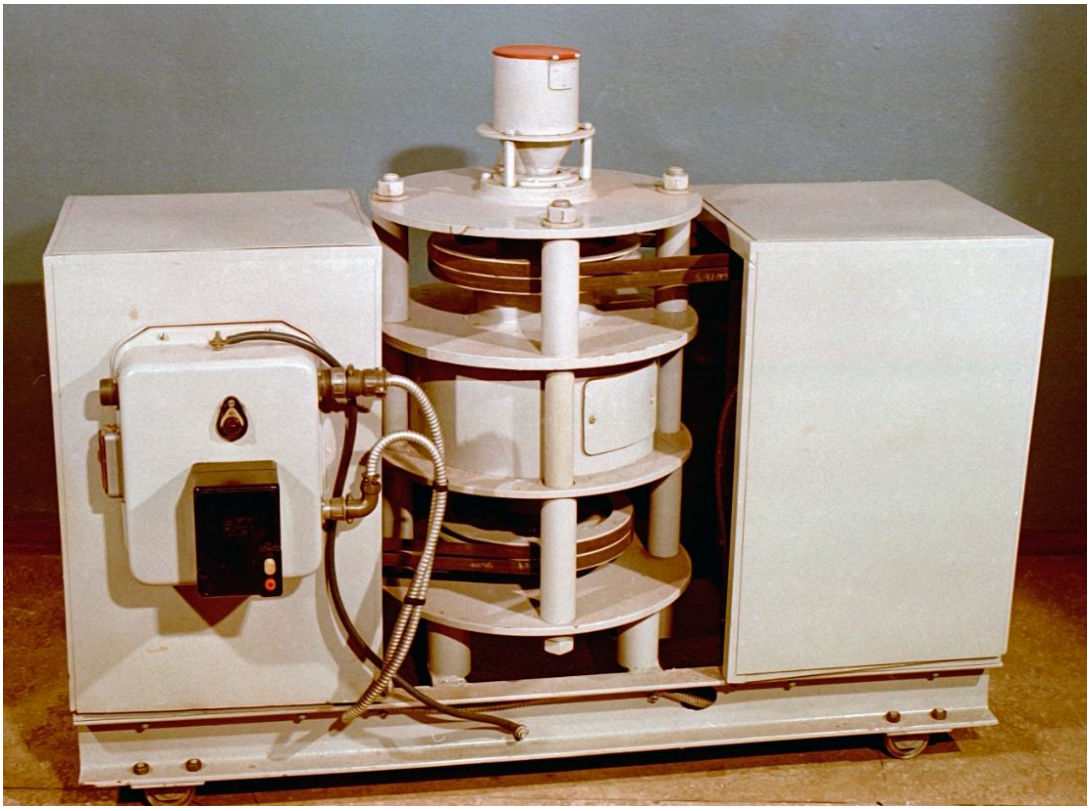


Рисунок 3 Физическая модель

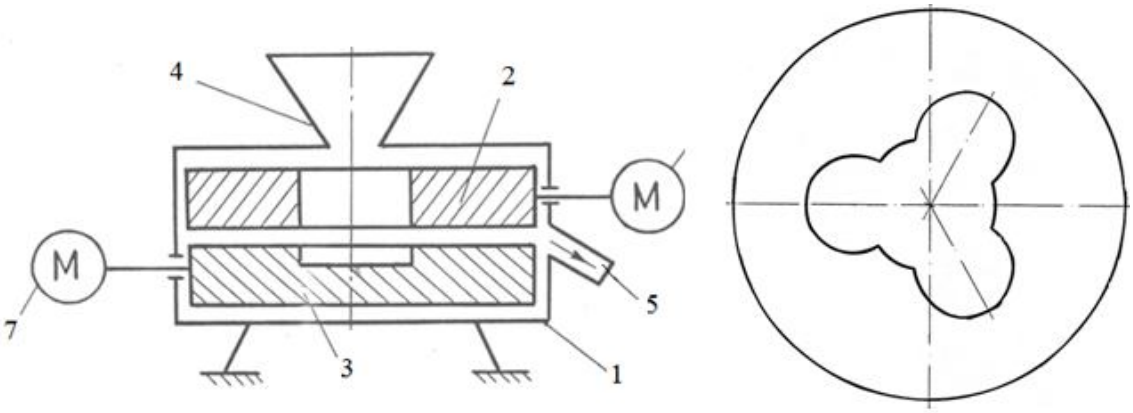
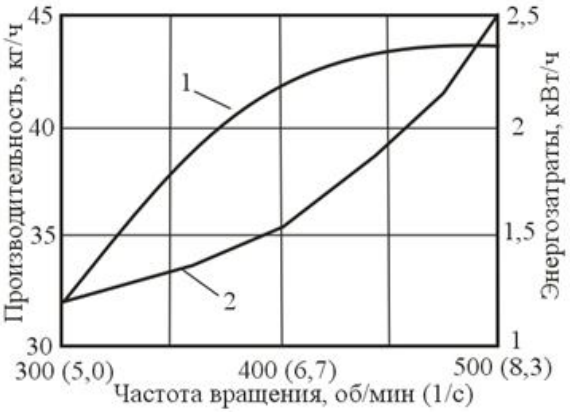


Рисунок 4 Схема физической модели и конфигурация рабочего органа

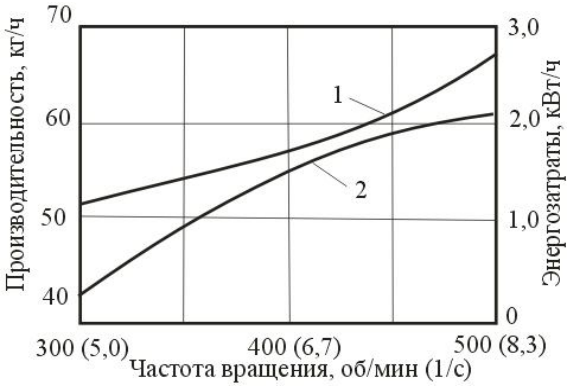
Основные параметры, определяющие возможности модели: диаметр отверстия загрузочной воронки $D = 50$ мм; диаметр дисков $d = 100$ и $d = 75$ мм; величина разгрузочной щели от 0,5 до 3,5 мм; угловая скорость вращения дисков: 3,3; 5; 6,7; 8,3 $с^{-1}$.

Изучалось влияние частоты вращения рабочих органов на производительность, энергозатраты и гранулометрическую характеристику готового продукта при измельчении щебня. На рисунке 5 показано влияние частоты вращения рабочих органов на производительность и энергозатраты при диаметре дисков 100 мм и щелевом зазоре 1 мм, а на рисунке 6 — влияние частоты вращения рабочих органов на производительность и энергозатраты при диаметре дисков 100 мм и зазоре 2,5 мм.



1 — производительность; 2 — энергозатраты

Рисунок 5 Зависимости производительности и энергозатрат от частоты вращения рабочих органов при щелевом зазоре 1,0 мм



1 — производительность; 2 — энергозатраты

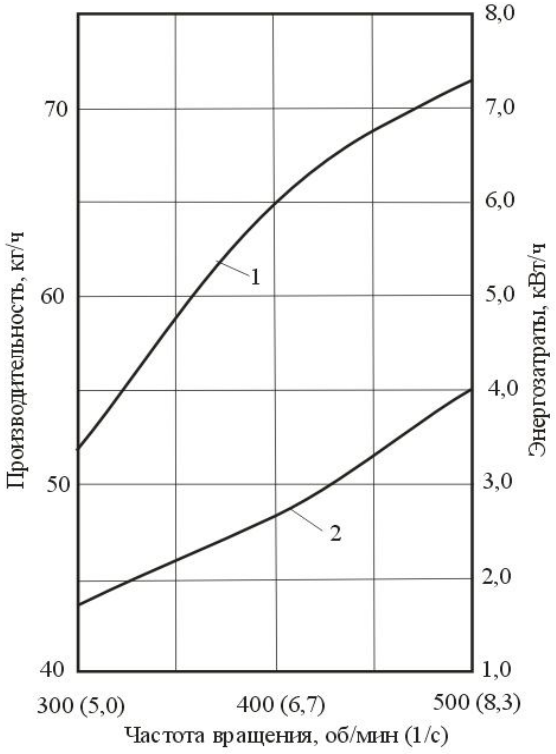
Рисунок 6 Зависимости производительности и энергозатрат от частоты вращения рабочих органов при щелевом зазоре 2,5 мм

Во всех экспериментах исходный материал был представлен фракцией 5–13 мм.

На рисунке 7 показаны зависимости производительности и энергозатрат от частоты вращения рабочих органов при диаметре дисков 100 мм и зазоре 3,5 мм.

Суммарные характеристики крупности готового продукта приведены в таблице 1.

Исследования показали, что с увеличением частоты вращения рабочих органов производительность и энергозатраты возрастают не прямо пропорционально. Увеличение производительности от 50 кг/ч при $n = 5$ с$^{-1}$ (300 об/мин) до 70 кг/ч наблюдалось при повышении частоты вращения до $n = 8{,}3$ с$^{-1}$ (500 об/мин). В готовом продукте содержится до 10 % частиц с размерами более величины щели.



1 — производительность; 2 — энергозатраты

Рисунок 7 Зависимости производительности и энергозатрат от частоты вращения рабочих органов при щелевом зазоре 3,5 мм

Таблица 1

Крупность готового продукта

n, об/мин	Размер ячеек сит, мм					
	0	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5
Щелевой зазор 1 мм						
500	95	37	5,0	1,0	0	0
400	100	41	9,5	2,5	0	0
300	100	42,0	29,0	5,0	0	0
Щелевой зазор 2,5 мм						
500	96	51,5	32,0	21,0	11,0	0
400	100	59,5	38,0	23,0	12,5	0
300	100	62,0	41,0	27,0	12,6	5,0
Щелевой зазор 3,5 мм						
500	100	72,5	60,0	50,0	39,5	25,0
400	100	79,5	67,0	55,0	48	30,0
300	100	80,5	69,0	58,0	48,0	36,0

Машины со щелевой разгрузкой и фасонной формой измельчающих дисков способны обеспечить степень измельчения от единицы до 100, что характеризует их как устройства высокой универсальности.

В диапазоне исследуемых режимов при величине щели 3,5 мм удельные энергозатраты составляют ориентировочно от 3 до 5 кВт·ч/т, а при снижении размера щели до 1,0 мм повышаются до 8–12 кВт·ч/т.

Основополагающим фактором, задающим крупность готового продукта, выступает величина щелевого зазора. Установлено, что во фракционном составе готового продукта содержится до 10 % зёрен материала, превышающих размер щели. Влияние частоты вращения рабочих органов и абсолютного размера их проёма наряду с крупностью исходного сырья на качество готового продукта незначительное. Следовательно, в крупногабаритных машинах такого типа, обеспечивающих повышенную производительность, получение тонкоизмельчённых продуктов ввиду технических трудностей регулировки узких величин щели 1–2 мм является трудно достижимой задачей. Кроме того, она дополнительно усугубляется постоянным изнашиванием дисков в процессе диспергирования материалов, что приводит к возрастанию величины щелевого зазора.

Производительность машины и энергозатраты напрямую зависят от частоты вращения дисков, что при контроле уровня затрат энергии с целью обеспечения рациональной величины обусловливает в качестве основного фактора оперировать линейной скоростью на наибольшем радиусе диска.

Основным недостатком дисковых измельчителей является невозможность работы под завалом ввиду заклинивания рабочих органов перерабатываемым материалом.

В качестве перспектив использования возможно расширение результатов исследований при номинальной производительности до 1 т в одно-, двухщелевом исполнении и многощелевом исполнении.

Библиографический список

1. Клушанцев, Б. В. Дробилки. Конструкция, расчёт, особенности эксплуатации [Текст] / Б. В. Клушанцев, А. И. Косарев, Ю. А. Муйземнек. — М. : Машиностроение, 1990. — 320 с.

2. Левченко, Э. П. Основы синтеза инновационных технологических процессов, механических устройств и систем (опыт 30-летней изобретательской деятельности) [Текст] : монография / Э. П. Левченко, А. М. Зинченко, О. А. Левченко. — Алчевск : ГОУ ВПО ЛНР «ДонГТУ», 2018. — 353 с.

3. Левченко, Э. П. Повышение эффективности дисковых измельчителей [Текст] / А. Н. Тумин, Э. П. Левченко, Н. Г. Алферов // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2016. — Вып. 5 (48). — С. 92–96.

4. Машины и аппараты пищевых производств [Текст] : учебник для вузов. В 2 кн. Кн. 1 / С. Т. Антипов, И. Т. Кретов, А. Н. Остриков и др. — М. : Высш. шк., 2001. — 703 с.

5. Соколов, А. Я. Основы расчёта и конструирования машин и автоматов пищевых производств [Текст] : учеб. пособ. для вузов / А. Я. Соколов. — М. : Машиностроение, 1969. — 637 с.

6. Разработка системы управления для реализации вынужденных колебаний рабочей гарнитуры в дисковой мельнице [Текст] / А. Н. Тумин, Э. П. Левченко, А. М. Новохатский и др. // Сборник научных трудов ДонГТУ. — 2018. — Вып. 9 (52). — С. 142–148.

© Левченко Э. П.

Рекомендована к печати д.т.н., проф., зав. каф. АТ ЛГУ им. В. Даля Замотой Т. Н., к.э.н., доц., зав. каф. ТОМП ДонГТИ Зинченко А. М.

Статья поступила в редакцию 31.01.2023.

PhD in Engineering Levchenko E. P. *(DonSTI, Alchevsk, LPR, levchenckoeduard@yandex.com)*

STUDIES OF THE PRINCIPLE OF COMBINED IMPACT ON THE MATERIAL IN DISK CRUSHING AND GRINDING MACHINES

The work is devoted to the research of expanding the capabilities of disk-type reducing machines based on the creation of conditions in the working chamber of combined impact on the material, which provides highly efficient multi-stage grinding in a single design. The influence of the rotation speed of disks and the slot gap of a single-slot crushing and grinding machine on productivity and energy consumption is investigated.

Key words: *disc breaker, crushing and grinding machine, combined impact on the material, productivity, energy consumption.*

УДК 621.746, 62-83, 669.02/.09

к.т.н. Ткачёв М. Ю.
(АДИ ДонНТУ, г. Горловка, ДНР, mishel-tkachev@ya.ru)

РАЗРАБОТКА АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОПЕРАЦИЕЙ ЗАМЕНЫ ПОГРУЖНОГО СТАКАНА СЛЯБОВОЙ МНЛЗ

В данной статье исследована система электроприводов и управления работающим в цилиндрической системе координат манипулятором, реализующим установочные перемещения погружного стакана. Разработаны алгоритм управления роботизированным блоком, математическая модель, а также создана система управления лабораторным стендом, реализующим типовые перемещения при установке огнеупорного стакана в технологическую цепочку непрерывной разливки «промежуточный ковш — кристаллизатор» слябовой МНЛЗ.

Ключевые слова: *манипулятор для замены погружного стакана, сляб, МНЛЗ, автоматизация, АСУ ТП, двигатель постоянного тока, робот-манипулятор.*

Важнейшим функциональным элементом, обеспечивающим стабильность процессов движения металла в кристаллизаторе МНЛЗ, является погружной стакан. Осуществляя технологический перелив жидкого металла на участке «промежуточный ковш — кристаллизатор», он выполняет функции защиты металла от вторичного окисления, подвода расплава под уровень в кристаллизатор, способствуя рациональной организации движения конвективных потоков в жидкой ванне, а также предотвращения загрязнения стали включениями расположенной на мениске шлакообразующей смеси.

В современной практике непрерывной разливки слябовой заготовки все большее распространение получает техника быстрой замены погружного стакана. Целесообразность такой замены обусловливается возможностью исключения отходов непрерывнолитой заготовки со шлаковыми поясами, которые образуются при эксплуатации обычных неавтоматизированных устройств быстрой смены. Такая замена достигается с помощью специального приспособления, устанавливаемого под днищем промежуточного ковша и обеспечивающего быстрое перемещение погружных стаканов (нового и изношенного старого) вдоль плоскости скольжения. Замена погружного стакана осуществляется в течение одной-двух секунд, что не нарушает нормального течения процесса разливки (не изменяется положение головки стопора, не прекращается работа системы автоматического контроля уровня металла в кристаллизаторе и т. п.).

В исследовании основное внимание уделено механизмам поворота, подачи и захвата стакана манипулятором. Вопросы автоматизированной подачи, поворота в вертикальной плоскости нового погружного стакана, а также захвата отработанного с помощью роботизированного блока решаются на базе экспериментального макета (аналога модели) системы управления, для которой разработан алгоритм, реализуемый с использованием типовых элементов, таких как базовая плата STM32F4, драйверы VNH2SP30, конвертеры логических уровней.

Целью данной работы является исследование системы управления электроприводов манипулятора замены погружного стакана слябовой МНЛЗ для повышения технико-экономических показателей ее работы. Автоматизированное устройство смены погружного стакана разрабатывается с целью увеличения продолжительности кампании промежуточного ковша (по сравнению с его ручной установкой), а

также увеличения на 2–3 % выхода годного при непрерывной разливке.

Задачей данной работы является разработка на основании достаточного объема аналитических исследований математической модели робота-манипулятора, его подсистем, осциллограмм переходных процессов работы приводов и структурно-функциональной системы управления ими, а также соответствующих программ.

Объект исследования — рациональное технологическое оборудование автоматизированной системы управления устройства быстрой смены погружных стаканов слябовой МНЛЗ.

Предмет исследования — аналитическое определение параметров переходных процессов, протекающих в электромеханическом автоматизированном приводе промышленного манипулятора, предназначенного для замены изношенного огнеупорного погружного стакана без прекращения разливки стали.

Последовательность выполнения основных этапов операции по замене погружного стакана:

– огнеупорный стакан находится в так называемом накопителе устройства предварительного разогрева, из которого с помощью специального устройства он переносится рабочим в захватное устройство (ЗУ) манипулятора и устанавливается в исходном положении с помощью фиксаторов;

– из этого положения стакан будет перемещаться в рабочую зону разливки (промежуточный ковш — кристаллизатор) с помощью системы электромеханического привода манипулятора [1]; угол поворота заранее задан и равен 90º;

– в процессе поворота штанги стакан из горизонтального положения должен перейти в вертикальное, а затем быть установлен в разливочном устройстве промежуточного ковша.

Поворот стакана на 90º осуществляется с помощью специальной механической передачи, расположенной внутри штанги с использованием роботизированного блока.

В процессе разливки стали база манипулятора и его конструкции должны подняться (опуститься) на 50–100 мм для увеличения срока службы защитного огнеупора (погружного стакана).

С учетом отмеченных технологических требований к функционированию роботизированного блока разработан алгоритм управления системой взаимосвязанных электроприводов поворота штанги и ее подъема (опускания), и на его базе создан макет управления. Общий вид макета механической системы приведен на рисунке 1, где в качестве базового устройства представлена неподвижная часть манипулятора. Для моделирования механической части роботизированного блока используется библиотека SimMechanics в среде Matlab [2].

Разработанная модель была создана по отдельным участкам звеньев: первое звено отвечает за подъем конструкции манипулятора. Затем идет отработка поворота штаги со стаканом и в это же время начинает свою работу механизм захвата стакана. Далее манипулятор возвращается в исходное положение. Также в системе [3] присутствует регулятор положения, который позволяет отслеживать перемещение каждого звена манипулятора (рис. 2–7).

В первую очередь, как было сказано ранее, за подъем отвечает часть модели «Подъем конструкции», где величину регулирует блок Repeating Sequence, а блок Body — положение звена в пространстве. Следующим звеном рассматривается штанга для установки погружного стакана и его забора; за эту операцию отвечает «Общая стрела» [4–6]. В модели реализуется два режима: установка нового стакана (рука для подачи стакана) и захват изношенного (рука для забора стакана). В процессе установки участвует ЗУ (подающий стакан схват); а в процессе захвата стакана участвует второй блок ЗУ (забирающий стакан схват).

На базе модели автоматизированной системы управления электроприводами получены расчетные осциллограммы [3]

переходных процессов механической установки отдельных звеньев роботизированного блока (рис. 8, 9).

Структурно-функциональная система управления электроприводами поворота штанги и подъема (опускания) базы манипулятора. На рисунке 10 представлен алгоритм управления автоматической системой манипулятора. В первую очередь идет отработка подъема (опускания). Специальный датчик проверяет, на необходимый ли уровень поднялась конструкция. Исходя из алгоритма, подъем (опускание) будет реализовываться до тех пор, пока не остановится в необходимом положении базы манипулятора. На следующем этапе одновременно приходят в движение стрела установки стакана и его переход из горизонтального положения в вертикальное. Далее предполагаемый датчик проверяет, находится ли стакан в месте установки. Если нет, поворот будет осуществляться до тех пор, пока не остановится в необходимом положении ЗУ. В то время, когда стакан устанавливается в паз разливочного устройства промежуточного ковша [7], начинает свое движение стрела забора отработанного стакана. После захвата стакана, конструкция возвращается в исходное положение.

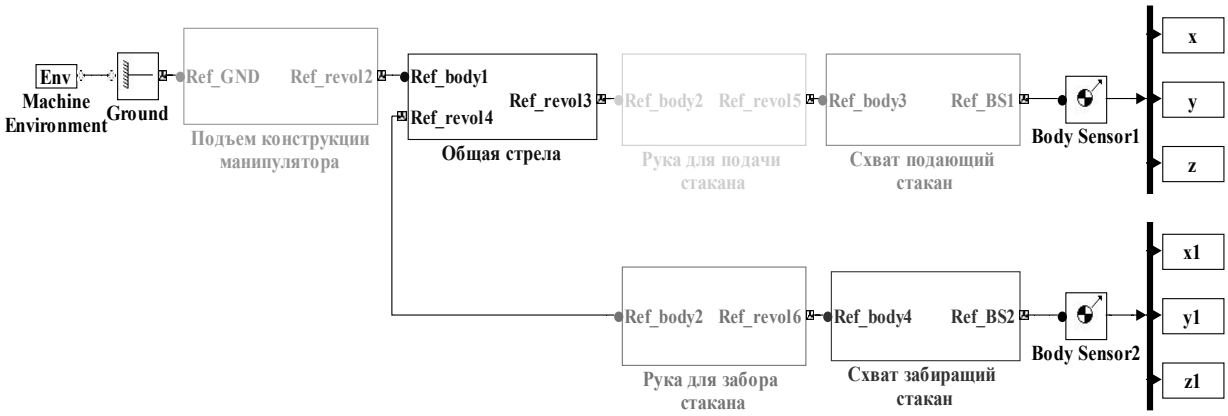


Рисунок 1 Математическая модель робота-манипулятора замены огнеупорного стакана для непрерывной разливки стали

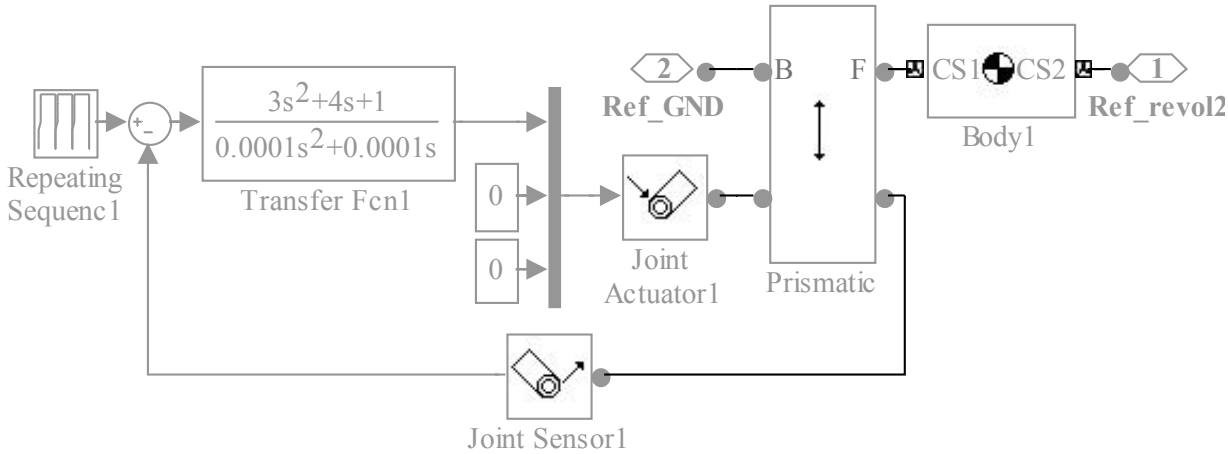


Рисунок 2 Подсистема, реализующая подъем конструкции манипулятора

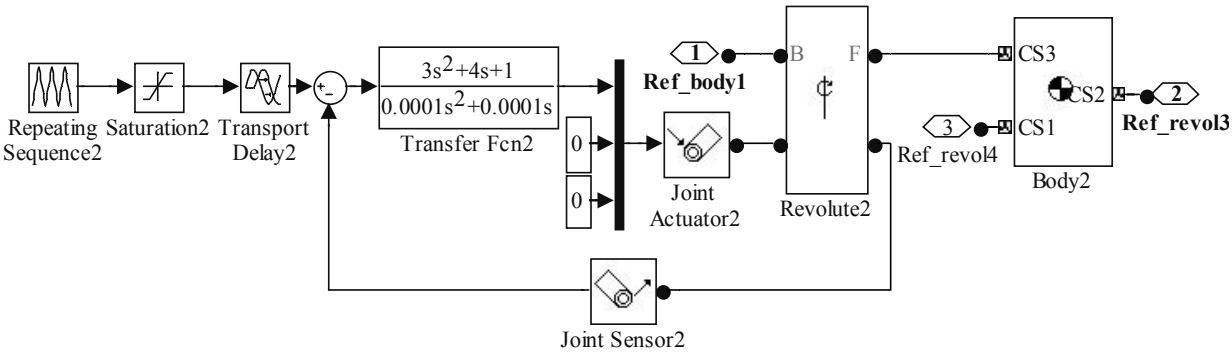


Рисунок 3 Подсистема, реализующая работу общей штанги манипулятора

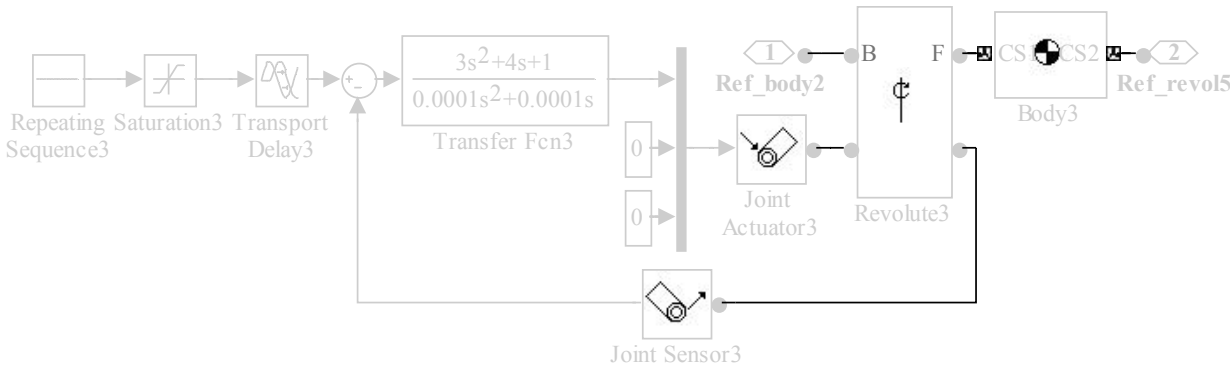


Рисунок 4 Подсистема, реализующая работу штанги подачи нового стакана

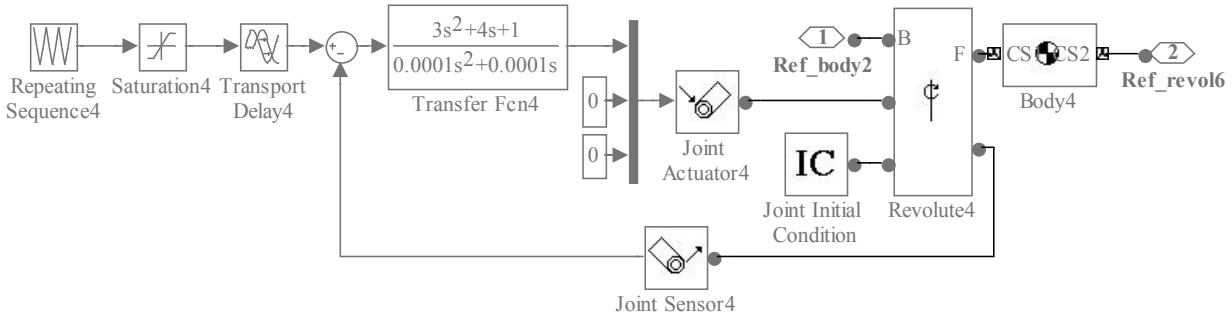


Рисунок 5 Подсистема, реализующая работу штанги ЗУ отработанного стакана

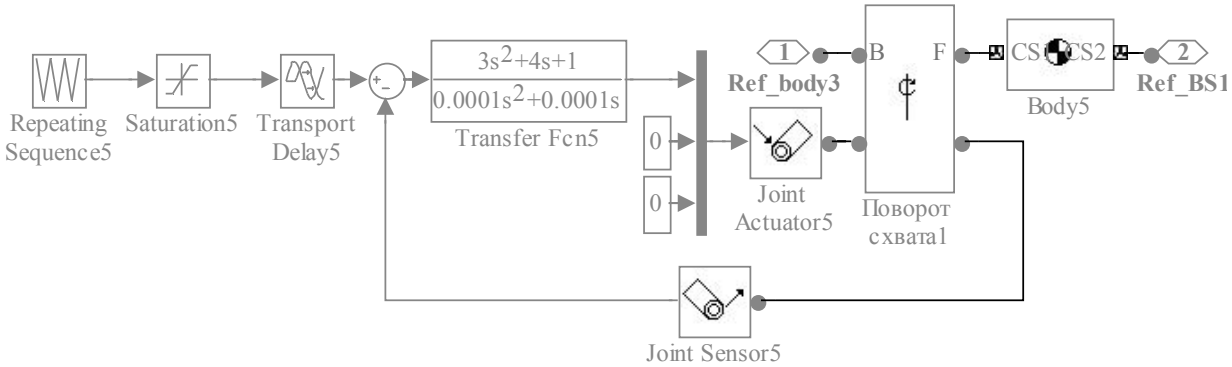


Рисунок 6 Подсистема, реализующая работу ЗУ, подающего новый стакан

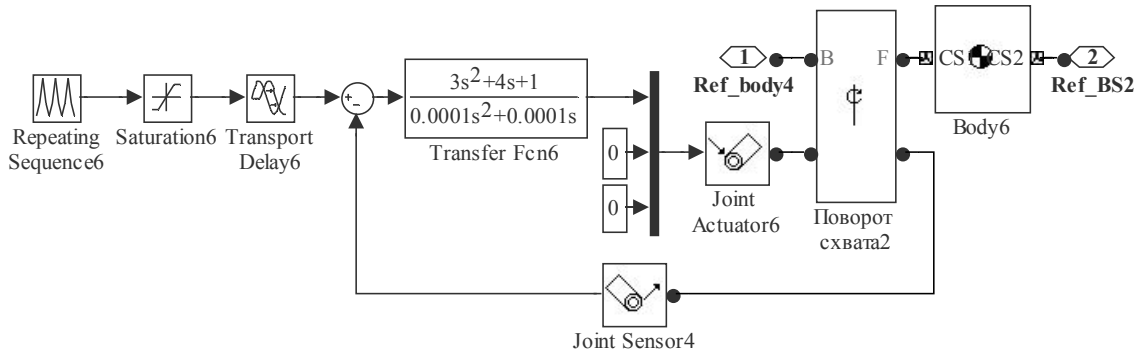


Рисунок 7 Подсистема, реализующая работу ЗУ, забирающего отработанный стакан

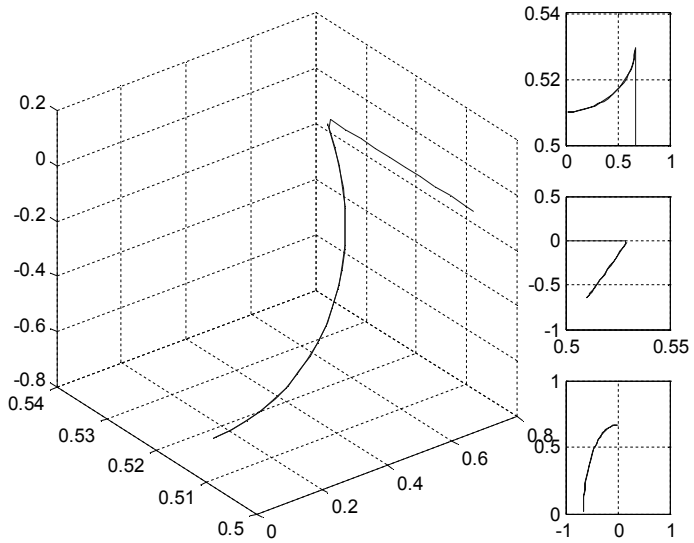


Рисунок 8 График перемещения рабочего органа подачи стакана
и его проекции на координатные плоскости, м

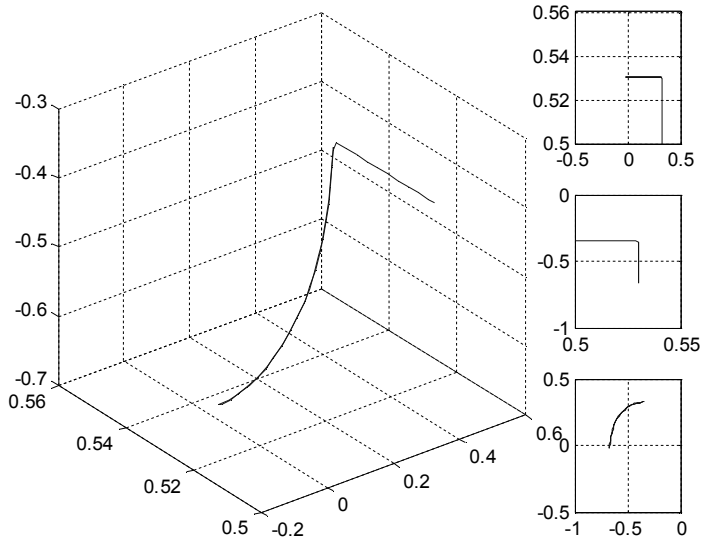


Рисунок 9 График перемещения рабочего органа захвата отработанного стакана
и его проекции на координатные плоскости, м

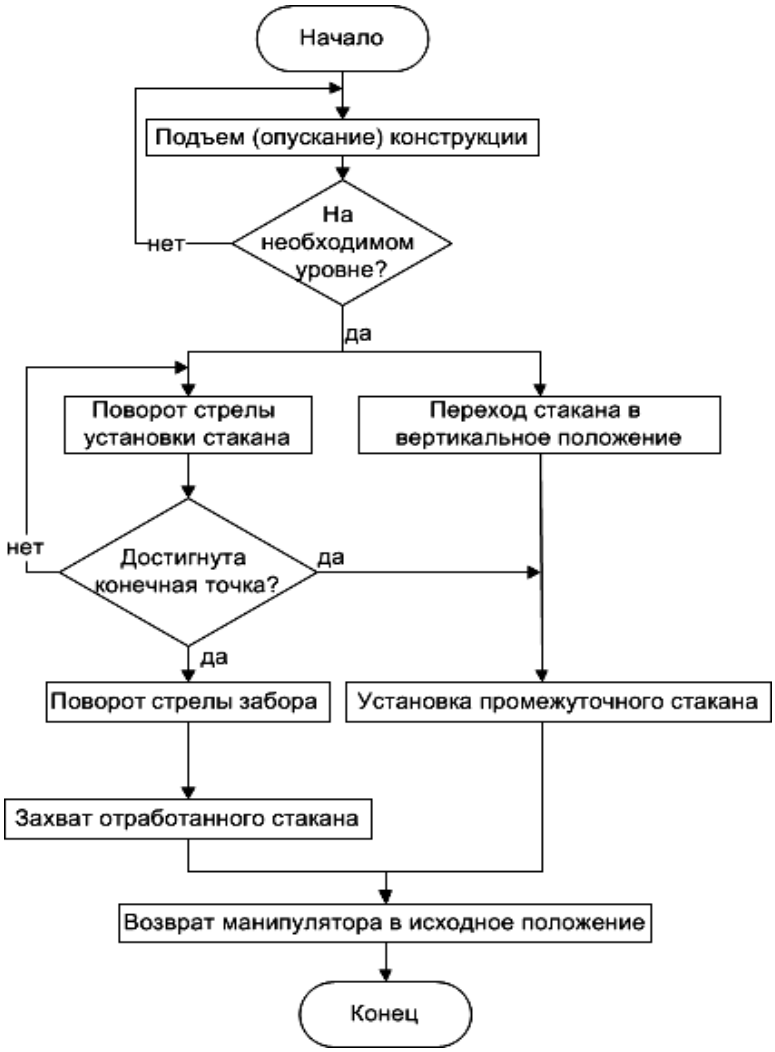


Рисунок 10 Блок-схема реализации автоматического управления манипулятором

Выбор элементов для создания системы управления. Система управления роботом-манипулятором для замены погружного стакана реализуется при помощи таких типовых элементов, как базовая плата STM32F4, два драйвера VNH2SP30 и два конвертера логических уровней.

Система управления роботом-манипулятором для замены погружного стакана была реализована с помощью микроконтроллера STM32F4 Discovery.

Для реализации автоматизированной системы управления было рассмотрено множество микроконтроллеров серии STM32F4 и Arduino. Выбрана была оценочная плата STM32F4 Discovery, так как она больше всех походит для работы с пакетом прикладных программ Matrix Laboratory. Данная плата (рис. 11, 12) предназначена для ознакомления с возможностями 32-битного микроконтроллера на основе ARM-архитектуры, а также для реализации собственных устройств и приложений с использованием аппаратного обеспечения платы.

Для реализации проекта изначально предполагалось использование драйвера L298N. Однако после тестирования двигателей постоянного тока, которые на данный момент используются в макете [8], выяснилось, что пусковые токи (до 8 А) слишком велики для такого драйвера. Поэтому для реализации системы управления был выбран мощный драйвер двигателей, рабочий

ток которого 14 А. Драйвер краткосрочно может работать при 30 А (продолжительность зависит от качества охлаждения).

Драйвер основан на микросхеме VNH2SP30 и имеет множество преимуществ по сравнению с конкурентами. Имеет защиту от перегрева, защиту от перенапряжения и защиту по току, что делает модуль гораздо надежнее. Тем не менее при высоких нагрузках рекомендуется ставить на микросхему небольшой кулер или радиатор.

Восьмиканальный двунаправленный преобразователь логических уровней цифровых сигналов основан на микросхеме TXS0108E. Для переключения направления преобразования дополнительного сигнала не требуется: микросхема преобразователя выполнит это автоматически. Был использован для реализации проекта потому, что напряжение логики с платы STM32F4 — 3 В, а для того чтобы драйвер «открылся» и начал свою работу, необходимо 5,5 В.

С порта 3V платы STM32F4 реализовано подключение к преобразователю логики на порты UA и OE. С блока питания «+» выполнено подключение к порту UB преобразователя логики и порту +5V драйвера. С блока питания «–» осуществлено подключение к портам GND на плате, преобразователю и драйверу.

Создание базовой платформы и сборка системы управления. Программа была разработана в среде Matlab в библиотеке Waijung Blockset для автоматизации промышленного робота-манипулятора замены погружного стакана слябовой МНЛЗ (рис. 13). Программа предусматривает управление четырьмя двигателями поочередно, обеспечивая прямой ход и реверс. С помощью данной программы оператор имеет возможность регулировать время работы и скорость вращения каждого двигателя.

Начинается работа программы с нажатия кнопки PA0 на оценочной плате STM32F4Discovery, которая запускает отработку системы на прямой ход. Повторное нажатие кнопки возвращает манипулятор в исходное положение.

Рисунок 11 Компоненты отладочной платы

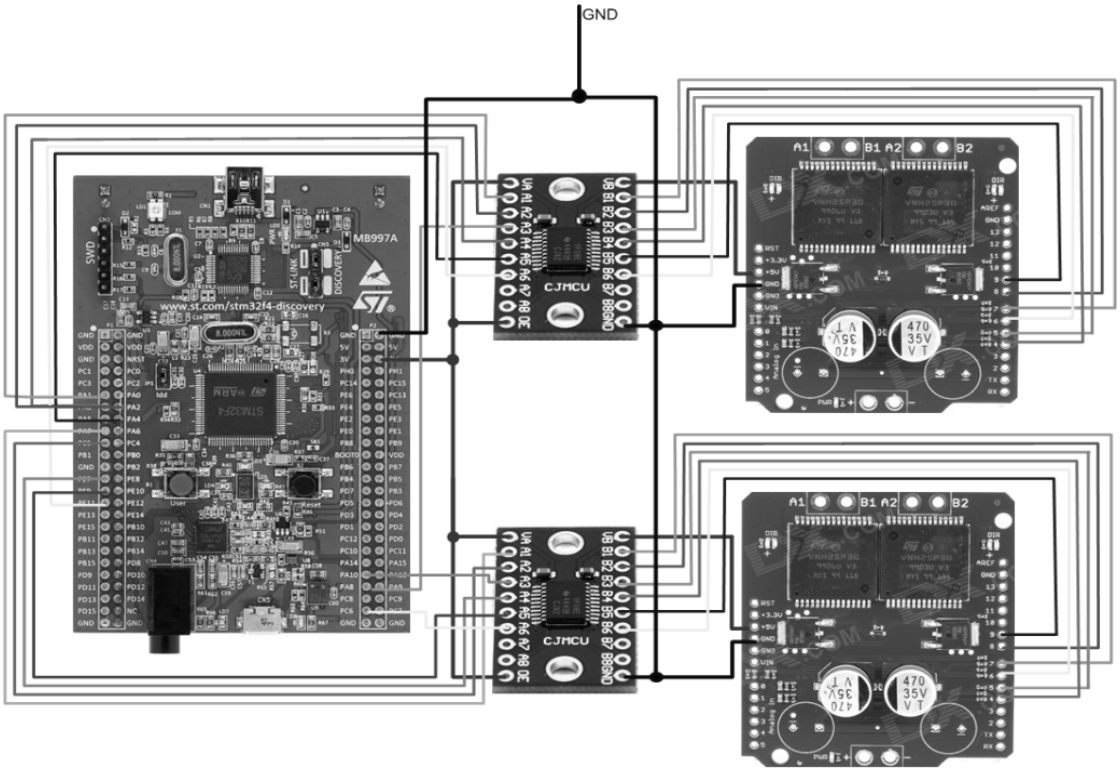


Рисунок 12 Схема подключения оценочной платы
и дополнительного оборудования STM32F4 Discovery

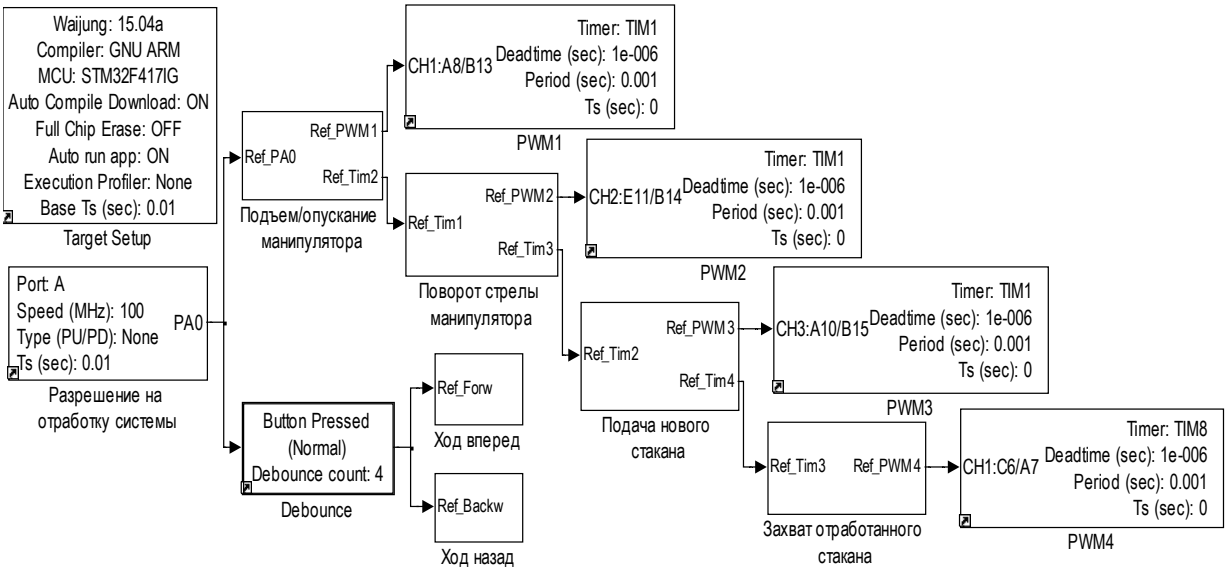


Рисунок 13 Программа, реализующая автоматическое управление манипулятором

Блок Digital input используется для реализации нажатия кнопки. Блок Debounce используется для задержки сигнала, например, при чтении цифрового ввода с помощью кнопки / переключателя. С блока Debounce сигнал идет на Multiport Switch, который регулирует работу хода вперед (PA1) и назад (PA2). Установленные светодиоды демонстрируют, в какую сторону работают двигатели. В это же время сигнал идет на от-

работку первого двигателя, который отвечает за подъем (опускание) конструкции (рис. 14). Блок Timer mS отвечает за время работы. На вход Reset этого блока приходит сигнал с кнопки, а на вход mS приходит задание на время. Выход сигнала с блока Timer mS необходимо инвертировать, поскольку таймер работает в режиме «отключения на время». Далее сигнал идет на блок Advanved PWM, который обеспечивает работу ШИМ, тем самым регулируя скорость вращения двигателей. Перед этим Advanved PWM установлен блок Gain, в котором задаем скорость в относительных единицах.

После отработки первого таймера, сигнал идет по логической связи на следующий таймер. Далее происходит аналогичная отработка программы для оставшихся двигателей (рис. 15–19).

Таким образом, выполнена оценка технологических требований механизма для установки нового погружного стакана в разливочное устройство промежуточного ковша слябовой МНЛЗ. Выбрана система электромеханического привода.

Разработана система управления приводами манипулятора для автоматизированной подачи нового стакана, захвата и уборки отработанного на участке «промежуточный ковш — кристаллизатор», а также создана математическая модель в среде Matlab в библиотеке SimMechanics.

Выполнена эмпирическая проверка работоспособности модели. Тестирование системы показало эффективность и высокую надежность при реализации типовых перемещений операции замены погружного стакана.

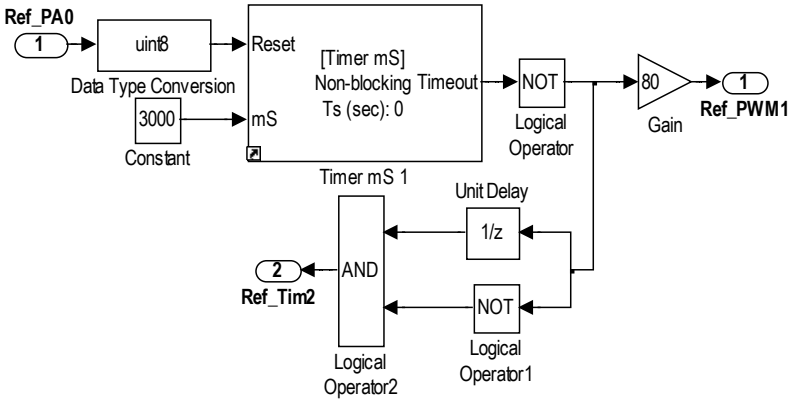


Рисунок 14 Подпрограмма блока «Подъем / опускание манипулятора»

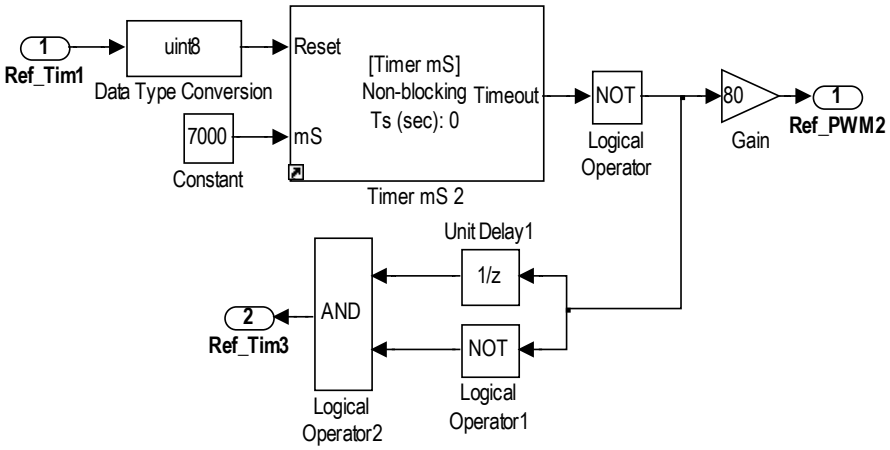


Рисунок 15 Подпрограмма блока «Поворот стрелы манипулятора»

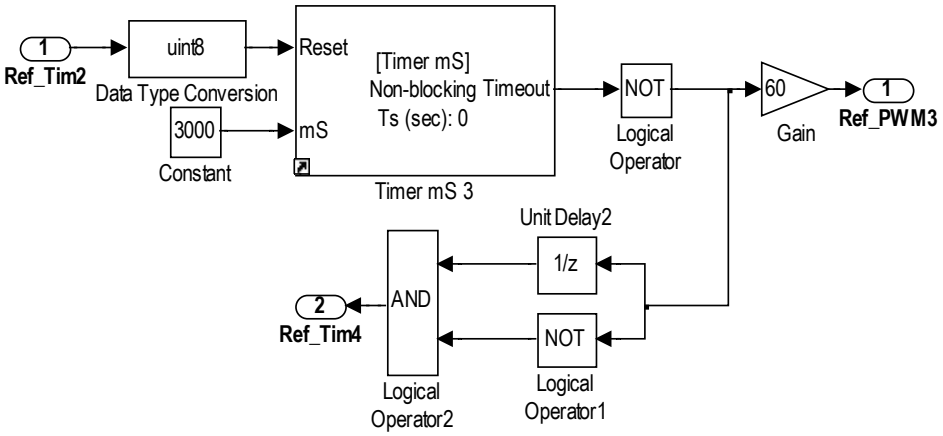


Рисунок 16 Подпрограмма блока «Подача нового стакана»

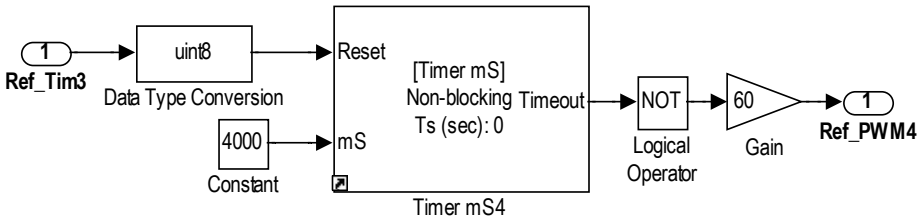


Рисунок 17 Подпрограмма блока «Захват отработанного стакана»

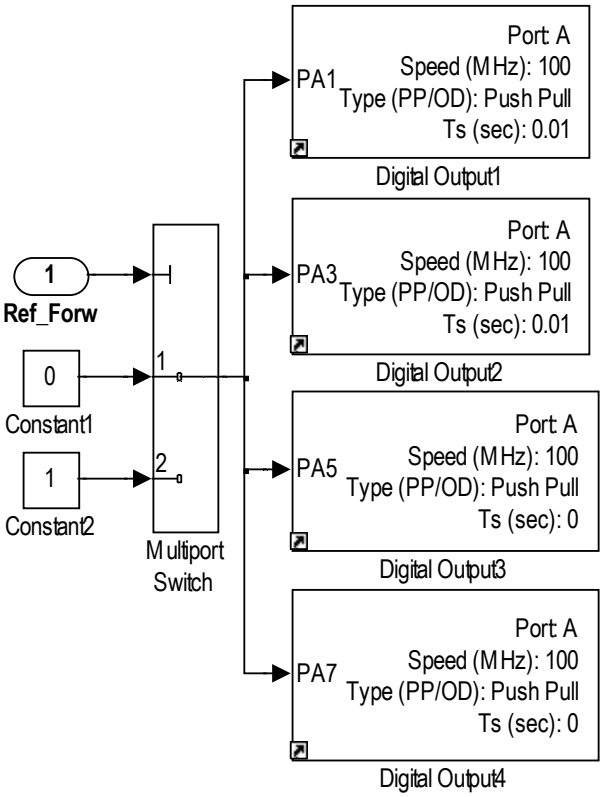


Рисунок 18 Подпрограмма блока «Ход вперед»

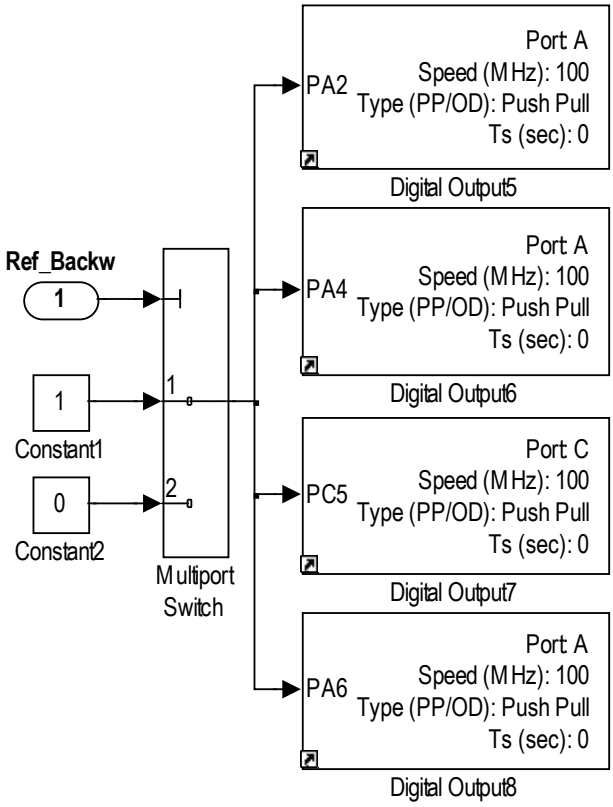


Рисунок 19 Подпрограмма блока «Ход назад»

Таким образом, рассмотрены вопросы разработки и исследования макета системы автоматического управления роботизированным блоком механизма для установки (извлечения) погружного стакана в линии машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), служащего в качестве соединительного защитного экрана между промежуточным ковшом и кристаллизатором МНЛЗ.

Дальнейшие исследования должны быть направлены на адаптацию разработанной АСУ ТП к уникальным производственным условиям сталеплавильных цехов современных металлургических предприятий, а также ее включение в систему автоматического управления агрегата МНЛЗ.

Библиографический список

1. Пат. 2639089 РФ, МПК B22D41/56. Манипулятор для замены погружного стакана на слябовой машине непрерывного литья заготовок / Е. Н. Смирнов, С. П. Еронько, М. Ю. Ткачев, В. А. Скляр, А. В. Сазонов ; заявитель и патентообладатель Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС». — № 2016111482 ; заявл. 29.03.2016 ; опубл. 19.12.2017, Бюл. № 35. — 21 с. : ил.

2. SimMechanics — моделирование механических систем [Электронный ресурс]. — Режим доступа: http://matlab.ru/products/simmechanics (дата обращения 20.02.2022).

3. Вараницкий, Д. С. Разработка и исследование математической модели робота-манипулятора для замены погружного стакана [Текст] / Д. С. Вараницкий, К. Н. Шаповалов, М. Ю. Ткачев // Инновационные перспективы Донбасса. В 8 т. Т. 2. Перспективы развития электротехнических, электромеханических и энергосберегающих систем : материалы III международной научно-практической конференции. — Донецк : ДонНТУ, 2017. — С. 164–168.

4. Адамия, Р. Ш. Основы рационального проектирования металлургических машин (динамические расчеты и синтез структурных схем) [Текст] / Р. Ш. Адамия, В. М. Любода. — М. : Металлургия, 1984. — 128 с.

5. Яковлев, Р. А. Ограничение динамических нагрузок в металлургических машинах [Текст] : учебное пособие / Р. А. Яковлев. — М. : Изд-во МГТУ, 1990. — 36 с.

6. Сопилкин, Г. В. Совершенствование теоретических основ и методов технической диагностики, обеспечивающих повышение надежности металлургических машин на стадии эксплуатации [Текст] : автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.04.04 / Сопилкин Георгий Викторович. — Днепропетровск: [б.и.], 1993. — 35 с.

7. Филатова, О. А. Совершенствование методики проектирования и модернизация оборудования промежуточных ковшей МНЛЗ на основе моделирования потоков металла [Текст] : дис. ... канд. техн. наук: 05.02.13 / Филатова Ольга Анатольевна. — Магнитогорск: [б.и.], 2010. — 142 с.

8. Сорочан, Е. Н. Увеличение ресурса приводов тяжелонагруженных металлургических машин на основе развития методов расчета и совершенствования их конструкций [Текст] : дис. ... канд. техн. наук: 05.02.02 / Сорочан Елена Николаевна. — Мариуполь : [б.и.], 2015. — 191 с.

© Ткачёв М. Ю.

Рекомендована к печати д.т.н., проф. каф. ММК ДонГТИ Харламовым Ю. А., д.т.н., проф., зав. каф. АТ АДИ ДонНТУ Мищенко Н. И.

Статья поступила в редакцию 13.03.2023.

PhD in Engineering Tkachov M. Yu. (*Automobile and Road Institute of DonNTU, Gorlovka, DPR, mishel-tkachev@ya.ru)*

DEVELOPMENT OF AN AUTOMATED CONTROL SYSTEM FOR THE TECHNOLOGICAL OPERATION OF REPLACING A SUBMERGED NOZZLE OF THE SLAB CCM

The work is devoted to the study of transient processes of electromechanical drives that implement, without interrupting the casting of steel, the replacement of a submerged refractory nozzle of the slab CCM. Study of parameters of the mathematical model manipulator, the design of which is protected by a patent for inventions, was realized through the development of special programs that implement automatic control of structural units of the kinematic chain of its mechanism. The developed rational automated control system for replacing the submerged nozzle allows limiting the dynamic forces acting on the heavily loaded electromechanical drive of the manipulator with minimal technical and economic costs to increase its reliability.

Key words: *manipulator to replace the submerged nozzle, slab, CCM, automation, automated process control system, direct current motor, robot manipulator.*

ТРЕБОВАНИЯ
к рукописям научных статей в сборник научных трудов государственного образовательного учреждения высшего образования Луганской Народной Республики «Донбасский государственный технический институт»

Научные статьи, предоставляемые в редакцию, должны соответствовать требованиям ВАК МОН ДНР (Приложение 1 к правилам формирования в уведомительном порядке перечня рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание учёной степени кандидата наук, на соискание учёной степени доктора наук (п. 4)) и базовым издательским стандартам по оформлению статей по ГОСТ 7.5-98 «Журналы, сборники, информационные издания».

Сборник научных трудов издаётся не менее 4 раз в год. Сборник формирует информационный отдел: 94204, г. Алчевск, пр. Ленина, 16, ДонГТИ; тел./факс: (06442) 2-68-87, e-mail: info@dstu.education (тема: для редакции сборника научных трудов ГОУ ВО ЛНР «ДонГТИ»); секретарь редакционной коллегии Скомская Светлана Анатольевна.

Сборник содержит следующие разделы: «Науки о земле», «Металлургия и материаловедение», «Машиностроение и машиноведение», «Строительство и архитектура».

Представляемые в статье материалы должны быть актуальными, отвечать новым достижениям науки и техники, иметь практическую значимость, соответствовать направленности сборника и представлять интерес для широкого круга специалистов.

Название статьи должно быть лаконичным и понятным, включать в себя объект и предмет исследований, иметь прямое отношение к области исследований и её результатам.

Обязательные элементы статьи:

1) постановка проблемы, обоснование её актуальности;

2) анализ последних исследований и публикаций по данной проблеме, вскрытие их недостатков и противоречий;

3) выделение не решённых ранее частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;

4) формулирование цели, идеи, объекта и предмета исследований, постановка задач исследований;

5) описание и обоснование принятой методики исследований;

6) изложение основного материала теоретических и (или) экспериментальных исследований с обоснованием достоверности полученных научных результатов;

7) выводы о научной новизне и практической ценности результатов, направление дальнейших исследований.

По решению редколлегии в каждом номере сборника может быть опубликовано не более одной статьи обзорного характера, включающей большую часть рекомендованных выше основных элементов.

Редакция оставляет за собой право отклонять рукописи обзорного и компилятивного характера с нечётко сформулированными научными результатами, новизна и достоверность которых недостаточно обоснованы.

Результаты работы не должны предоставляться в виде тезисов.

Ответственность за нарушение авторских прав, несоблюдение действующих стандартов и недостоверность приведённых в статье данных полностью несут авторы статьи.

Статья должна сопровождаться:

– внутренней и внешней рецензиями;

– лицензионным договором с автором(и).

Текст статьи предоставляется на электронном носителе и в печатном виде, сопроводительная документация только в печатном виде.

Рекомендуемое количество авторов статьи — до 3-х человек. При необходимости, по решению редколлегии, количество авторов может быть увеличено до 5-ти.

Языки предоставления статей: русский, английский.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ

Текст рукописи статьи от 5 до 10 страниц в книжной ориентации на белой бумаге формата А4 (210×297 мм) с полями: верхнее, нижнее — 27 мм; левое, правое — 24 мм. Различать колонтитулы чётных и нечётных страниц: от края до верхнего колонтитула — 2 см; от края до нижнего колонтитула — 2 см. Страницы не нумеруются. Рукопись статьи оформляется с применением редактора **MS Word в формате, полностью совместимом с Word 97–2003**: шрифт — Times New Roman, размер — 12 пт, интервал — одинарный, выравнивание — по ширине, абзацный отступ — 0,5 см.

Функция «Автоматическая расстановка переносов» должна быть **активирована**. Весь материал подаётся в чёрно-белом оформлении (без градиентов серого или цветовой палитры).

Не допускается использование списков (маркированных и нумерованных) и элементов «Надпись». **Запрещено использование стилей!**

Оформление статей

Статья подаётся отдельным файлом «*Статья.doc*».

УДК проставляется вверху, выравнивание по левому краю, шрифт полужирный, без абзацного отступа. УДК можно определить самостоятельно с помощью классификатора https://teacode.com/online/udc. Проверить корректность расшифровки известного УДК можно здесь — http://scs.viniti.ru/udc/Default.aspx.

Через один интервал — учёная степень, фамилия, инициалы, разделённые пробелом. С новой строки в круглых скобках через запятую — название организации, название города, страны, e-mail автора. Шрифт полужирный, курсив, выравнивание по правому краю, без абзацного отступа.

С новой строки — название статьи. Выравнивание по центру, шрифт Arial, полужирный, видоизменение — все прописные, без абзацного отступа, интервал перед и после абзаца — 12 пт, с запретом автоматического переноса слов в абзаце. **Не допускается** набор всего названия заглавными буквами (Caps Lock).

С новой строки — краткая аннотация на языке статьи: размер шрифта — 11 пт, курсив. В аннотации сжато излагается формулировка задачи, которая решена в статье, и приводятся полученные основные результаты.

После аннотации с новой строки — ключевые слова (6–8 слов на языке статьи), курсивом, размером 11 пт, интервал после абзаца — «Авто». Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

С новой строки — текст статьи в **две колонки** одинаковой ширины, промежуток между колонками — 0,5 см.

Слова «рисунок» и «таблица» при упоминаниях в тексте пишутся полностью (пример: «… на рисунке 2 …»), а в ссылках в конце предложения — сокращённо в скобках (примеры: «… схема инвертора (рис. 2).», «… получены экспериментальные данные (табл. 4).»).

После текста статьи полужирным шрифтом размером 11 пт располагается заголовок «Библиографический список»: интервал перед абзацем — 12 пт, после абзаца — 8 пт, выравнивание по левому краю.

Библиографический список оформляется согласно ГОСТ 7.1-2003 «Библиографическая запись. Библиографическое описание. Общие требования и правила составления» размером 11 пт, курсивом и должен быть составлен в порядке упоминания в тексте. Ссылки на литературу в тексте статьи заключаются в квадратные скобки. Рекомендованное количество ссылок — не более восьми источников с датой их издания не ранее чем 20 лет назад.

Оформление аннотаций отдельным файлом

Аннотация и ключевые слова дополнительно подаются на языке статьи отдельным файлом «*Аннотация.doc*», размером шрифта 11 пт.

Учёная степень, фамилия, инициалы оформляются полужирным шрифтом, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю. В круглых скобках курсивом через запятую — название организации, название города, страны, e-mail автора. С новой строки, без абзацного отступа, выравниванием по левому краю — название статьи заглавными буквами.

С новой строки — краткая аннотация курсивом.

С новой строки — ключевые слова курсивом. Фраза «Ключевые слова:» выделяется полужирным начертанием.

Не допускается внедрение в текст аннотации объектов (формул, рисунков и т. д.).

Оформление рефератов отдельным файлом

Реферат подаётся на языке статьи отдельным файлом «*Реферат.doc*»: размер шрифта — 11 пт, без абзацного отступа, выравнивание — по левому краю. Функция «Автоматическая расстановка переносов» должна быть **выключена**.

Фамилия, имя, отчество оформляются полужирным шрифтом.

С новой строки — учёная степень, должность.

С новой строки — название подразделения.

С новой строки через запятую — название организации, название города, страны, e-mail автора.

Через интервал повторить данные для каждого автора.

Через интервал — название статьи (полужирным начертанием).

Через интервал — текст реферата. Реферат объёмом от 200 до 300 слов исключительно общепринятой терминологии должен быть структурированным и содержать следующие элементы: цель, методика, результаты, научная новизна, практическая значимость. Фразы **«Цель.», «Методика.», «Результаты.», «Научная новизна.», «Практическая значимость.» (для статьи на русском языке); «Aim.», «Technique.», «Results.», «Scientific novelty.», «Practical significance.» (для статьи на английском языке)** размещаются с новой строки и выделяются полужирным начертанием. Реферат не должен повторять название статьи.

Не допускается внедрение в текст реферата объектов (формул, рисунков, и т. д.).

Рисунки

Рисунки вставляются в текст единым объектом и могут быть представлены:

– *растровыми форматами* — gif, tiff, jpg, bmp и им подобными (качество 300 dpi);

– *векторными форматами* — emf, wmf (графики, диаграммы).

Рисунки, выполненные в программах Corel, CAD, Word и др., переводятся в один из описанных выше форматов, предпочтительно векторный.

Графический материал следует располагать непосредственно после текста, в котором он упоминается впервые, или на следующей странице. Все позиции, обозначенные на рисунке, должны быть объяснены в тексте и нанесены слева направо, сверху вниз. Перед рисунком интервал 12 пт. Выравнивание по центру, ширина в одну колонку (большие рисунки располагают на ширину страницы вверху или внизу). Рисунки размещают в тексте (не в таблицах), обтекание рисунка — «в тексте». Все рисунки подаются дополнительно отдельными файлами.

Допускается размещение пояснительных данных под иллюстрацией (подрисуночный текст) с выравниванием по центру, без абзацного отступа, размером 10 пт.

Под каждым рисунком (подрисуночным текстом) располагается надпись в формате «Рисунок № Название» с выравниванием по центру без абзацного отступа, интервалом перед и после абзаца — «Авто», размером шрифта 11пт, с запретом автоматического переноса слов в абзаце. Статья не должна заканчиваться рисунком. Рекомендуется, чтобы площадь, занятая рисунками, составляла не более 25 % общего объёма статьи.

Формулы

Абзац, содержащий формулы, должен иметь следующие параметры: выравнивание по левому краю, без абзацного отступа, интервал перед и после абзаца 6 пт, позиции табуляции — 3,93 см по центру (для расположения формулы) и 7,85 см по правому краю (для расположения номера формулы). Формулы целиком (включая размерности) выполняются с помощью редактора формул **Microsoft Equation 3** или **MathType** математическим стилем, обычное начертание шрифта (нормальный), со следующими размерами:

Full (обычный).....12 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс) .....9 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс) .....7 pt
Symbol (крупный символ).....14 pt
Sub-Symbol (мелкий символ).....12 pt
Формат .....по центру
Междустрочный интервал .....200 %

Недопустимо масштабирование и размещение формул в табличном формате. В одном блоке формулы, попадающем на границу колонок, допускается только одна строка (многострочные формулы разбиваются на блоки).

Упоминание элементов формул в тексте статьи также выполняется в редакторе формул.

Двоеточие перед формулой не ставится, независимо от правил пунктуации.

Таблицы

Все таблицы располагаются после упоминания в тексте и должны иметь нумерационный заголовок и название (размер шрифта 11 пт). Нумерационный заголовок (*Таблица 1*) выравнивается по правому краю над таблицей, курсив, интервал перед абзацем — 12 пт. С новой строки помещают название выравниванием по центру, без абзацного отступа, с запретом автоматического переноса слов в абзаце; интервал после абзаца — 6 пт.

Таблица выравнивается по центру контейнера, в книжной ориентации, шириной в 1 колонку (большие таблицы располагаются на ширину страницы вверху или внизу). Текст в таблице оформляется размером шрифта 11 пт или 12 пт без абзацного отступа. **Не допускается** заливка ячеек таблицы цветом. **Запрещается** располагать таблицу в альбомной ориентации. После таблицы отступается один интервал.

СОДЕРЖАНИЕ

НАУКИ О ЗЕМЛЕ

Литвинский Г. Г.
УСТОЙЧИВОСТЬ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК И БАЗОВЫЕ ЗАКОНЫ ПРОЯВЛЕНИЙ ГОРНОГО ДАВЛЕНИЯ 5

Полозов Ю. А., Лазебник А. Ю.
ЛИКВИДАЦИЯ ЗАТОПЛЕННЫХ НАКЛОННЫХ СТВОЛОВ УГОЛЬНЫХ ШАХТ 19

Ларченко В. Г., Маталкина Ю. А., Шпакова А. О.
ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТИ ПРОЦЕССА СДВИЖЕНИЯ ПОДРАБОТАННОЙ ТОЛЩИ ПОРОД И ЗЕМНОЙ ПОВЕРХНОСТИ 27

МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Кухарев А. Л.
МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ДУГИ НА БАЗЕ УРАВНЕНИЙ МАГНИТНОЙ ГИДРОДИНАМИКИ 37

Закарлюка С. В., Руденко Е. А., Гончаров В. Е., Шевелев А. И.
УПРУГОЕ РАСТЯЖЕНИЕ НЕПЛОСКИХ ПОЛОС ДЛЯ БИКВАДРАТИЧНОГО ЗАКОНА РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ ПО ШИРИНЕ 47

Ушаков В. И., Морозов Д. И., Ушаков Д. В.
МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ИНДУКЦИОННОГО НАГРЕВА НЕПОДВИЖНОЙ МЕДНОЙ ЗАГОТОВКИ 56

СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА

Андрийчук В. Н., Соколов В. И., Андрийчук Н. Д., Шевцова Т. Е.
УЛУЧШЕНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ВЕНТИЛЯТОРНОЙ УСТАНОВКИ ВЫРАВНИВАНИЕМ ПОЛЯ СКОРОСТЕЙ НАГНЕТАТЕЛЬНОГО ПОТОКА РАДИАЛЬНОГО ВЕНТИЛЯТОРА 65

Емец Е. В., Карапетян С. Х.
ОЦЕНКА НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ВИНТОВЫХ СВАЙ В РАЗЛИЧНЫХ ИНЖЕНЕРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ 73

Николаева Е. К., Усенко В. Н.
ФУНКЦИОНАЛЬНАЯ НЕОБХОДИМОСТЬ УСТРОЙСТВА СКАТНЫХ КРЫШ В МНОГОКВАРТИРНЫХ ДОМАХ С СОВМЕЩЕННЫМ ПОКРЫТИЕМ 79

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

Харламов Ю. А., Вишневский Д. А., Петров П. А., Орлов А. А.
ИМПУЛЬСНЫЕ КАМЕРЫ СГОРАНИЯ ДЛЯ НАПЫЛЕНИЯ ПОКРЫТИЙ 87

Левченко Э. П.
ИССЛЕДОВАНИЯ ПРИНЦИПА КОМБИНИРОВАННОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ НА МАТЕРИАЛ В ДИСКОВЫХ ДРОБИЛЬНО-ИЗМЕЛЬЧИТЕЛЬНЫХ МАШИНАХ 99

Ткачёв М. Ю.
РАЗРАБОТКА АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ОПЕРАЦИЕЙ ЗАМЕНЫ ПОГРУЖНОГО СТАКАНА СЛЯБОВОЙ МНЛЗ 105

CONTENT

GEOSCIENCES

Litvinsky G. G.
STABILITY OF MINING AND BASIC LAWS OF ROCK PRESSURE 5

Polozov Yu. A., Lazebnik A. Yu.
LIQUIDATION OF FLOODED INCLINED SHAFTS OF COAL MINES 19

Larchenko V. G., Matalkina Yu. A., Shpakova A. O.
DETERMINING THE PROCESS TIME OF DISPLACEMENT OF THE UNDERMINED THICKNESS OF ROCKS AND THE EARTH'S SURFACE 27

METALLURGY AND MATERIAL SCIENCES

Kukharev A. L.
MODELING OF AN ELECTRIC ARC BASED ON THE EQUATIONS OF MAGNETIC HYDRODYNAMICS 37

Zakarlyuka S. V., Rudenko E. A., Goncharov V. E., Shevelev A. I.
ELASTIC EXTENSION OF NON-FLAT STRIPS FOR A BIQUADRATIC LAW OF STRESS DISTRIBUTION OVER THE STRIP WIDTH 47

Ushakov V. I., Morozov D. I., Ushakov D. V.
MODEL OF THE INDUCTION HEATING PROCESS OF A STATIONARY COPPER BILLET 56

CIVIL ENGINEERING AND ARCHITECTURE

Andrijchuk V. N., Sokolov V. I., Andrijchuk N. D., Shevtsova T. E.
IMPROVING THE AERODYNAMIC CHARACTERISTICS OF THE FAN UNIT BY EQUALIZING THE VELOCITY FIELD OF THE RADIAL FAN DISCHARGE FLOW 65

Emets E. V., Karapetyan S. Kh.
ASSESSMENT OF THE BEARING CAPACITY OF SCREW PILES IN VARIOUS ENGINEERING AND GEOLOGICAL CONDITIONS 73

Nikolaieva E. K., Usenko V. N.
THE FUNCTIONAL NECESSITY TO INSTALL SLOPED ROOFS IN RESIDENTIAL BUILDINGS WITH A COMBINED COVERING 79

MECHANICAL ENGINEERING AND MACHINE SCIENCE

Kharlamov Yu. A., Vishnevskiy D. A., Petrov P. A., Orlov A. A.
PULSED COMBUSTION CHAMBERS FOR COATING SPRAYING 87

Levchenko E. P.
STUDIES OF THE PRINCIPLE OF COMBINED IMPACT ON THE MATERIAL IN DISK CRUSHING AND GRINDING MACHINES 99

Tkachov M. Yu.
DEVELOPMENT OF AN AUTOMATED CONTROL SYSTEM FOR THE TECHNOLOGICAL OPERATION OF REPLACING A SUBMERGED NOZZLE OF THE SLAB CCM 105

СОДЕРЖАНИЕ СБОРНИКА НАУЧНЫХ ТРУДОВ ДонГТИ ЗА 2022 г.

Раздел, название, автор	Номер	Стр.
НАУКИ О ЗЕМЛЕ		
Аверин Г. А., Доценко О. Г., Корецкая Е. Г. Прогнозирование оседаний подработанной земной поверхности в условиях шахты «Вергелевская» с учетом крепких пород, залегающих в массиве	28 (71)	30
Доценко О. Г., Кизияров О. Л., Аверин Г. А. Закономерности изменения модуля деформации обрушенных пород в период активных сдвижений подработанного массива	29 (72)	30
Доценко О. Г., Кизияров О. Л., Аверин Г. А. Компрессионные испытания обрушенных пород	28 (71)	22
Литвинский Г. Г. Ансамбли и структуры микродефектов в твердом теле (горной породе)	26 (69)	5
Литвинский Г. Г. Математическая модель статики НДС в теле с микродефектами	28 (71)	9
Литвинский Г. Г. Обоснование кинетических уравнений реономной микромеханики твердого тела (горной породы)	29 (72)	5
Литвинский Г. Г. Фрагментация напряжений в теле с микродефектами	27 (70)	5
Ноженко А. А. Совершенствование средств предупреждения взрывов угольной пыли в шахтах и их локализации	27 (70)	18
Полозов Ю. А., Бизянов Е. Е., Лазебник А. Ю. Закрепление грунтов методом напорной инъекции с использованием технологии направленного гидроразрыва	26 (69)	16
Рябичев В. Д., Лазебник А. Ю., Шарко А. А. Исследование напряженно-деформированного состояния грунтовой плотины Елизаветинского водохранилища, консолидированной глиноцементными растворами	29 (72)	20
МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ		
Гальцов И. А. Совершенствование технологии наплавки разнородных сталей при изготовлении транспортно-упаковочных контейнеров	29 (72)	58
Куберский С. В., Великоцкий Р. Е., Должиков В. В. Влияние термической обработки и старения на хладостойкость трубной стали категории прочности К60	28 (71)	56
Куберский С. В., Великоцкий Р. Е., Должиков В. В. Формирование хладостойкости стали К60 под влиянием температуры окончания чистовой стадии прокатки в межкритическом интервале температур	29 (72)	49
Куберский С. В., Завгородний С. Р., Филатов М. А., Федотов О. В., Кухарев А. Л. Физическое моделирование электромагнитной обработки стали в промежуточном ковше	29 (72)	67
Куберский С. В., Проценко М. Ю., Воронько М. И. Анализ энергетического баланса метода дугового глубинного восстановления кремния	27 (70)	45
Проценко М. Ю., Куберский С. В., Проценко В. И. Материальный баланс дугового глубинного восстановления кремния из песка	28 (71)	73
Русанов И. Ф., Русанова Н. И., Лебедев В. А. Колебания ситового состава агломерата на выходе из бункеров и их компенсация в доменном процессе	27 (70)	38
Рябичева Л. А, Коробко Т. Б., Королько В. В. Влияние напряженно-деформированного состояния на структурообразование и свойства при свободном дорновании отверстий порошковой заготовки	28 (71)	48
Рябичева Л. А., Дядичев А. В. Влияние размеров порошковых полых деталей на относительную плотность	28 (71)	66

Раздел, название, автор	Номер	Стр.
Снитко С. А., Денищенко Н. П., Яковченко А. В., Денищенко П. Н. Исследование очагов деформации при прокатке предчистовых овальных раскатов различных типов в круглом калибре	28 (71)	37
Снитко С. А., Денищенко Н. П., Яковченко А. В., Денищенко П. Н., Пилипенко В. В. Исследование закономерностей износа ручьёв чистового круглого калибра при прокатке предчистовых овальных раскатов различных типов	29 (72)	37
Яковченко А. В., Денищенко П. Н., Кравцова С. И., Ивлева Н. И. Метод уточнения констант, определяющих термокинетические параметры в формуле расчета напряжения течения металла	26 (69)	29
Яковченко А. В., Денищенко П. Н., Кравцова С. И., Ивлева Н. И. Усовершенствованные метод и компьютерная программа определения уточненных констант формул расчета термокинетических параметров для групп марок сталей	27 (70)	27
СТРОИТЕЛЬСТВО И АРХИТЕКТУРА		
Андрийчук В. Н., Соколов В. И., Андрийчук Н. Д. Повышение качества регулирования приточной вентиляционной системы	28 (71)	90
Будзило Е. Е., Горовая Н. А., Бондарчук В. В. Проблемы ремонта и дальнейшей эксплуатации рулонных кровель крупнопанельных зданий	28 (71)	81
Будзило Е. Е., Збицкая В. В. К вопросу улучшения показателей водозащиты открытых стыков производственных, сельскохозяйственных, складских панельных зданий	27 (70)	55
Гречишкина Е. В., Псюк В. В., Псюк М. Ю. Исследовние зависимостей между факторами условий реконструкции и её эффективностью	29 (72)	79
Емец Е. В., Карапетян С. Х. Оценка несущей способности винтовых свай различной конструкции в глинистых грунтах	26 (69)	43
Збицкая В. В., Псюк В. В. Обоснование применения буроинъекционной технологии при упрочнении грунтов оснований эксплуатируемых строительных объектов	28 (71)	113
Коняшкина О. А., Псюк В. В., Николаева Е. К. Определение несущей способности элементов покрытия надземной площадки отдыха	29 (72)	89
Николаева Е. К., Лахтин К. И., Глушкина И. К. Принципы проектирования административно-жилых комплексов в составе военных баз в Арктике Российской Федерации	27 (70)	61
Николаева Е. К., Псюк В. В., Коняшкина О. А. Устройство площадки отдыха на крыше лабораторного корпуса ДонГТИ	26 (69)	50
Псюк В. В., Антошина Т. В., Мерзляков И. А., Никишина И. А. Оценка напряженно-деформированного состояния строительных конструкций галереи моста У-4 коксохимического производтва Филиала № 1 «АМК» ООО «ЮГМК»	28 (71)	98
Сороканич С. В., Парамонова А. В. Характеристики техногенных отходов (алюмошлака и отработанного горелого песка) для производства композиционных материалов на основе портландцемента	28 (71)	107
МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ		
Вишневский Д. А., Бондарь Н. А., Гайдар А. И. Математическое моделирование взаимосвязи работоспособности, утомляемости и ошибаемости оператора металлургической отрасли с учетом управляемых и неуправляемых факторов	27 (70)	91
Вишневский Д. А., Козачишен В. А., Бондарь Н. А. Оценка влияния человеческого фактора при эксплуатации пневмосистемы манипулятора и механизма подъема и поворота свода и электродов агрегата «печь-ковш» в аварийной ситуации	28 (71)	158

Раздел, название, автор	Номер	Стр.
Вишневский Д. А., Корнеев С. В., Мулов Д. В. Обоснование динамических параметров виброзащиты пневматических отбойных молотков с обособленным стволом	28 (71)	136
Еронько С. П., Ошовская Е. В., Понамарева Е. А. Обоснование рабочих параметров вибрационной системы, обеспечивающей снижение интенсивности зарастания канала ковшового затвора	29 (72)	99
Замота Т. Н., Лошаков А. С. Тенденции усовершенствования системы технического обслуживания транспортных средств	29 (72)	107
Корнеев С. В., Вишневский Д. А., Мулов Д. В. Имитация стендовых испытаний пневматических отбойных молотков по ГОСТ Р 55162-2012	26 (69)	71
Корнеев С. В., Доброногова В. Ю., Коваленко О. А., Захаров О. В. Исследование напряженно-деформированного состояния многорядных механических соединений конвейерных лент	27 (70)	85
Литвинский Г. Г. Прямоточные центробежные гидродинамические фильтры с эжекционной рециркуляцией шлама	28 (71)	121
Ошовская Е. В., Ковалёва О. А. Аналитический метод определения силы поперечной резки трубы клиновым ножом	26 (69)	96
Прудченко Д. О., Ошовская Е. В., Сидоров В. А. Колебания металлоконструкций завалочных кранов электросталеплавильного производства	27 (70)	97
Сотников А. Л., Орлов А. А. Визуализация дефектов сварных соединений	28 (71)	147
Ткачев М. Ю. Разработка конструкции новых установок вентиляции карьеров	26 (69)	83
Ткачев М. Ю. Разработка математической модели и системы автоматического управления манипулятора для замены погружного стакана слябовой МНЛЗ	28 (71)	168
Харламов Ю. А., Петров П. А., Козачишен В. А., Изюмов Ю. В. Детонационно-газовые технологии и устройства: состояние и перспективы развития. Сообщение 2. Применение газовой детонации в добывающих и металлургической отраслях промышленности	26 (69)	63
Харламов Ю. А., Петров П. А., Козачишен В. А., Изюмов Ю. В. Детонационно-газовые технологии и устройства: состояние и перспективы развития. Сообщение 3. Применение газовой детонации в обрабатывающих и обслуживающих отраслях экономики	27 (70)	73
Шамрай Ю. А., Ошовская Е. В., Сидоров В. А. Математические модели как источник информации для риск-ориентированного технического обслуживания холодильника МНЛЗ	26 (69)	204

THE CONTENTS OF THE COLLECTION OF SCIENTIFIC PAPERS OF DonSTI IN 2021

Section, title, author	No.	P.
GEOSCIENCES		
Averin G. A., Dotsenko O. G., Koretskaia E. G. Subsidence prediction of the undermined earth's surface in conditions of the "Vergelevskaia" mine, considering the strong rocks lying in the massif	28 (71)	30
Dotsenko O. G., Kiziyarov O. L., Averin G. A. Changing patterns of caved rocks deformation modulus during the active shifts of the undermined massif	29 (72)	30
Dotsenko O. G., Kiziyarov O. L., Averin G. A. Compression tests of caved rocks	28 (71)	22
Litvinsky G. G. Ensembles and structures of microdefects in a solid (rock)	26 (69)	5
Litvinsky G. G. Fragmentation of stresses in the body with microdefects	27 (70)	5
Litvinsky G. G. Justification of kinetic equations rheonomic micromechanics of a solid (rock)	29 (72)	5
Litvinsky G. G. Mathematical model of the SSS statics in a body with microdefects	28 (71)	9
Nozhenko A. A. Improving the means of preventing coal dust explosions in mines and their localization	27 (70)	18
Polozov Yu. A., Bizianov E. E., Lazebnik A. Yu. Soil stabilization by forcing injection using the directional hydraulic fracturing technology	26 (69)	16
Riabichev V. D., Lazebnik A. Yu., Sharko A. A. Studying the stress-strain state of the embankment dam of the elizabethan reservoir, consolidated clay-cement solutions	29 (72)	20
METALLURGY AND MATERIAL SCIENCES		
Galtsov I. A. Improving the technology of surfacing the heterogeneous steels in production of transport and packaging containers	29 (72)	58
Kuberskiy S. V., Protsenko M. Yu., Voron'ko M. I. Analyzing the energy balance of the arc depth silicon reduction method	27 (70)	45
Kuberskiy S. V., Velikotskiy R. E., Dolzhikov V. V. Effect of heat treatment and aging on the cold resistance of pipe steel, strength category K60	28 (71)	56
Kuberskiy S. V., Velikotskiy R. E., Dolzhikov V. V. Formation of cold resistance of K60 steel under the influence of temperature at the end of the rolling finishing stage in the intercritical temperature range	29 (72)	49
Kuberskiy S. V., Zavgorodniy S. R., Filatiov M. A., Fedotov O. V., Kukharev A. L. Physical modeling of electromagnetic steel processing in an intermediate ladle	29 (72)	67
Protsenko M. Yu., Kuberskiy S. V., Protsenko V. I. Burden balance of the arc depth silicon recovery from sand	28 (71)	73
Riabicheva L. A., Diadichev A. V. Influence of powder hollow parts sizes on the relative density	28 (71)	66
Riabicheva L. A., Korobko T. B., Korolko V. V. Influence of the stress-strain state on structure formation and properties during free mandrelling of powdered blank holes	28 (71)	48
Rusanov I. F., Rusanova N. I., Lebedev V. A. Fluctuations in the sieve composition of sinter on exit from the bunkers and their compensation in the blast furnace process	27 (70)	38
Snitko S. A., Denishchenko N. P., Yakovchenko A. V., Denishchenko P. N. Investigation of roll passes of the pre-finishing oval rolls of various types in a round groove	28 (71)	37
Snitko S. A., Denishchenko N. P., Yakovchenko A. V., Denishchenko P. N., Pilipenko V. V. Studying the wear regularities of passes of the finishing round groove at rolling pre-finishing oval rolls of various types	29 (72)	37

Section, title, author	No.	P.
Yakovchenko A. V., Denishchenko P. N., Kravtsova S. I., Ivleva N. I. A method for specifying the constants that determine the thermokinetic parameters in the formula for calculating the metal flow stress	26 (69)	29
Yakovchenko A. V., Denishchenko P. N., Kravtsova S. I., Ivleva N. I. Improved method and software program for determining the refined constants of formulas for calculating thermokinetic parameters for groups of steel grades	27 (70)	27
CIVIL ENGINEERING AND ARCHITECTURE		
Andriychuk V. N., Sokolov V. I., Andriychuk N. D. Improving the regulation quality of draw-in air system	28 (71)	90
Budzilo E. E., Gorovaia N. A., Bondarchuk V. V. Problems in repairing and subsequent functioning of roll roofing in large-panel buildings	28 (71)	81
Budzilo E. E., Zbitskaia V. V. On the issue of improving the water protection indicators of open joints of industrial, agricultural, warehouse panel buildings	27 (70)	55
Emets E. V., Karapetyan S. Kh. Assessment of the bearing capacity of screw piles of various designs in loam soils	26 (69)	43
Grechishkina E. V., Psiuk V. V., Psiuk M. Yu. Studying the dependencies between factors of reconstruction conditions and its efficiency	29 (72)	79
Koniashkina O. A., Psiuk V. V., Nikolaeva E. K. Determining the load-bearing capacity of covering elements of the aboveground recreation area	29 (72)	89
Nikolaeva E. K., Lakhtin K. I., Glushkina I. K. Principles of designing administrative and residential complexes as part of military bases in the Arctic of the Russian Federation	27 (70)	61
Nikolaeva E. K., Psiuk V. V., Koniashkina O. A. Setting up a recreation area on the roof of the donsti laboratory building	26 (69)	50
Psiuk V. V., Antoshina T. V., Merzliakov I. A., Nikishina I. A. Assessing the stress-strain state of U-4 bridge gallery structures of the coke-chemical production of the Branch № 1 “Alchevsk iron-and-steel works” OOO “YUGMK”	28 (71)	98
Sorokanich S. V., Paramonova A. V. Characteristics of technogenic waste (aluminum slag and spent burnt sand) for the production of composite materials based on portland cement	28 (71)	107
Zbitskaia V. V., Psiuk V. V. Justification of using the drilling injection technology in strengthening the soils of bases of the operated construction facilities	28 (71)	113
MECHANICAL ENGINEERING AND MACHINE SCIENCE		
Eron’ko S. P., Oshovskaya E. V., Ponamareva E. A. Justification of the operating parameters of the vibration system, which reduces the overgrowth intensity of the ladle gate channel	29 (72)	99
Kharlamov Yu. A., Petrov P. A., Kozachishen V. A., Izumov Yu. V. Detonation-gas technologies and devices: state and prospects of development. Report 2. Application of gas detonation in extractive and metallurgical industries	26 (69)	63
Kharlamov Yu. A., Petrov P. A., Kozachishen V. A., Izyumov Yu. V. Detonation-gas technologies and devices: state and prospects of development. Report 3. Application of gas detonation in processing and maintaining economic branches	27 (70)	73
Korneev S. V., Dobronogova V. Yu., Kovalenko O. A., Zakharov O. V. Studying the stress-strain state of multi-row mechanical joints of conveyor belts	27 (70)	85
Korneev S. V., Vishnevskiy D. A., Mulov D. V. Simulation of bench tests of pneumatic jackhammers according to GOST R 55162-2012	26 (69)	71

Section, title, author	No.	P.
Litvinsky G. G. Direct-flow centrifugal hydrodynamic filters with ejection sludge recirculation	28 (71)	121
Oshovskaya E. V., Kovaleva O. A. Analytical method for determining the force of transversal pipe cutting with a wedge-shaped blade	26 (69)	96
Prudchenko D. O., Oshovskaia E. V., Sidorov V. A. Oscillations of metal charging cranes of electric steelmaking	27 (70)	97
Shamray Yu. A., Oshovskaya E. V., Sidorov V. A. Mathematical models as a source of information for a risk-oriented maintenance of the ccm cooler	26 (69)	104
Sotnikov A. L., Orlov A. A. Visualization of defects in welded joints	28 (71)	147
Tkachev M. Yu. Design of new ventilation technologies for quarries	26 (69)	83
Tkachev M. Yu. Development of a mathematical model and an automatic control manipulator system to replace the submerged nozzle of a slab CCM	28 (71)	168
Vishnevskiy D. A., Bondar N. A., Gaidar A. I. Mathematical modeling of interrelation between the operability, fatigue and error rate of the metallurgical industry operator, considering the controlled and uncontrolled factors	27 (70)	91
Vishnevskiy D. A., Kozachischen V. A., Bondar N. A. Assessing the influence of human factor on functioning of the pneumatic manipulator system and the mechanism of lifting and rotating the arch and electrodes of the furnace-ladle unit in an emergency situation	28 (71)	158
Vishnevskyi D. A., Korneev S. V., Mulov D. V. Substantiation of dynamic parameters of vibroprotection of pneumatic jackhammers with a separate barrel	28 (71)	136
Zamota T. N., Loshakov A. S. Trends in the improvement of maintenance system	29 (72)	107

Distribution and replication is forbidden without official allowance of FSEI HE “DonSTU”

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

Collection of scientific papers of Donbass State Technical Institute

Collection

Issue 30 (73) 2023

Establisher: FSEI HE “DonSTU”

Certificate of the Ministry of Communications and Mass Media of the LPR for mass media registration ПИ 000169 dated 08.12.2020

By order of the Department of Education and Science of the Donetsk People’s Republic of 2 May 2017 № 464 the Collection of scientific papers is being offered in the list of peer-reviewed scientific editions with required publications of the main scientific PhD and Doctor’s thesis results, approved by an order of the Department of Education and Science of the Donetsk People’s Republic of 1 November 2016 № 1134, according to annex 1

By order of the Department of Education and Science of the Lugansk People’s Republic № 911-ОД of 10.10.2018 the Collection of scientific papers of DonSTI is being offered in the list of peer-reviewed scientific editions with required publications of the main scientific PhD and Doctor’s thesis results, approved by an order of the Department of Education and Science of the Lugansk People’s Republic of 15 May 2018 № 477-ОД

Recommended by academic council of FSEI HE “DonSTU” (Record № 1 dated 31.03.2023)

Added to scientometrical database of RSCI

Format 60×84⅛
Conventional printed sheet 15,4
Order № 61
Circulation 100 copies
Publishing office is not responsible for material content giving by author for publishing

Address of editorial office, publishing and establishing:
FSEI HE “DonSTU”
Lenin avenue, 16, Alchevsk, LPR
94204
e-mail: info@dstu.education
web-site: http//www.dstu.education

PUBLISHING AND PRINTING CENTER
room 2113, tel/fax 2-58-59
Certificate of State registration for mass media publisher, owner and distributor
МИ-СГР ИД 0000055 dated 05.02.2016

Editor-in-chief

Vishnevskiy D. A. — Doctor of Tech. Sc., Asst. Prof., Rector

Deputy Editor-in-chief

Smekalin E. S. — PhD in Engineering, Asst. Prof., Vice-Rector for Science

Editorial board:

Litvinskiy G. G. — 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.
Kharlamov Yu. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Artiukh V. G. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Zinchenko A. M. — PhD in Economics, Asst. Prof.
Snitko S. A. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Kuberskiy S. V. — PhD in Engineering, Prof.
Dolzhikov V. V. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Denischenko P. N. — PhD in Engineering, Asst. Prof.
Sholukh N. V. — Doctor of Arch., Prof.
Andriychuk N. D. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Pilavov M. V. — Doctor of Tech. Sc., Prof.
Davidenko A. I. — 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

Computer layout
Ismailova L. M.

© FSEI HE “DonSTU”, 2023
© Chernyshova N. V., graphic cover design, 2023